



HAL
open science

Analyses expérimentales et modélisation de la formation de bavures dans l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu – Application en coupe orthogonale et en fraisage

Tristan Regnier

► To cite this version:

Tristan Regnier. Analyses expérimentales et modélisation de la formation de bavures dans l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu – Application en coupe orthogonale et en fraisage. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2018. Français. NNT : 2018ENAM0055 . tel-02049734

HAL Id: tel-02049734

<https://pastel.hal.science/tel-02049734>

Submitted on 26 Feb 2019

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

Tristan REGNIER

le 14 Décembre 2018

Analyses expérimentales et modélisation de la formation de bavures dans l'alliage $AlSi7Mg_{0,3+0,5}Cu$ – Application en coupe orthogonale et en fraisage

Directeur de thèse : **Guillaume FROMENTIN**

Co-encadrement de la thèse : **José OUTEIRO, Alain D'ACUNTO**

Responsable industriel : **Arnaud CROLET**

Jury

M. Gilles DESSEIN, Professeur des Universités, LTDS, ENI de Saint Etienne

M. Pedro-José ARRAZOLA ARRIOLA, Professeur des Universités, Université de Mondragón

M. Joël RECH, Professeur des Universités, LTDS, ENI de Saint Etienne

M. Alain D'ACUNTO, Maître de Conférences, LEM3, Arts et Métiers ParisTech Metz

M. Guillaume FROMENTIN, Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech Cluny

M. José-Carlos OUTEIRO, Maître de Conférences HDR, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech Cluny

M. Arnaud CROLET, Ingénieur-Docteur, Linamar-Montupet

M. Bertrand MARCON, Ingénieur-Docteur, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech Cluny

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Examineur

Invité

Invité

T
H
È
S
E

Remerciements

Cette thèse, bien que considérée comme un travail personnel, aura été en réalité le fruit d'une collaboration humaine et technique de grande ampleur. C'est pourquoi je souhaite remercier toutes les personnes ayant contribué, de près ou de loin, consciemment ou non, à l'aboutissement de ces trois ans de travaux.

Je souhaite tout d'abord adresser mes remerciements aux examinateurs du jury :

Gilles DESSEIN pour m'avoir fait l'honneur de présider ce jury de thèse.

Pedro José ARRAZOLA ARRIOLA et Joël RECH pour avoir rapporté mes travaux ainsi que pour leurs remarques et questionnements pertinents.

Par la suite, je souhaite remercier l'équipe qui m'a encadré officiellement ou officieusement durant cette thèse :

Guillaume FROMENTIN pour avoir dirigé cette thèse avec passion. Sans ton aide, je n'aurais jamais autant appris en trois ans.

Alain D'ACUNTO et José Carlos OUTEIRO, pour avoir co-encadré ces travaux. Vos encouragements ainsi que vos idées m'ont été précieux.

Arnaud CROLET, pour m'avoir fait confiance dans la réalisation de cette étude, sa sympathie et sa disponibilité.

Bertrand MARCON pour avoir participé à ce jury, mais surtout pour sa disponibilité tant sur le plan professionnel que privé. Tes conseils, tes idées ainsi que ton honnêteté auront eu un effet positif sur ces travaux. Ça a été un énorme plaisir de travailler avec toi, mais ça, tu le sais déjà.

Je souhaite ensuite continuer mes remerciements en évoquant les personnes ayant apporté leur aide sur des points spécifiques de la thèse :

Olivier DE MATTIA, Timothée GRUNDER, Rémi MARTINEZ et Serge QANTIN, de l'entreprise LINAMAR/MONTUPET, pour leur précieux support technique et scientifique.

Martine TILLIER pour son aide et son temps passé à me former sur l'analyse statistique.

François HILD pour son support et son expertise en corrélation d'images numériques.

Stéphane KAPOUJYAN dont le stage de master recherche a permis de gagner du temps sur la simulation numérique.

Remerciements

Mickaël KREBS, sans qui la mesure des bavures aurait été un calvaire.

Marjorie CURTIL et Justine LECLERC pour leur support administratifs m'ayant soulagé de nombreuses migraines.

Pour continuer, mes remerciements s'adressent aussi à tout le personnel présent à Cluny :

Le personnel technique de l'équipe UGV : Mathieu ALADAME, Gilles DETROYAT, Gilles DELHOMME et Eric POLSINELLI pour la réalisation de certaines pièces d'étude et leurs conseils et formations sur les machines.

Le personnel d'AMVALOR : Isabelle BORDONNET, Serge BORECKI, Richard CHATAIN, Damien EGLI, Guillaume FALCO, Denis LAGADRILLERE, Rémi PORCHERAY, Benjamin ROUX et Joffrey VIGUIER pour leurs contributions multiples, techniques ou administratives, m'ayant grandement facilité la tâche. Le tout avec une bonne humeur contagieuse.

Le personnel ENSAM m'ayant donné de nombreux coups de pouce : Yves BERNAUD, Jean-Claude BUTTAUD, Fabrice COTTIN, Frédéric DELMAS, Évelyne DARGAUD, Jean-Marc DÉPART, Christophe DELORME, 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.

Je remercie aussi Fabien VIPREY et Laurent LABOUREAU pour leur aide de dernière minute concernant l'impression 3D des faciès d'arête de sortie des éprouvettes.

J'ai bien évidemment une pensée à tous mes collègues du labo, doctorants ou post doctorants que j'ai pu côtoyer durant ces trois années : Khalil AOUADI, Anna-Carla ARAUJO, Rabiae ARIF, Thomas BAIZEAU, Sébastien CAMPOCASSO, Wenyu CHENG, Iheb CHERIF, Rémi CURTI, Francisco DA SILVA, Lamice DENGUIR, Edouard DUCROUX, Younes FAYDI, Rémy FRAYSSINHES, Daniel ILIESCU, Pierre LEQUIEN, Seifeddine MEJRI, Cécile NICOLI, Ahcene SIAD, Bastien TOUBHANS et Yutao ZHANG. Je souhaite bon courage aux nouveaux doctorants : Nissrine BENTAYEB, Benoit BESSEAU, Robin DURIOT et Côme LEGRAND.

Je souhaite aussi remercier Théo DORLIN et Christophe RAMIREZ, qui m'ont prodigué de nombreux conseils et avec qui j'ai passé et je passe de très bons moments.

J'ai passé trois années vraiment sympathiques avec vous tous!

Remerciements

Bien évidemment, j'ai une pensée très forte pour Johan MERZOUKI, tout comme tu l'as dit, tu es devenu l'un de mes meilleurs amis, et pourtant c'était mal parti ! Tu m'as apporté beaucoup de bonnes choses, pour la thèse mais aussi et surtout sur le plan personnel.

Enfin, je souhaite terminer mes remerciements par mes proches, sans qui je n'aurais jamais trouvé la motivation nécessaire pour faire des études.

Jeremy, Jonathan, Mathieu, une pensée pour vous. Je ne vous vois pas souvent mais c'est toujours un plaisir de revoir vos tronches quand je redescends.

Clément, tu as toujours su me motiver, tu es un des rares amis à montrer autant ta joie quand de belles choses m'arrivent, saches que ça me touche et que c'est réciproque.

Tonton Philippe, tu auras été un exemple pour moi, et ça a apparemment réussi.

Alex, William, mes frères, vous m'avez toujours encouragé à bosser, aujourd'hui ça porte ses fruits. Je vous en remercie.

Marie Pierre, ma sœur, même si au final, on se redécouvre après tant d'années de distance, je sais que tu as toujours cru en moi.

Pei Shan, tout l'amour que tu m'as apporté, même dans les moments difficiles, ta patience, tes encouragements, ton aide quotidienne, tes bons petits plats, tout ça et le reste encore, m'ont donné la force de me donner à fond jusqu'au bout. Je ne te remercierai jamais assez pour tout ce que tu as fait pour moi. J'espère en faire de même pour toi.

Enfin, Papa et Maman. Que dire si ce n'est que je vous dois presque tout le reste. Je n'oublierais jamais tous les sacrifices que vous avez faits pour moi. Je devrais vous rendre mille fois ce que vous m'avez apporté, mais la tâche est dure. Sans vous ma vie aurait été différente et je n'aurais pas connu la majorité des personnes citées précédemment, ça aurait été une perte. Je vous aime.

Cécile, Steve, Michèle, je sais que si vous aviez pu être parmi nous de nos jours, vous auriez été là pour moi. Aussi, je vous dédie tout naturellement ce mémoire.

Table des matières

Remerciements.....	ii
Table des matières.....	vi
Glossaire	x
Introduction générale et présentation de l'étude.....	1
Contexte et objectifs industriels.....	1
Objectifs des travaux de recherche	3
Paramètres de l'étude	4
Démarche scientifique et organisation du mémoire.....	6
1. Etat de l'art.....	9
1.1. Formation des bavures en usinage.....	10
1.1.1. Terminologie, impacts techniques et économiques	10
1.1.2. Critères et méthodes de caractérisation des bavures.....	11
1.1.3. Etudes fondamentales sur la formation des bavures en coupe élémentaire	15
1.1.4. Etudes expérimentales.....	18
1.1.5. Modélisation et simulation numérique de la formation de bavures	23
1.2. Modélisation des efforts de coupe.....	27
1.2.1. Différents modèles d'efforts de coupe.....	27
1.2.2. Méthode de modélisation d'après le principe de discrétisation d'arête	29
1.3. Synthèse et contributions à apporter	31
2. Caractérisation des bavures en coupe élémentaire.....	33
2.1. Introduction du chapitre	33
2.2. Démarche expérimentale.....	34
2.3. Article publié dans JMPT	38
2.4. Etude complémentaire en coupe orthogonale sur disque.....	50
2.4.1. Dispositif expérimental.....	50
2.4.2. Analyse morphologique des bavures observées	51

2.4.3. Analyse du cumul de bavures passe après passe	53
2.5. Bilan	54
3. Etude statistique de l'influence des paramètres opératoires sur les bavures	55
3.1. Introduction du chapitre	55
3.2. Article publié dans JMSE.....	56
3.3. Bilan	67
4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique	69
4.1. Introduction du chapitre	69
4.2. Article soumis à MST	71
4.3. Détermination des lois de comportement pour la simulation numérique de la coupe de l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu	108
4.3.1. Comportement en plasticité.....	108
4.3.2. Evolution de la déformation à la rupture	110
4.4. Bilan	115
5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage....	117
5.1. Modélisation des efforts de coupe.....	118
5.1.1. Démarche d'identification du modèle.....	120
5.1.2. Dispositif expérimental.....	123
5.1.3. Plans d'expérience et résultats	126
5.2. Etude de la formation des bavures	131
5.2.1. Démarche expérimentale	131
5.2.2. Influence des différentes conditions opératoires sur les bavures	132
5.2.3. Identification d'un modèle de hauteur des bavures	137
5.3. Etude d'une stratégie de modification de la morphologie des bavures	140
5.4. Bilan	144
Conclusions et perspectives	146
Références	151

Annexe A – Données sur le matériau d'étude.....	I
Données générales	I
Caractérisation des disques rainurés.....	I
Annexe B – Caractéristiques des outils coupants.....	III
Outils de rabotage	III
Outil de coupe orthogonale sur disque.....	III
Fraises.....	IV
Annexe C – Caractérisation des bavures en rabotage.....	VII
Annexe D – Courbes contrainte-déformation	XIII
Annexe E – Modélisation des efforts en fraisage	XV
Annexe F – Caractérisation des bavures en fraisage.....	XIX
Fraise à plaquettes tangentielles – Influences de f_z et a_p	XIX
Fraise à plaquettes tangentielles – Influence de Φ_e	XX
Fraise à plaquettes tangentielles – Influence de la géométrie d'outil et de Φ_e	XXI
Fraise à grande avance – Influence de f_z	XXII

Glossaire

Notation	Unité	Définition
ACP	[-]	Abréviation pour « Analyse en Composantes Principales »
a_c	[mm]	Profondeur de passe radiale
Al	[-]	Abréviation pour « Aluminium »
a_p	[mm]	Profondeur de passe axiale
b	[mm]	Largeur de coupe
B_h	[μm]	Hauteur de bavure
B_r	[μm]	Rayon de racine de bavure
B_{rr}	[μm]	Épaisseur de racine de bavure
B_t	[μm]	Épaisseur de bavure
C_d	[μm]	Profondeur de chanfrein
C_h	[μm]	Hauteur de chanfrein
CN	[-]	Abréviation pour « Commande Numérique »
Cr	[-]	Abréviation pour « Chrome »
Cu	[-]	Abréviation pour « Cuivre »
D	[mm]	Diamètre de la fraise
DIC	[-]	Abréviation pour « Digital Image Correlation »
ECAE	[-]	Abréviation pour « Equal Channel Angular Extrusion »
EXA	[°]	Abréviation pour « Exit Angle »
f	[N.mm ⁻¹]	Effort local
F_c	[N]	Effort de coupe
F_x, F_y, F_z	[-]	Efforts de coupe dans le repère pièce (défini par le repère machine)
f_z	[mm.tr ⁻¹ .dt ⁻¹]	Avance à la dent
g	[-]	Valeur de bavure
h	[mm]	Épaisseur coupée
h_{ex}	[μm]	Épaisseur coupée de sortie
JMSE	[-]	Abréviation pour « Journal of Machining Science and Engineering »
JMST	[-]	Abréviation pour « Journal of Materials Processing Technology »
MEB	[-]	Abréviation pour « Microscope Electronique à Balayage »
Mg	[-]	Abréviation pour « Magnésium »
Mo	[-]	Abréviation pour « Molybdène »
MST	[-]	Abréviation pour « Machining Science and Technology »
PCD	[-]	Abréviation pour « Polycrystalline Diamond »
r_β	[μm]	Rayon d'acuité d'arête
Si	[-]	Abréviation pour « Silicium »
T_f	[°C]	Température de fusion
T_r	[°C]	Température de référence
u	[°]	Angle de surface de sortie effectif
V_c	[m.min ⁻¹]	Vitesse de coupe
V_f	[mm.min ⁻¹]	Vitesse d'avance
X, Y, Z	[-]	Axes dans le repère pièce (défini par le repère machine)
X₀, Y₀, Z₀	[-]	Axes dans le repère outil
Z	[-]	Nombre de dents
z	[mm]	Altitude de la zone considérée sur l'arête de coupe
α	[°]	Angle de dépouille
β_0	[°]	Angle de cisaillement négatif à l'initiation de la bavure
γ	[°]	Angle de coupe
Γ_C	[°]	Angle de chanfrein
γ_f	[°]	Angle de coupe observé dans le plan P_f
γ_p	[°]	Angle de coupe observé dans le plan P_p

Δ	[°]	Angle arête-matière
ε	[-]	Déformation
$\dot{\varepsilon}_0$	[s ⁻¹]	Vitesse de déformation de référence
$\dot{\varepsilon}$	[s ⁻¹]	Vitesse de déformation
η	[-]	Triaxialité des contraintes
θ	[°]	Position angulaire de la fraise
K_r	[°]	Angle de direction d'arête
λ_s	[°]	Angle d'obliquité d'arête
ξ_c	[°]	Angle de direction globale d'écoulement du copeau
φ	[°]	Angle de sortie / Angle de cisaillement primaire
Φ_c	[°]	Angle de sortie d'arête
Ψ	[°]	Angle de sortie
ω	[mm]	Distance à l'initiation de la bavure

Introduction générale et présentation de l'étude

Contexte et objectifs industriels

La constante augmentation de la vente de véhicules automobiles impose des cadences de production de plus en plus soutenues aux différents équipementiers. En parallèle, les exigences des constructeurs en termes de qualité de pièces sont de plus en plus importantes. Ces deux phénomènes imposent aux équipementiers d'adapter leurs méthodes de production. C'est notamment le cas en usinage, afin de réduire le temps nécessaire à la réalisation de certaines opérations tout en assurant la conformité des pièces vis-à-vis des exigences du client. Il en va de même quant à la maîtrise du processus en terme de puissance requise afin de solliciter les machines au maximum de leurs capacités énergétiques et réduire les temps de cycle.

Du point de vue de la qualité, la présence de bavures, générées pendant l'usinage des surfaces fonctionnelles, est l'une des caractéristiques pour lesquelles certains constructeurs automobiles ont considérablement augmenté leurs exigences. En effet, les bavures produites sont indésirables pour plusieurs motifs :

- Risque de coupures pour les opérateurs qui manipulent les pièces ;
- Difficultés d'assemblage dues aux défauts géométriques engendrés par les bavures ;
- Pollution du système mécanique lors du détachement de certaines bavures.

Ce dernier point est particulièrement néfaste lorsque le système mécanique est constitué d'éléments à mouvements cycliques ou contient des passages de fluides. Les bavures détachées pouvant se loger dans les ajustements ou obstruer les canaux. Les bavures présentes dans le système peuvent, par conséquent, engendrer une usure prématurée du système ou un mauvais fonctionnement, nécessitant son remplacement.

Le groupe Montupet-Linamar, équipementier automobile spécialiste de la fabrication de pièces de fonderie en alliages d'Aluminium (4,5 millions de pièces par an), a créé il y a quelques années un centre de développement dans son usine de Laigneville, dont un service est dédié à la préparation de l'usinage des produits avant la vente aux constructeurs automobiles. Un des principaux challenges du service est de limiter la présence de bavures, générées durant l'usinage, sur certains types de pièces livrées aux clients. C'est notamment le cas des culasses dont certains

modèles sont présentés en FIGURE 0-1, qui font partie intégrante de l'ensemble moteur. Les géométries complexes et les nombreux ajourages présents sur les culasses sont propices à la formation de bavures lors de la réalisation des opérations de surfaçage. Il est donc nécessaire de réaliser une opération d'ébavurage afin de livrer les culasses avec un minimum de bavures.

Cependant, l'ébavurage est une opération chronophage et donc coûteuse, surtout dans un contexte de production continue : les culasses produites par le groupe sont ébavurées manuellement ou à l'aide d'une brosse. Au-delà de l'aspect économique, de fines particules d'aluminium sont produites lors de l'ébavurage (effectué à sec), exposant les opérateurs à l'inhalation de particules volatiles potentiellement néfastes à long terme.

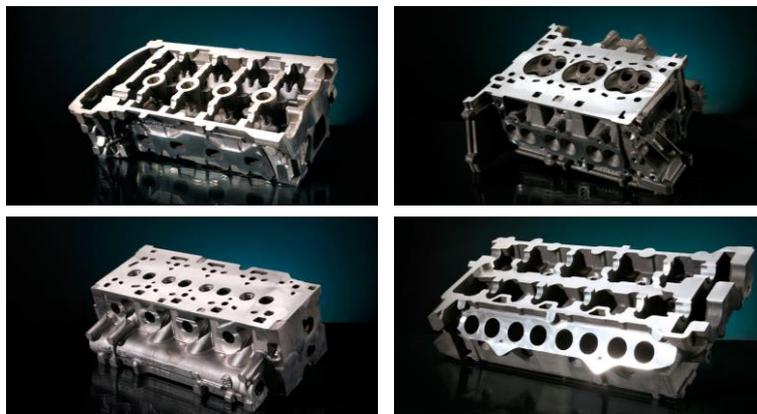


FIGURE 0-1. Exemples de culasses produites dans l'usine Montupet EOOD¹ (Bulgarie) : (a) BMW, (b) Ford, (c) Renault, (d) Volvo.

Afin de réduire l'impact de l'ébavurage sur le coût des pièces et la santé des opérateurs, il a donc été décidé de travailler sur la compréhension du phénomène de formation des bavures afin de pouvoir mieux prédire où ces dernières vont se former et quelles seront leurs dimensions. Ceci permettrait, en optimisant les conditions de coupe et trajectoires d'outils, de réduire le taux de bavures non conformes et de les localiser dans des zones faciles d'accès pour les opérateurs ou les brosses et, de ce fait, de réduire le temps nécessaire à l'ébavurage et le volume de particules volatiles produit.

Du point de vue de la maîtrise du processus, la prédiction des efforts de coupe en temps réel durant l'usinage permettrait de mieux dimensionner le parc machine ainsi que d'améliorer la productivité en réduisant le nombre de passes nécessaires lors des opérations d'ébauche. La formation de bavures étant, entre autres, liée à la déformation plastique du matériau usiné, les efforts de coupe prédits serviraient aussi de données d'entrée pour l'étude de la formation des bavures.

¹ Montupet EOOD : usine du groupe Montupet-Linamar, située en Bulgarie (Ruse).

Objectifs des travaux de recherche

L'étude présentée dans ce mémoire a pour objectif de répondre aux souhaits de l'entreprise en termes de modélisation des efforts de coupe et de formation de bavures lors du surfacage à grande vitesse des culasses en alliage d'Aluminium-Silicium, à l'outil diamant.

Bien que les aspects fondamentaux portant sur la formation des bavures en usinage aient fait l'objet de quelques études par le passé ([Iwata, Ueda et Okuda 1982], [Nakayama et Arai 1987], [Hashimura et al. 1995], [Hashimura, Chang et Dornfeld 1999]), ces dernières impliquaient de très faibles vitesses de coupe et des moyens de mesure limités. La modélisation et la simulation numérique du procédé d'usinage ainsi que les avancées technologiques de ces dernières années en termes de mesure de profils in situ, de mesure de champs et d'acquisition d'images ainsi que la volonté de poser des bases solides en termes de caractérisation et de compréhension des phénomènes, pilotent le premier objectif de cette étude, à savoir, approfondir l'analyse fondamentale de la formation des bavures générées en sortie d'outil, lors d'essais en coupe orthogonale. Cet objectif est d'autant plus justifié qu'il a été montré que les mécanismes de formation de bavures diffèrent en fonction du matériau usiné. Il est donc important d'étudier les mécanismes activés dans le cadre de la coupe de l'AlSi7Mg0,3+0,5Cu, matériau très sensible à l'évolution de son état de contrainte. En effet, cet alliage a pour particularité d'avoir une déformation à la rupture plutôt faible en traction mais élevée en compression.

Le second objectif de l'étude est la modélisation des efforts de coupe à l'aide d'un modèle développé par [Dorlin 2016]. Ce modèle de type mixte phénoménologique/mécaniste, permet une identification raisonnablement correcte des efforts de coupe en temps réel, incluant la prise en compte de la géométrie d'outil et du faux-rond. Cependant la modification des conditions de coupe ainsi que du matériau de l'outil imposent des ajustements dans l'approche expérimentale afin de palier à certaines limitations. Cette modélisation aura pour but de permettre à l'industriel de mieux dimensionner son parc machine concernant les opérations de surfacage sur des pièces fortement ajourées.

Enfin, l'étude de la formation des bavures en fraisage englobe les deux derniers objectifs visés :

- Une meilleure compréhension de la formation des bavures en fonction des conditions de coupe dans le but d'une prédiction de la hauteur de bavures générées lors de la sortie des dents, en fonction des efforts de coupe et de la séquence de sortie des arêtes ;

- Le développement d'une stratégie de formation de bavures d'une morphologie spécifique, en fonction des conditions de coupe.

Le premier de ces deux objectifs est destiné à l'industriel et constitue l'outil final souhaité par ce dernier dans le cadre de l'optimisation des opérations d'égavurage de par la gestion de la localisation des bavures générées lors du surfacage. Le second objectif, qui ne fait pas partie d'une demande de l'industriel, constitue une volonté de proposer une solution innovante permettant de privilégier la formation d'un type de bavures plus robuste et moins propice à l'augmentation de hauteur passe après passe.

Paramètres de l'étude

Comme évoqué précédemment, l'étude se concentre sur l'étude des efforts de coupe et de la formation des bavures formées en sortie d'outil (bavures de sortie) dans le cadre du fraisage, et plus particulièrement du surfacage de culasses en alliage d'Aluminium - silicium. Un des alliages utilisés par le groupe pour ce produit est l'alliage hypoeutectique $AlSi7Mg0,3+0,5Cu$ traité thermiquement T7, ayant une microstructure mixte dendritique/eutectique, présentée en FIGURE 0-2. Cet alliage est apprécié pour la fabrication des culasses de par la stabilité de ses caractéristiques mécaniques à hautes températures et pressions aidé par le traitement thermique qui affine son DAS² et son SDAS³ [Ghassemali et al. 2017].

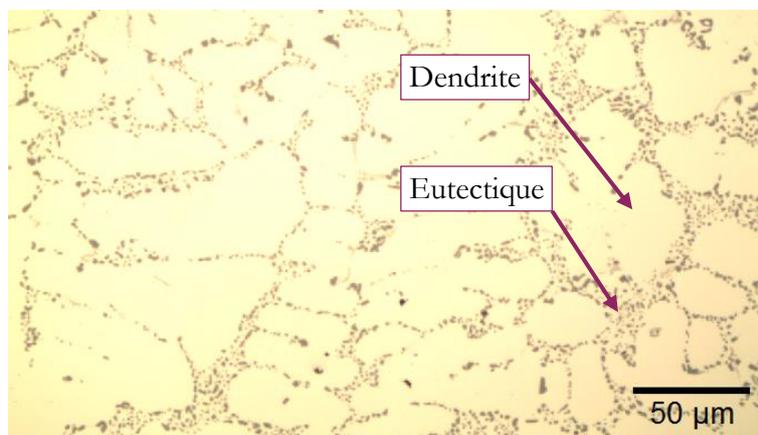


FIGURE 0-2. Microstructure de l'alliage $AlSi7Mg0,3+0,5Cu - T7$, dans un plan quelconque (Billetes).

L'ajout de 0,5% de cuivre à l'alliage de base $AlSi7Mg0,3$ lui confère une meilleure tenue à chaud ainsi qu'une meilleure usinabilité mais réduit son allongement à la rupture. Le choix d'étudier cette nuance s'explique par le fait que les culasses produites en $AlSi7Mg0,3+0,5Cu$ sont destinées à des clients exigeants du point de vue de la qualité, et notamment des bavures présentes sur le

² DAS : Dendrite Arm Spacing, espace entre deux bras d'une dendrite.

³ SDAS : Secondary Dendrite Arm Spacing : espace entre deux bras secondaires d'une dendrite.

produit livré. Les études concernant l'usinage de cet alliage et notamment les problématiques liées aux bavures sont très limitées [Bourlet et al. 2016].

Différentes opérations d'usinage sont étudiées dans ces travaux. L'analyse fondamentale de la formation des bavures est réalisée suivant deux méthodes de coupe orthogonale :

- Rabotage ;
- Coupe orthogonale discontinue sur disques rainurés.

La proximité d'une caméra rapide, permettant l'observation fine de la sortie matière, ne permettant pas l'utilisation de moyens de lubrification, la majorité des essais est effectuée à sec.

Des opérations de rainurage et fraisage épaulé sont réalisés dans le cadre de la modélisation des efforts de coupe. Enfin, l'étude de la formation des bavures en fraisage est réalisée en fraisage épaulé. Tous les essais de fraisage sont réalisés avec lubrification externe. L'huile soluble Blasocut 2000 CF avec une concentration de 8% est utilisée à cet effet.

Les différentes éprouvettes réalisées sont obtenues à partir de billettes ou de « culasses type » provenant de l'usine de Laigneville. Ces deux types de supports, présentés en FIGURE 0-3, sont coulés par gravité dans des coquilles métalliques afin de correspondre le plus possible au procédé d'obtention des culasses réelles. Comme montré en Annexe A, les billettes présentant une meilleure santé que les culasses type, leur utilisation est privilégiée. Cependant, les conditions de coupe étudiées en coupe orthogonale sur disque imposant des dimensions d'éprouvettes trop importantes pour être débitées dans des billettes, le recours à l'utilisation de culasses type est nécessaire.



FIGURE 0-3. Billette (à gauche) et culasse type (à droite).

Les essais de rabotage sont réalisés à l'aide de plaquettes de profilage à arête rectiligne en carbure de tungstène avec liant cobalt (HW-K20⁴). Les plaquettes, référencées ARNO PROFIL-CUT 213202, sont modifiées par un affûteur (AIF⁵) afin d'obtenir les géométries de coupe souhaitées (angle de coupe, angle de dépouille, angle d'inclinaison d'arête, réduction de largeur). Les rayons d'arête sont modifiés par tribofinition au Cetim-Ctdec. La coupe sur disques est réalisée avec un insert en diamant polycristallin (PCD) directement brasé sur un corps d'outil en acier, produit par MASNADA DIAMANT INDUSTRIE. Les grains composant l'insert sont de grade fin, permettant une meilleure résistance aux chocs rencontrés en coupe discontinue.

Concernant les essais de fraisage, un corps d'outil CERATIZIT de référence Maximill AHPC.80.R.09-12, de diamètre 80 mm, est fourni par l'entreprise ainsi que deux jeux de plaquettes tangentielles PCD à géométries de coupe différentes ($\gamma_p = 0^\circ / \gamma_f = -2^\circ$ et $\gamma_p = 5^\circ / \gamma_f = 5^\circ$). Ces plaquettes, sont dotées d'un chanfrein de 45° sur 0,5 mm reliant l'arête frontale et l'arête latérale. Le premier jeu est actuellement utilisé en production pour le surfacage des culasses. Le second jeu est à l'étude pour une éventuelle future utilisation. L'étude complémentaire sur la stratégie de minimisation des bavures est réalisée avec un corps d'outil Kennametal de type Dodeka Mini High-Feed KSHRHF032D03M16HN06, de diamètre nominal 32 mm. Un insert PCD est brasé sur la plaquette en carbure de tungstène, d'angle de coupe $\gamma_p = 2^\circ$, destinée aux essais en fraisage à une dent. Les caractéristiques détaillées des différents outils utilisés sont présentées en Annexe B.

Démarche scientifique et organisation du mémoire

La démarche scientifique globale de ces travaux de thèse est d'observer et analyser la formation de bavures en coupe élémentaire puis en fraisage, ainsi que de modéliser les efforts de coupe en fraisage à grande vitesse avec plaquettes tangentielles. Ce dernier objectif est en liaison avec la problématique de formation des bavures car les efforts de coupe peuvent être utilisés comme données d'entrées pour un futur modèle visant à décrire l'évolution de la hauteur des bavures, mais est aussi désiré à des fins de dimensionnement des machines. Le présent mémoire par article, est décomposé en 5 chapitres disposés de façon à suivre la logique de la démarche scientifique, comme présenté en FIGURE 0-4.

⁴ HW-K20 : grade de l'outil, carbure non revêtu composé de 92% de carbure de tungstène et 8% de cobalt.

⁵ AIF : Ateliers Ile de France.

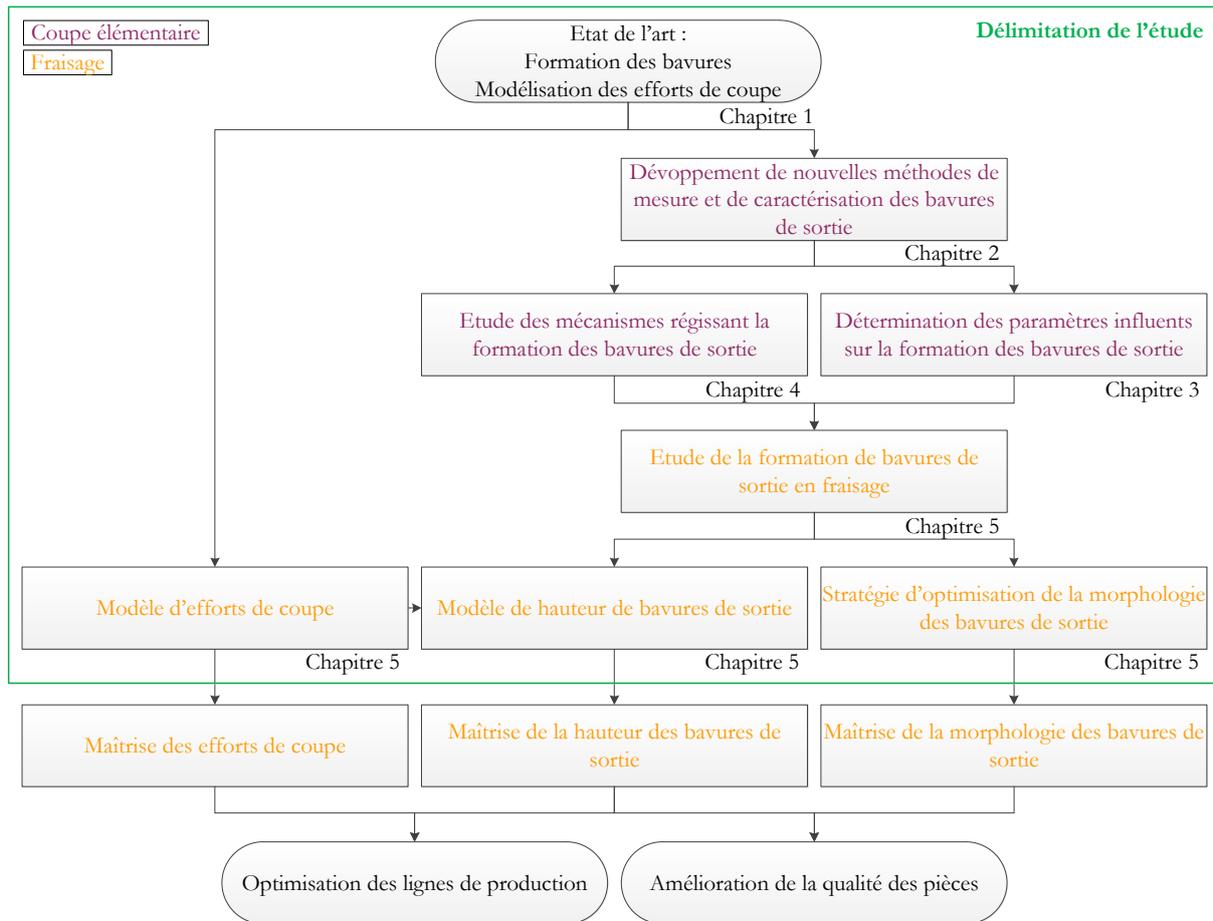


FIGURE 0-4. Schéma représentant la démarche scientifique globale de l'étude.

Le chapitre 1 traite de l'état de l'art sur la formation des bavures pour les différentes opérations d'usinage, les techniques de caractérisation des bavures puis la modélisation des efforts de coupe. A partir de cette recherche bibliographique, les différentes contributions scientifiques que les travaux de thèse peuvent apporter sont dégagées.

Le chapitre 2 porte sur l'étude générale et la caractérisation des bavures en coupe élémentaire. Une majeure partie de ce chapitre est évoquée dans un premier article publié dans JMPT (Journal of Materials Processing Technology). Afin d'améliorer la classification des bavures en fonction de leurs morphologies, de nouveaux critères de caractérisation y sont proposés. Ces travaux mettent également en avant le développement d'une méthode de mesure des bavures par profilomètre de type ligne, in situ machine. Les mesures discrétisées sur la largeur de l'éprouvette permettent une analyse statistique des différents critères de caractérisation. La faible répétabilité des essais, de même que la variabilité de la morphologie des bavures générées le long des éprouvettes, sont évoquées. Enfin, le cumul de bavures en fonction de leur morphologie est étudié. En complément, une étude en coupe sur disques rainurés à l'outil PCD est réalisée sur l'influence de la vitesse de coupe ainsi que sur le cumul de bavures à nombre de passes élevées.

Le chapitre 3, constitué d'un second article publié dans JMSE (Journal of Manufacturing science and Engineering), propose une Analyse statistique en Composantes Principales (ACP) des résultats obtenus lors de la précédente campagne de rabotage. Le but de cette étude est de dégager une sensibilité des différents critères définissant les bavures par rapport aux paramètres de coupe et à la géométrie d'outil. La volonté de réaliser une étude statistique est justifiée par le nombre conséquent d'essais et de paramètres d'entrée/sortie. Les résultats permettent de cibler les paramètres à prendre en compte en fonction du critère de caractérisation à piloter.

Le chapitre 4, composé d'un troisième article, soumis dans MST (Machining science and Technology), s'intéresse à l'étude des mécanismes de formation des bavures par analyse des champs de déplacement et déformation. Une analyse par corrélation d'images numériques (DIC⁶) est réalisée à partir des images obtenues par caméra rapide. Les champs de déformations principales ainsi que de déplacements permettent de comprendre les mécanismes associés à la formation des bavures de sortie. Pour les mêmes raisons, l'évolution de l'état de déformation dans la pièce est aussi analysée. Une modélisation et simulation par éléments finis de la coupe orthogonale complète l'étude en donnant des informations sur l'état de contrainte dans la matière au moment de la génération d'une morphologie de bavure particulière. Enfin, les mécanismes déterminés permettent de proposer des améliorations concernant un modèle analytique développé auparavant par [Chern et Dornfeld 1996].

Le chapitre 5 est consacré à l'étude de la formation des bavures et la modélisation des efforts de coupe en fraisage épaulé. Un modèle descriptif d'efforts de coupe développé au sein du laboratoire est utilisé et l'identification des paramètres est adaptée au fraisage à grande vitesse à l'outil PCD. Certains paramètres opératoires sont donc modifiés afin de palier à plusieurs difficultés techniques résultantes des paramètres de coupe et de l'outil utilisé. Une étude sur l'évolution des critères de caractérisation des bavures en fonction des conditions de coupe est aussi proposée pour deux géométries d'outil différentes. Un critère de proportion de bavures dont la hauteur dépasse un certain seuil est proposé en complément des critères étudiés lors des précédents chapitres. Ce critère permet à l'industriel d'estimer les chances de produire des bavures non conformes en fonction des conditions de coupe. Finalement, d'après les observations réalisées en coupe élémentaire, une nouvelle stratégie d'usinage permettant la génération de bavures plus robustes et plus petites (i.e. moins contraignantes) est étudiée. Le but est de faire varier la géométrie des plaquettes et l'avance à la dent pour augmenter le volume de matière arraché lors de la sortie d'une dent. Pour cela, une fraise dotée d'une plaquette grande avance est utilisée.

⁶ DIC : Digital Image Correlation

1. Etat de l'art

1. Etat de l'art.....	9
1.1. Formation des bavures en usinage.....	10
1.1.1. Terminologie, impacts techniques et économiques	10
1.1.2. Critères et méthodes de caractérisation des bavures.....	11
1.1.3. Etudes fondamentales sur la formation des bavures en coupe élémentaire	15
1.1.4. Etudes expérimentales	18
1.1.5. Modélisation et simulation numérique de la formation de bavures	23
1.2. Modélisation des efforts de coupe.....	27
1.2.1. Différents modèles d'efforts de coupe.....	27
1.2.2. Méthode de modélisation d'après le principe de discrétisation d'arête	29
1.3. Synthèse et contributions à apporter	31

Ce premier chapitre est destiné à dresser un état de l'art non exhaustif sur la formation de bavures en usinage puis sur la modélisation des efforts de coupe. La terminologie du mot « bavure » est évoquée, ainsi que les impacts technico-économiques engendrés par la problématique de formation de bavures. Par la suite, un résumé des différents aspects liés aux bavures générées en usinage est proposé. Les différents moyens de mesure ainsi que les critères de caractérisation employés dans la littérature sont introduits, suivis des observations provenant d'études en coupe élémentaires et lors d'opérations courantes. Enfin, les approches de modélisation concernant la formation des bavures sont discutées.

L'état de l'art portant sur la modélisation des efforts de coupe est divisé en deux sections. Une première, détaillant les différents modèles d'efforts de coupe établis dans la littérature, puis une seconde, axée sur la méthode de modélisation utilisée dans l'étude, d'après le principe de discrétisation d'arête et de couple arête-matière.

Enfin, une synthèse de l'état de l'art suivie des différentes contributions que l'étude vise à apporter sont proposés dans le sous-chapitre 1.3.

Afin d'éviter les redites avec les articles constituant les prochains chapitres, certaines études ou certains résultats ne sont pas présentés dans ce chapitre, ou légèrement abordés.

1.1. Formation des bavures en usinage

1.1.1. Terminologie, impacts techniques et économiques

La norme [ISO 13715 2000] définissait le terme « bavure » comme un « reste rugueux de matière laissée à l'extérieur de la forme géométrique idéale d'une arête extérieure soit par l'usinage soit par le procédé de formage ». Une nouvelle version de la norme [ISO 13715 2017], définit la bavure comme un cas particulier de raccordement extérieur.

La formation de bavures est préjudiciable dans l'industrie pour plusieurs raisons :

- Ergonomique : Certaines bavures sont très fines, les opérateurs ou clients manipulant des pièces présentant ce type de bavures peuvent donc avoir les mains ou les doigts entaillés ;
- Esthétique : La présence de bavures irrégulières le long d'une arête n'est pas acceptable sur certains produits, notamment dans le secteur du luxe ;
- Fonctionnelle : Certaines bavures peu robustes sont susceptibles de se détacher de leur racine et de venir polluer un système mécanique.

Ce dernier point est très critique pour les entreprises produisant des pièces de motorisation. Les bavures détachées peuvent obstruer des canaux d'évacuation ou encore se loger entre deux pièces ajustées et en mouvement l'une par rapport à l'autre, engendrant une usure prématurée voire une défaillance du moteur.

Or, l'apparition de bavures lors de l'usinage est un phénomène inévitable et peu contrôlable de nos jours, notamment lorsque les pièces usinées sont fortement ajourées. Des opérations d'ébavurage post-usinage sont donc nécessaires afin d'éviter la présence de bavures. Plusieurs méthodes d'ébavurage existent, allant de l'ébavurage manuel aux machines d'ébavurage électrolytiques en passant par les bras robotisés. La plupart de ces méthodes nécessitent l'achat de machines spéciales plus ou moins onéreuses, de plus, le temps consacré à l'ébavurage n'est pas forcément adapté à la production continue. Comme énoncé dans l'introduction générale, chez Montupet-Linamar l'ébavurage des culasses est réalisé par brossage systématique automatisé ou manuellement, en fonction du besoin. Ces opérations représentent un coût porté à environ 10% de la valeur de la marge à réaliser. De plus, le brossage des pièces engendre la production de fines particules d'aluminium et/ou d'abrasifs, potentiellement dangereuses pour les opérateurs à proximité.

1.1.2. Critères et méthodes de caractérisation des bavures

La caractérisation des bavures en usinage est un problème complexe tant la morphologie des bavures est variable. Quatre morphologies générales de bavures obtenues en usinage sont définies par [Gillespie et Blotter 1976] et schématisées sur la FIGURE 1-1 :

- les bavures de type Poisson engendrées par la pénétration de l'outil dans la pièce ;
- les bavures de type « roll-over », par la déformation de la matière dans le sens de coupe et dont la hauteur augmente à chaque passage de dents ;
- les bavures de déchirement, dues à la séparation entre le copeau et la pièce ;
- les bavures de tronçonnage, exclusivement rencontrées lors de cette opération.

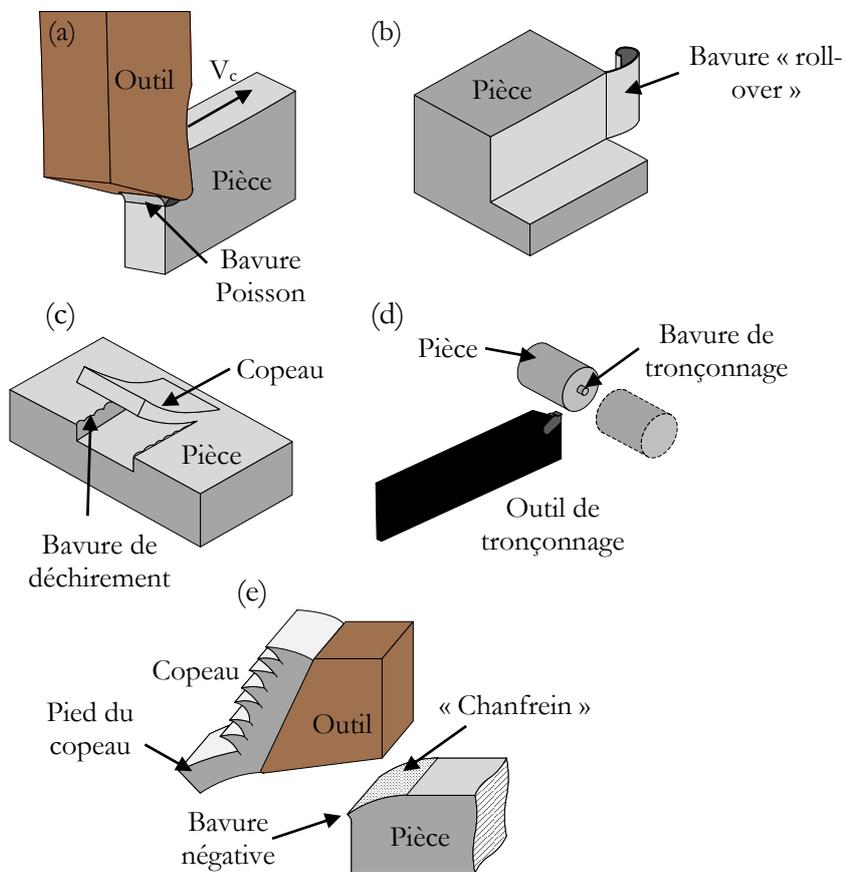


FIGURE 1-1. Schéma représentatif des différentes morphologies de bavures définies par [Gillespie et Blotter 1976], adapté de [da Silva et al. 2015a] : (a) bavure de type Poisson, (b) bavure de type « roll-over », (c) bavure de déchirement, (d) bavure de tronçonnage, (e) bavure négative.

En étudiant l'effet de la sortie matière sur l'usure des outils carbures, [Pekelharing 1978] remarque et analyse une nouvelle morphologie de bavure, formée par l'arrachement de l'arête de la pièce restée solidaire du copeau, appelé pied du copeau. Cette morphologie de bavure est nommée plus tard « bavure négative » par [Iwata, Ueda et Okuda 1982] (cf. FIGURE 1-1e), de par la nature de la zone de cisaillement engendrée au moment de la séparation entre le pied de la bavure et la pièce ou encore un « bris d'arête » (« edge breakout ») [Ko et Dornfeld 1991].

En fonction de l'opération d'usinage, des conditions de coupe, des caractéristiques mécaniques de la pièce, de la géométrie d'outil et de la position de l'arête usinée par rapport à la direction de coupe, la morphologie des bavures générées varie. Durant ses travaux de thèse, [Gillespie 1973] recense les morphologies des bavures générées sur chaque arête générée par la coupe, pour de nombreuses opérations d'usinage (cf. FIGURE 1-2). En fonction de l'arête étudiée, l'auteur précise si la bavure est générée par la sortie matière de l'outil, ou son entrée, mais distingue aussi la partie du corps de fraise (bout ou flanc) qui génère la surface. Ainsi, une bavure de type « roll-over » est une bavure de sortie. A contrario, une bavure de type Poisson est une bavure d'entrée. Cependant, en fraisage, les schémas proposés se basent sur la direction d'avance du corps de fraise uniquement et non de la direction de coupe des dents. Or, dans le cas d'opérations de fraisage avec un engagement radial supérieur au rayon de la fraise, lorsque cette dernière entre en matière sous l'effet de la vitesse d'avance, certaines dents sortent de la pièce (la vitesse de coupe étant plus élevée que la vitesse d'avance). Des bavures de sortie sont alors aussi générées.

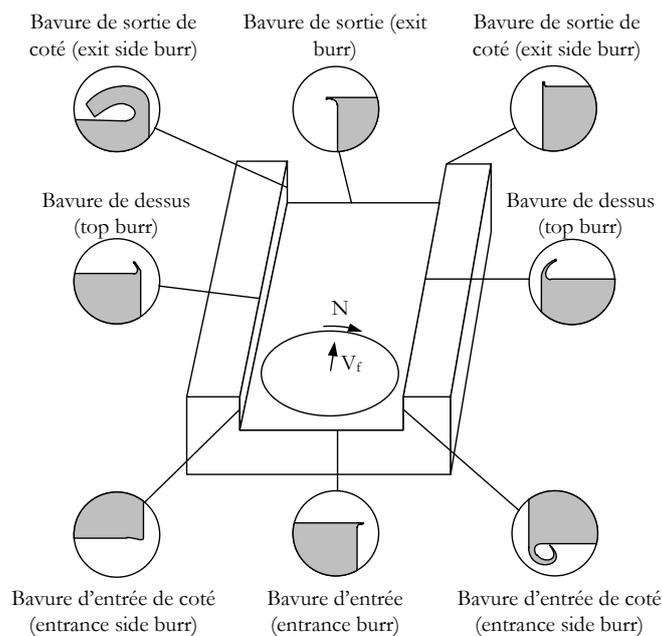


FIGURE 1-2. Types de bavures obtenues en fraisage adapté de [Schueler et al. 2010], suivant la dénomination introduite par [Gillespie 1973]

Les dimensions et caractéristiques géométriques de chaque morphologie de bavures sont par définition différentes. Il est donc difficile de proposer des critères communs à toutes les bavures. La norme [ISO 13715 2017] ne propose qu'une identification de la hauteur de bavure (distance entre le bout de la bavure et la surface de sortie) comme critère de classification. Une description plus poussée est proposée par [Schäfer 1975], concernant la bavure roll-over. La bavure est décrite suivant 5 critères, présentés en FIGURE 1-3, dont 4 d'entre eux sont ensuite utilisés pour déterminer une « valeur » de bavure, notée « g ». Cependant, ce type de description est difficile

à appliquer sur des bavures négatives. D'après un sondage réalisé par [J. C. Aurich 2006], à cause du manque de critères universels concernant les bavures, la plupart des entreprises utilisent leurs propres systèmes de classification des bavures, en fonction des caractéristiques à prendre en compte.

En coupe élémentaire, trois types de bavures sont générés : les bavures d'entrée, bavures de sortie et bavures latérales. Ces dernières sont formées par la déformation de la matière vers les bords libres (arêtes latérales) pendant la coupe.

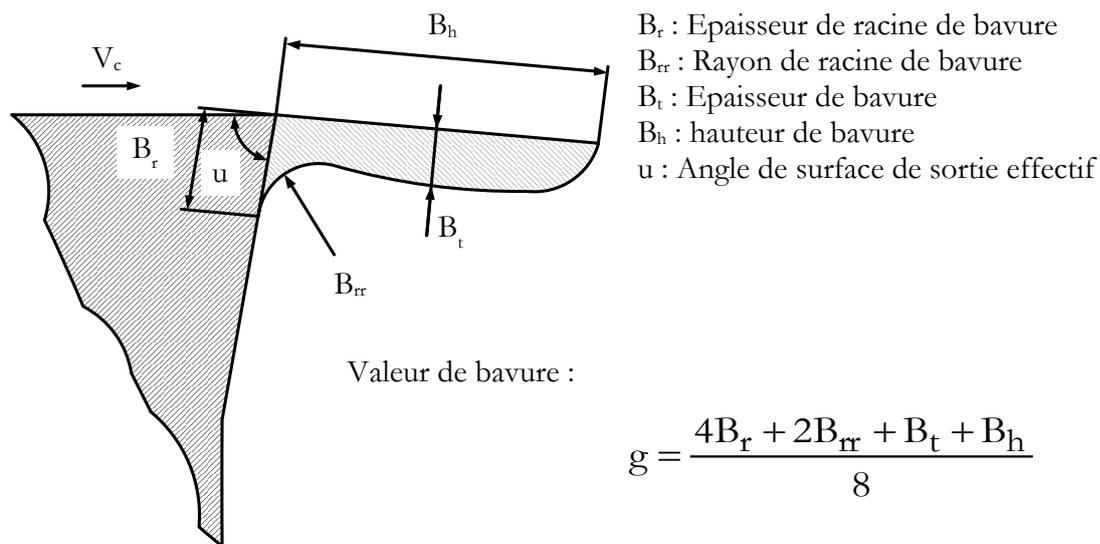


FIGURE 1-3. Critères de caractérisation d'une bavure roll-over, d'après [Schäfer 1975].

De nombreuses méthodes de mesure ou de détection de bavures sont possibles, comme énumérées en FIGURE 1-4. Une des méthodes les plus courantes est la mesure au stylet avec un profilomètre par contact, utilisée entre autres par [Bourlet et al. 2016] pour la mesure des bavures de sortie générées lors du surfacage de l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu. Cette technique est relativement simple à mettre en œuvre. Toutefois, la mesure ne peut être réalisée sans déplacement de la pièce et le contact entre le stylet et la bavure peut engendrer des erreurs de mesure par déplacement de la bavure ou parce que le contact est réalisé avec le flanc du stylet et non sa pointe (talonnage). En outre, les temps de mesure sont importants avec cette méthode et, comme le montre la FIGURE 1-5, elle ne permet pas d'étudier qu'un panel restreint de bavures.

La mesure par microscopie optique est elle aussi couramment utilisée. [da Silva et al. 2015b] mesurent les empreintes réalisées par les bavures d'un acier inoxydable PH13-8 Mo sur de la pâte silicone. Néanmoins, la mesure dépend de l'opérateur et est rendue compliquée par le manque de repères concernant la surface de référence. Cette méthode est, d'autant plus, difficilement automatisable.

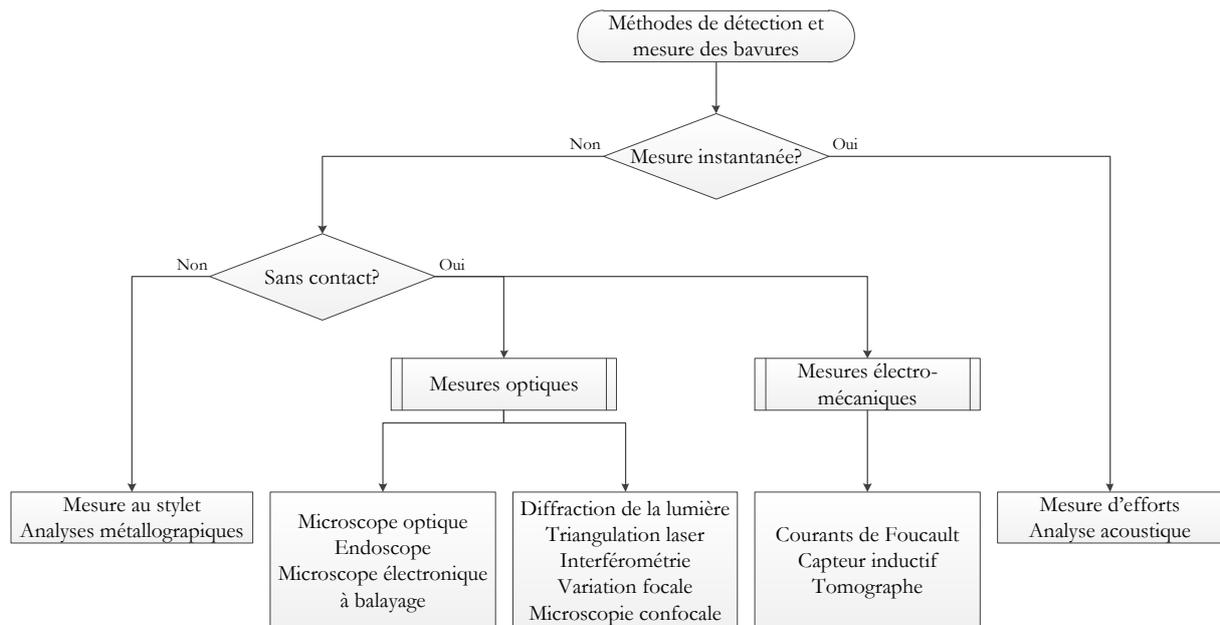


FIGURE 1-4. Classification des méthodes de mesure des bavures, adapté de [Leopold et Schmidt 2004].

Certaines études développent des méthodes de mesures basées sur l'utilisation de caméras. C'est par exemple le cas de [Nakao 2001] qui associe une caméra CCD à des miroirs pour pouvoir mesurer la hauteur et la largeur des bavures générées en perçage. L'image capturée est constituée du reflet de quatre miroirs disposés autour du trou puis du contour du trou vu de dessus, permettant respectivement la mesure de la hauteur des bavures et de leur largeur. La mesure est réalisée après binarisation des images. Cette méthode de mesure est adaptée à la mesure de bavures conséquentes mais permet difficilement une mesure de bavures de petite dimension.

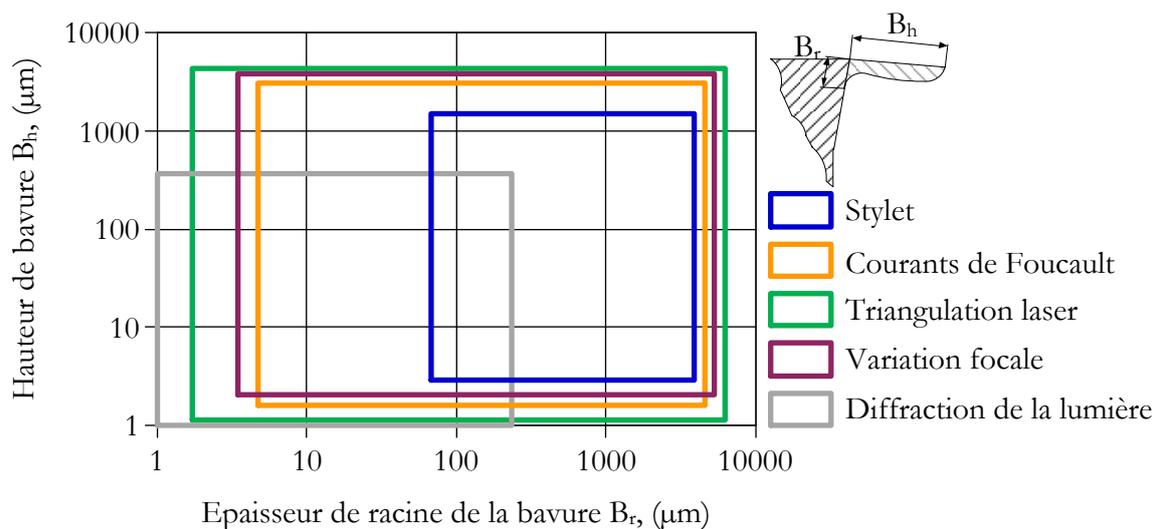


FIGURE 1-5. Domaines de mesure des différentes méthodes, d'après [J. C. Aurich et al. 2009].

D'autres mesures sans contact existent. [Jones et Furness 1997] mesurent les bavures générées par le surfacage d'un alliage AlSi7Mg0,3 à l'aide d'un capteur capacitif. [Ko et Park 2006] comparent quant à eux trois méthodes de mesure sans contact : l'holographie conoscopique, la

triangulation laser et l'interférométrie. Un cylindre de 0,5 mm sert d'artefact pour la comparaison. Les auteurs arrivent à la conclusion que la mesure conoscopique donne les meilleurs résultats. La triangulation laser perd de l'information lorsqu'il s'agit de mesurer les côtés du cylindre et le système de mesure par interférométrie ne dispose pas d'une étendue de mesure assez satisfaisante.

Dans les années 1990, plusieurs études de master recherche sont lancées pour tester de nouvelles techniques de mesure de bavures. D'après [Meum 2000], une méthode en particulier, développée par [Yeh 1992] semble être la plus adaptée à la mesure universelle des bavures. Cette méthode consiste à projeter un laser ligne sur la surface à mesurer, puis de capturer le profil du laser déformé par la géométrie de la bavure avec une caméra. Après traitement des images acquises, la mesure de la hauteur de bavures est possible.

La majorité des études fondamentales, présentées dans le paragraphe 1.1.3, sont réalisées in situ MEB. Les images produites par le MEB servent à l'analyse des mécanismes de formation et à la mesure des dimensions des bavures générées.

1.1.3. Etudes fondamentales sur la formation des bavures en coupe élémentaire

La complexité des mécanismes liés à la formation des bavures impose le recours à des techniques d'usinage élémentaires dans l'optique de leur étude, la coupe orthogonale et la coupe oblique sont deux configurations utilisées par la communauté scientifique afin de simplifier l'étude de phénomènes liés à l'usinage. [Iwata, Ueda et Okuda 1982] utilisent un système de micro-rabotage intégré dans l'enceinte d'un MEB, générant une vitesse de coupe, V_c , de l'ordre de $0,15 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Leur analyse porte sur la formation des bavures de sortie dans le cadre du rabotage d'aluminium pur et d'acier à forte usinabilité. La morphologie des bavures ainsi que leur dimension finale sont comparés en fonction du matériau usiné, de l'épaisseur coupée, de l'angle de sortie d'arête et de l'angle de coupe de l'outil. Enfin, les auteurs analysent les champs de déformation et de contrainte en appliquant une méthode par éléments finis sur les images obtenues. Trois types de bavures sont formés durant les essais : les bavures de type roll-over, les bavures négatives et une morphologie de bavure intermédiaire. Cette dernière morphologie de bavure est générée lorsque la fissuration suivant le plan de cisaillement négatif n'est pas propagée jusqu'à la surface de sortie. Les auteurs observent une forte influence de l'angle de sortie d'arête sur la hauteur et la morphologie des bavures générées. Plus l'angle de sortie est élevé (chanfrein sur la pièce), plus la hauteur de bavure est faible et les chances de former une bavure négative sont élevées. L'étude des champs de contraintes montre qu'en fonction de l'angle de sortie, défini à la FIGURE 1-6, lorsque l'outil approche de la fin de coupe, une augmentation locale de la contrainte en sous surface, au niveau

de la surface de sortie peut se produire. Dans ce cas, la bavure se développe autour de cette zone, formant la racine de la bavure. Pour une éprouvette présentant un angle de sortie élevé ($> 90^\circ$), cette zone n'apparaît pas, et aucune bavure n'est générée.

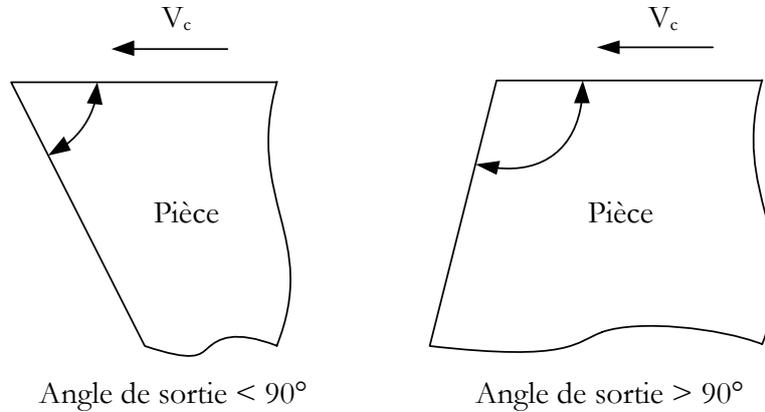


FIGURE 1-6. Définition de l'angle de sortie, d'après [Iwata, Ueda et Okuda 1982].

Une étude portant principalement sur la formation des bavures latérales générées en coupe élémentaire est réalisée par [Nakayama et Arai 1987]. Cette étude expérimentale très complète établit de nombreuses conclusions sur l'évolution des bavures latérales en fonction des paramètres de coupe, de la géométrie d'outil et de la géométrie de pièce. Les bavures latérales peuvent être minimisées par :

- La diminution de l'épaisseur coupée h , (mm) ;
- L'augmentation de l'angle de coupe γ , ($^\circ$) ;
- L'augmentation de la vitesse de coupe V_c , ($m \cdot min^{-1}$) ;
- L'apport de lubrification ;
- L'augmentation de l'inclinaison d'arête λ_s , exprimée en $^\circ$, du côté opposé à la zone observée ;
- L'augmentation de l'angle de direction d'arête K_r ($^\circ$).

Une forte relation entre la déformation en cisaillement subie par le copeau et le rapport hauteur de bavure/épaisseur coupée est remarquée. Les auteurs observent aussi une augmentation de la hauteur des bavures latérales en fonction de la distance usinée, jusqu'à atteindre le régime stable de la coupe. Concernant les bavures de sortie, les auteurs observent que l'épaisseur coupée a un rôle important sur la morphologie de la bavure générée. Pour de faibles épaisseurs coupées, les bavures de sorties sont de type roll-over. A partir d'une certaine épaisseur coupée (appelée épaisseur coupée de transition), les bavures de sortie formées sont des bavures négatives. Enfin, le cumul de bavures est mis en évidence par des essais de superposition de passe sans ébavurage.

[Hashimura et al. 1995] étudient la formation de bavures de sortie générées en coupe oblique d'un alliage d'aluminium AlCu4Mg1. Les auteurs remarquent que l'obliquité d'arête impacte l'uniformité de la bavure générée. Lors du cas particulier de la coupe orthogonale ($\lambda_s = 0^\circ$), la bavure négative générée est uniforme. Lorsque l'angle λ_s augmente, l'accumulation de la déformation au niveau de la zone où la coupe est générée en dernier engendre la formation d'une bavure négative importante alors qu'une bavure de type roll-over est générée du côté opposé. Les champs de déformations équivalentes générées au moment de la formation des bavures sont simulés numériquement et permettent aux auteurs de représenter schématiquement les mécanismes de formation de bavures en coupe orthogonale et oblique. Deux des mêmes auteurs [Hashimura, Chang et Dornfeld 1999] étudient les mécanismes de formation des deux morphologies de bavures de sortie rencontrées en coupe orthogonale à partir d'observations réalisées sous MEB et d'un modèle par éléments finis, dans le but d'aider au développement de futurs modèles analytiques. Les huit étapes de formation identifiées sont présentées en FIGURE 1-7. Selon les auteurs, les caractéristiques mécaniques du matériau usiné, contribuant notamment à sa nature ductile ou fragile, pilotent la morphologie de la bavure générée. La formation d'une bavure négative est associée à un matériau plutôt fragile alors qu'un matériau ductile aura tendance à former des bavures de type roll-over.

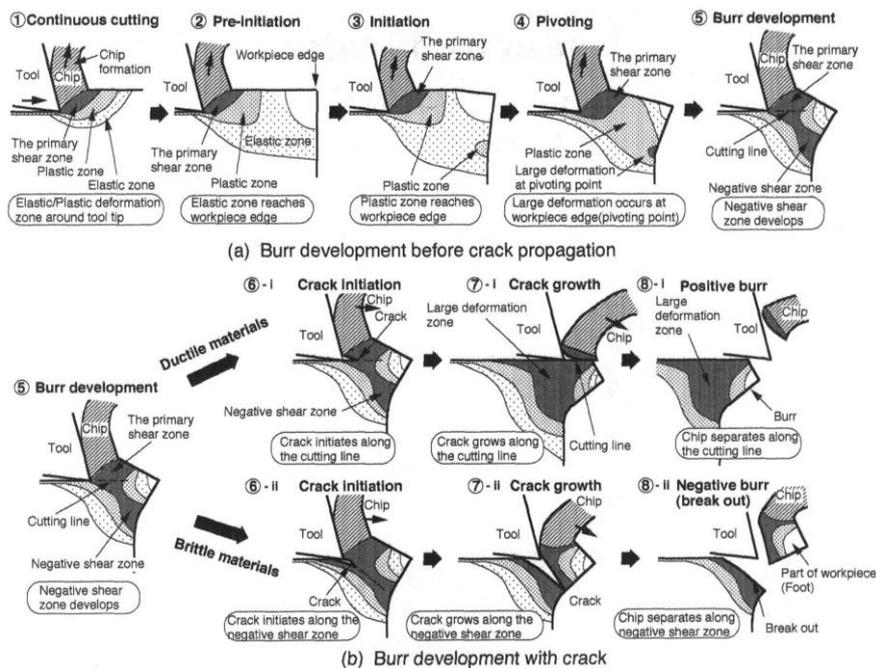


FIGURE 1-7. Schématisation du processus de formation des bavures roll-over et négative en coupe orthogonale [Hashimura, Chang et Dornfeld 1999].

Finalement, [Chern 2006b] propose une étude fractographique des faciès de rupture engendrés par la formation de bavures négatives. L'étude, portant sur plusieurs types de cuivre et

d'alliage d'aluminium, permet d'identifier les modes de rupture associés aux deux morphologies de bavures générées, à savoir :

- traction et cisaillement pour les bavures négatives ;
- cisaillement pour les bavures roll-over.

1.1.4. Etudes expérimentales

La formation de bavures est une problématique associée à toutes les opérations d'usinage. La finalité de l'étude portant sur le fraisage, une section importante de ce paragraphe est consacrée à cette opération. Néanmoins il est aussi important de s'intéresser aux autres opérations, ainsi qu'au micro-usinage, car certains mécanismes de formation de bavures sont similaires.

Tournage / Perçage

Deux morphologies de bavures sont rencontrées en tournage, toutes deux formées dans le sens de l'avance. Lors d'une opération de chariotage, une bavure de type Poisson se forme sur l'épaulement généré par l'outil. Lorsque la pièce usinée comporte des géométries d'évidement telles que des rainures, une bavure de type roll-over se forme par rabattement de la matière sur le bord libre. [Toropov et al. 2006a] étudient expérimentalement la formation de ce type de bavures sur un alliage d'Aluminium silicium. Le but de leur étude est de mieux comprendre la formation des bavures dans une opération simple, comme le tournage, afin de pouvoir décrire plus tard les mécanismes de formation des bavures pour des opérations de fraisage, plus compliqués à identifier. Il en résulte que l'augmentation de l'angle de coupe, la diminution de l'angle de direction d'arête, l'augmentation de l'avance par tour et l'augmentation de l'angle de cône de la pièce permettent de minimiser la hauteur de la bavure générée en sortie d'outil.

En perçage, les bavures les plus problématiques sont formées lorsque le foret pousse la matière sous l'effet de la direction d'avance. Une étude de [Dornfeld et al. 1999] montre que la géométrie des forets a une influence certaine sur la hauteur et l'épaisseur des bavures. Diverses études proposent des modèles de minimisation de la hauteur de bavures de sortie en perçage en utilisant des méthodes statistiques ou des plans d'expériences [Abdelhafeez et al. 2015, Gaitonde et al. 2007, [Karnik, Gaitonde et Davim 2008]].

Fraisage

La multitude de paramètres géométriques et de configurations existantes en fraisage ([Chu 1999]), énumérés sur la FIGURE 1-8, rend la formation de bavures particulièrement compliquée à analyser et modéliser numériquement ou analytiquement. De ce fait, de nombreuses études

expérimentales, plus ou moins complexes, ont été réalisées pour identifier l'influence des paramètres de coupe, géométriques ou matériaux sur la formation des bavures.

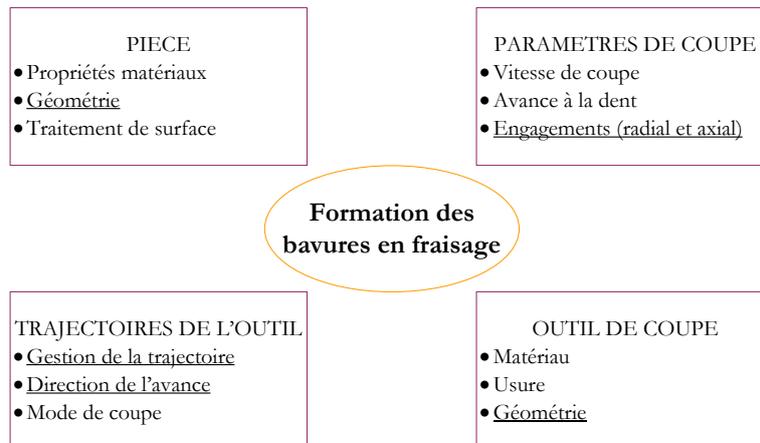


FIGURE 1-8. Paramètres influençant la formation des bavures en fraisage (adapté en français de [Chu 1999]), le soulignage représente les paramètres les plus influents.

Un rapport technique réalisé par [Gillespie 1976] et portant sur l'analyse des différents types et morphologies de bavures rencontrés dans différentes configurations de fraisage, permet de comprendre les mécanismes généraux de la formation des bavures en fonction des arêtes générées. Une analyse de l'influence des paramètres de coupe sur la dimension des bavures est aussi réalisée. Malgré le nombre restreint d'essais expérimentaux (deux essais pour identifier l'évolution d'un paramètre), les premières tendances sont dégagées concernant l'influence du matériau usiné, l'avance à la dent, l'usure de l'outil, et la profondeur de passe.

Concernant les propriétés matériau, [D'Acunto et al. 2016] étudient l'influence du raffinement de la taille de grains du cuivre sur son intégrité de surface après usinage. La comparaison porte sur un cuivre commercialement pur ne subissant aucune modification, le même cuivre ayant subi une seule passe de procédé ECAE (Equal Channel Angular Extrusion) puis une troisième éprouvette ayant subi 16 passes. Les auteurs observent clairement que le changement de caractéristiques mécaniques dû au raffinement de la taille de grains permet une nette réduction de la formation des bavures. Le surfacage d'un alliage d'aluminium de type AlSi7Mg0,3 est étudié par [Jones et Furness 1997]. Le comportement à la formation de bavures du même alliage présentant deux duretés différentes, 80 HB et 110 HB, est étudié. Une variation de la hauteur de bavures en fonction de la dureté de la pièce, indépendamment des autres paramètres opératoires, est observée. La pièce présentant la plus faible dureté est propice à la formation de bavures plus élevées.

Comme énoncé auparavant, la géométrie des pièces usinées a une importance fondamentale sur la formation des bavures. D'après une étude de [Saha et Das 2014], la création de chanfreins sur les arêtes de sortie réduit considérablement la formation des bavures. Plusieurs angles de

chanfrein (de 0° à 45°) sont étudiés et leur influence suivant plusieurs conditions de coupe sont analysées, dans le cas du surfacage d'un acier de type C45. La profondeur du chanfrein est égale à la profondeur de passe, cependant, les photos réalisées après usinage semblent montrer une partie du chanfrein non usinée pour une condition, la profondeur du chanfrein ne semble pas maîtrisée et pourrait expliquer pourquoi en dessous d'un angle de chanfrein optimal de 15° , la hauteur des bavures augmente de nouveau. Cette stratégie semble prometteuse, néanmoins, dans un contexte de réduction des temps de process, réaliser une opération de chanfreinage en plus n'est pas envisageable.

L'influence de l'angle de sortie d'outil, φ , EXA ou encore Ψ suivant les auteurs (voir FIGURE 1-10 a), est étudiée par [Hashimura et al. 1999]. Ce paramètre est défini comme l'angle formé entre la direction de coupe de la dent en sortie et la surface de sortie de la pièce, dans le plan de la surface usinée. Par convention, lorsque l'engagement radial est élevé, l'angle de sortie d'outil est faible et vice versa. Les auteurs lient ce paramètre géométrique à la séquence de sortie des arêtes (de profil et en bout), dont les configurations sont présentées en FIGURE 1-9, permettant de mieux comprendre la contribution de chaque arête de coupe sur la formation des bavures en fonction de l'engagement radial de la fraise et de tenir compte de la géométrie d'outil dans les observations réalisées. La dent générant la bavure est donc décomposée en trois zones, en négligeant le bec d'outil. La zone A représente l'arête de coupe secondaire, la zone B représente le bec de la dent et la zone C représente l'arête de coupe primaire. Les auteurs identifient une forte dépendance de la hauteur des bavures en fonction de la séquence de sortie des arêtes.

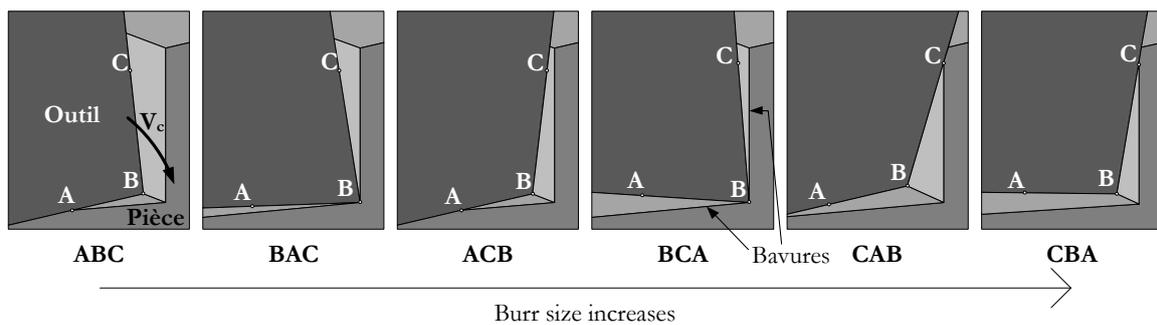


FIGURE 1-9. Différentes configurations de séquence de sortie des arêtes en fraisage, d'après [Kumar et Dornfeld 2003].

Comme le soulignent les auteurs, certaines études concernant l'effet de l'angle de sortie d'outil, fortement lié à l'engagement radial (a_e), oublient d'adapter l'avance à la dent par rapport à ce paramètre, afin d'obtenir la même épaisseur coupée en sortie d'outil. En effet, l'épaisseur coupée varie le long du rayon de la fraise. Pour un angle de sortie d'outil $\varphi = 90^\circ$, correspondant à un engagement radial équivalent au rayon de la fraise, l'épaisseur coupée de sortie est égal à l'avance à la dent. Cependant, si l'angle de sortie d'outil est différent de ce cas particulier, l'épaisseur coupée

de sortie diminue. C'est par exemple le cas de [Chern 2006a] qui identifie cinq types de bavures de sortie dépendantes selon l'auteur, principalement de l'angle de sortie d'outil mais en réalité la combinaison épaisseur coupée de sortie/angle de sortie d'outil. Plus tard, [Bourlet et al. 2016] introduisent l'angle de sortie d'arête (FIGURE 1-10 b), mesuré entre la direction de coupe de la dent en sortie et la normale à la surface de sortie. Pour un angle de sortie d'outil de 90° , l'angle de sortie d'arête Φ_e est nul. Pour un angle de sortie d'outil inférieur à 90° , l'angle de sortie d'arête est négatif. Le but de cette nouvelle dénomination est de lier l'angle de sortie d'arête avec l'épaisseur coupée de sortie. En effet, deux angles de sortie d'arête opposés génèrent la même épaisseur coupée de sortie.

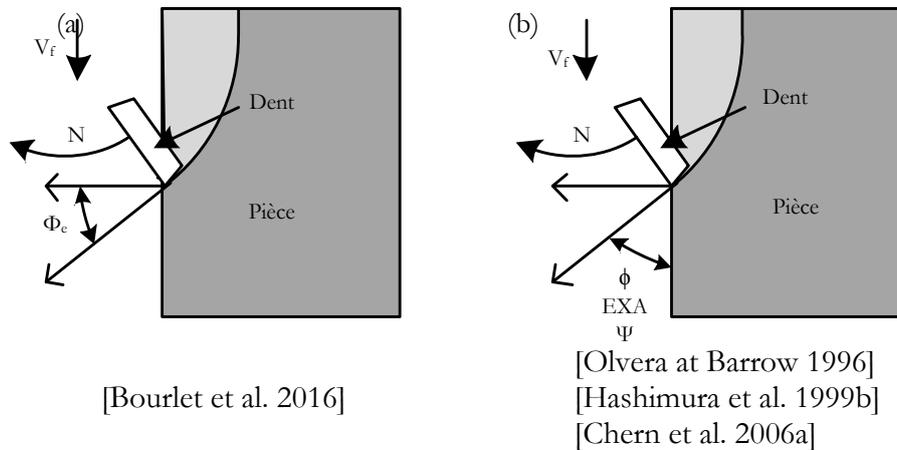


FIGURE 1-10. Angle de sortie d'arête (a) et angle de sortie d'outil (b).

La profondeur de passe axiale joue aussi un rôle important dans la formation des bavures. Une profondeur de passe axiale de transition est observée sur des aciers au carbone par [Miyake et al. 1987] puis [Olvera et Barrow 1996] à laquelle la hauteur des bavures diminue brutalement, voir FIGURE 1-11. Cette profondeur de transition semble dépendre de l'angle de sortie de l'outil, comme le montrent [da Silva et al. 2015a]. Cependant, [Bourlet et al. 2016] n'observent aucune diminution brutale de la hauteur de bavures en fonction de la profondeur de passe axiale sur l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu, mais plutôt une augmentation.

En ce qui concerne la géométrie et l'usure des outils, quelques études existent. L'écoulement du copeau en sortie d'outil en fonction de son rayon de bec est étudié par [Olvera et Barrow 1998]. Les auteurs tentent de décrire les mécanismes de coupe, ou de refus de coupe, des différents types de bavures générés en fonction des conditions opératoires. Selon les auteurs, le bec de l'outil a une influence différente sur la formation des bavures en fonction de la profondeur de passe axiale. Lors de faibles profondeurs de passe, l'augmentation du rayon de bec influence dans le même sens la profondeur de passe de transition, évoquée plus tôt. Pour des profondeurs de passe plus importantes, la hauteur des bavures produites est affectée par l'augmentation du rayon de bec. Les

auteurs expliquent ces observations par le fait qu'une importante section d'un bec fortement rayonné voit une épaisseur coupée trop faible pour être coupée par l'outil. L'augmentation du rayon d'acuité d'arête est investigué par [Wyen, Jaeger et Wegener 2013], dans le cas du fraisage en roulant de tôles en alliage de titane. Les observations montrent que l'augmentation du rayon d'acuité d'arête favorise la formation de bavures des deux côtés de la plaque, due au refus de coupe engendré.

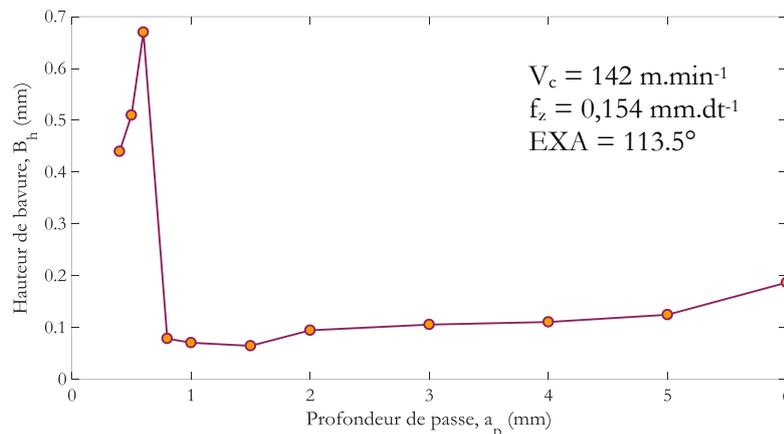


FIGURE 1-11. Evolution de la hauteur des bavures de sortie en fonction de la profondeur de passe axiale, adapté de [Olvera et Barrow 1996].

Différentes méthodes visant à minimiser la hauteur des bavures générées ont été développées. Certaines proposent d'optimiser les paramètres de coupe suivant des plans d'expériences [[da Silva et al. 2016], [Bourlet et al. 2016]], mais sont adaptées à l'usinage d'un matériau, avec des géométries d'outil spécifiques. D'autres proposent d'optimiser les trajectoires d'outils pour ne former que certains types de bavures, souvent les bavures d'entrée. Pour cela, quelques auteurs se sont penchés sur le calcul des angles de sortie d'outil en fonction des paramètres opératoires. [Kumar et Dornfeld 2003] développent un algorithme prenant en compte les conditions de coupe, géométries d'outil et géométrie de pièce pour déterminer en sortie la valeur de l'angle de sortie d'arête et la séquence de sortie des arêtes. L'algorithme peut être ensuite intégré dans un modèle comprenant les trajectoires d'outils et la géométrie de la pièce usinée afin de connaître les séquences de sortie des arêtes et ainsi adapter les trajectoires d'outil pour favoriser certaines séquences. [Bourlet et al. 2016] développent un algorithme similaire mais y intègrent l'influence de l'angle de dépouille des pièces ainsi que la profondeur de passe sur la séquence de sortie des arêtes. Un modèle descriptif de la hauteur de bavures en fonction des conditions opératoires, basé sur un plan d'expérience, est aussi proposé. Le modèle, exprimé en équation 1-1, ressemble au modèle d'efforts de coupe exprimé par [Kienzle 1952]. Un lien fort entre les efforts de coupe et la formation des bavures semble donc exister.

$$B_h = (h_{ex} \cdot \cos(\Phi_e))^{k_1} \cdot (k_2 + k_3 \cdot a_p^{k_4} + k_5 \Delta^{k_6}) \quad (1-1)$$

Avec :

- B_h : hauteur de bavure ;
- h_{ex} : épaisseur coupée en sortie matière ;
- Φ_e : angle de sortie d'arête ;
- $k_1, k_2, k_3, k_4, k_5, k_6$: coefficients ;
- a_p : profondeur de passe ;
- Δ : angle arête-matière.

Les méthodes de gestion des trajectoires d'outils sont nombreuses [[Narayanaswami et Dornfeld 1997], [Chu et Dornfeld 2005], [Kumar et Dornfeld 2003], [Kim et al. 2006]]. L'objectif général de ces méthodes est de calculer des scénarii de trajectoires d'outils favorisant l'entrée en matière des dents, afin de minimiser drastiquement la hauteur de bavures générant essentiellement des bavures d'entrée. Ces stratégies sont très efficaces mais ne sont pas applicables dans le cas de la production continue car considérablement chronophages.

Micro-fraisage

La formation de bavures en micro-fraisage est étudiée par [Chern et al. 2007], dans le cadre du micro-rainurage de l'alliage d'aluminium AlMg1SiCu, à la micro-fraise en carbure de tungstène de diamètre inférieur à 100 μm . Les auteurs observent 4 types de bavures différents. Les trois types de bavures les plus contraignantes par leurs dimensions sont générées du côté où le flanc de la fraise usine en opposition. En termes de conditions de coupe, une faible avance à la dent ainsi qu'une faible profondeur de passe axiale sont préconisées pour minimiser la formation des bavures.

1.1.5. Modélisation et simulation numérique de la formation de bavures

Semi analytiques et analytiques

Comme évoqué dans les précédents paragraphes, il existe différents mécanismes de formation de bavures. [Gillespie et Blotter 1976] proposent différents modèles analytiques simples, afin de prédire la formation des bavures de type roll-over, Poisson et d'arrachement. Cependant la comparaison entre les résultats expérimentaux et les modèles n'est pas présentée. Par la suite, la grande majorité des études consacrées à la modélisation de la formation des bavures se focalise sur les deux morphologies de bavures les plus communes : les bavures roll-over et les bavures négatives.

Une étude semi analytique consacrée aux bavures roll-over dans le cas du rabotage est présentée par [Ko et Dornfeld 1991]. A partir d'observations à la caméra, réalisées en rabotage à très basse vitesse de coupe ($0,01 \text{ m.s}^{-1}$ à $0,07 \text{ m.s}^{-1}$) dans de la plasticine, les auteurs supposent que deux modes de déformation sont présent lors de la formation d'une bavure : cisaillement et basculement rigide autour de la future racine de la bavure. La formation entière d'une bavure est ensuite décomposée en trois étapes :

- Initiation : arrêt de la formation du copeau, début de basculement de la matière ;
- Développement : basculement autour d'une zone rigide ;
- Formation finale : bavure générée.

Durant l'initiation, dont la configuration est présentée en FIGURE 1-12, les auteurs développent leur modèle autour de deux hypothèses. Tout d'abord, toute l'énergie nécessaire à la formation du copeau est transférée à la formation de la bavure ($\Delta W_{\text{Copeau}} = \Delta W_{\text{Bavure}}$). Puis le principe de minimum d'énergie lors de la formation de la bavure, notamment pour la détermination de l'angle de cisaillement négatif β_0 , définit comme l'angle entre la surface usinée et le plan de cisaillement négatif généré au moment de l'initiation de la bavure, dans le plan normal à l'arête de coupe. Une seconde entité caractéristique de l'initiation est la distance d'initiation, ω , entre l'arête de l'outil et la surface de sortie. Suite aux difficultés rencontrées pour identifier certains paramètres comme la longueur de contact entre le copeau et la face de coupe de l'outil, les auteurs proposent d'intégrer la mesure des efforts de coupe et le modèle de [Merchant 1945].

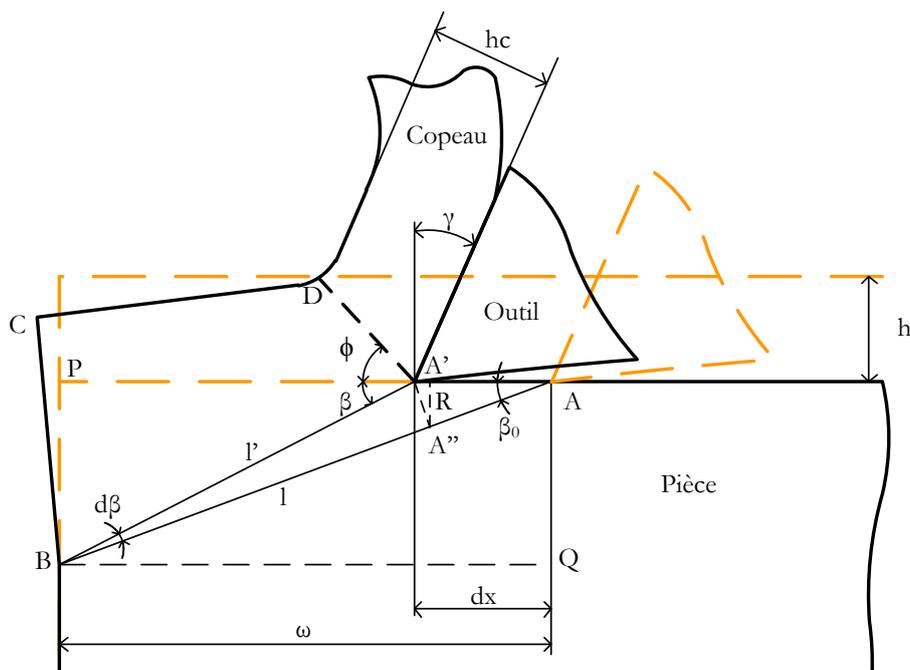


FIGURE 1-12. Schématisation de l'étape d'initiation de la bavure de sortie, adapté de [Ko et Dornfeld 1991].

La comparaison du modèle avec les résultats expérimentaux obtenus in situ MEB à basse vitesse de coupe ($0,00252 \text{ m.min}^{-1}$) sur du cuivre pur puis à vitesse de coupe plus élevée ($0,067 \text{ m.min}^{-1}$ et $0,5 \text{ m.min}^{-1}$) sur trois alliages d'aluminium, montre des faiblesses dans le modèle, notamment en ce qui concerne la prédiction de la distance à l'initiation (ω), de l'angle de cisaillement négatif à l'initiation (β_0) et de l'angle de cisaillement primaire (φ).

Suite aux observations de [Nakayama et Arai 1987] effectuées en coupe élémentaire, qui observent une transition entre la formation de bavures de sorties de type roll-over et la formation de bavures négatives, [Ko et Dornfeld 1996b] proposent, sur la base de leur premier modèle, de modéliser la formation de bavures négatives en appliquant un modèle de rupture ductile (coalescence des vides) développé par [McClintock 1968]. Encore une fois, la confrontation avec les résultats expérimentaux montre une prédiction plus ou moins juste en fonction des matériaux étudiés. Par la suite, [Ko et Dornfeld 1996a] adaptent le modèle à la coupe oblique.

Un modèle similaire est proposé par [Chern et Dornfeld 1996]. A partir des mêmes hypothèses de basent qu'exposées précédemment, les auteurs s'appuient sur une décomposition géométrique du basculement de la bavure afin de déterminer la distance d'initiation puis l'angle de cisaillement négatif. La prédiction des différents paramètres et des dimensions des bavures roll-over ou négative générées est correcte.

[Toropov, Ko et Lee 2006] et [Toropov et Ko 2006] proposent d'étudier et de modéliser la formation des bavures roll-over en coupe orthogonale à partir de configuration spéciales de tournage, sur du cuivre pur. Pour ce faire, les auteurs appliquent la théorie des lignes de glissement [Kachanov 2004]. En configuration de déformation plane et pour un matériau isotrope, homogène et rigide parfaitement plastique, les lignes de glissement sont des lignes de contrainte de cisaillement maximal, orientées à 45° par rapport aux axes définissant la contrainte principale [Hosford 2013]. Le modèle prédit correctement les hauteurs de bavures générées, néanmoins, ce type de modèle ne peut convenir qu'à des matériaux ductiles et ne permet pas de modéliser la formation de bavures négatives.

Un modèle prédictif basé sur les mêmes hypothèses que [Ko et Dornfeld 1991] mais adapté à l'opération de rainurage est proposé par [Niknam et Songmene 2014]. Le modèle a pour objectif de prédire la hauteur des bavures roll-over générées par le flanc de la fraise. Les auteurs proposent tout d'abord un modèle d'effort de coupe basé sur la discrétisation d'arêtes. Les efforts prédits servent ensuite à alimenter le modèle de formation des bavures. Les résultats expérimentaux sont très proches des valeurs prédites, quel que soit l'alliage d'aluminium étudié (étude réalisée sur deux alliages AlMg1SiCu – T6 et AlCu4Mg1 – T351).

Simulations numériques

Les méthodes de modélisation numérique peuvent, après validation par l'expérience, apporter des informations complémentaires importantes à la compréhension des mécanismes de formation des bavures. Ces méthodes permettent de visualiser aisément les champs et états de contrainte et déformation dans la pièce au moment de la génération d'une bavure.

[Park et Dornfeld 1999a] développent un modèle sur la formation des bavures de sortie en coupe orthogonale sur un acier 304L, à l'aide du logiciel commercial ABAQUS/Explicit. Les auteurs proposent de modéliser la formation des bavures roll-over. Un critère de rupture fragile est implémenté pour simuler la séparation entre le copeau et la pièce. Une analyse qualitative est réalisée en comparant la morphologie des bavures simulées et obtenues expérimentalement. Le modèle semble cohérent. Les auteurs observent les champs de contraintes au moment de la formation de la bavure et observent la zone de cisaillement négatif. Cependant la taille des éléments est trop importante pour analyser en détail et avec précision les champs de contraintes et déformation. En utilisant ce modèle, [Park et Dornfeld 1999b] proposent ensuite d'étudier l'influence de l'angle de coupe, de l'angle de sortie d'arête et de l'utilisation d'un élément de renfort sur la formation des bavures. Les observations réalisées sont cohérentes avec les conclusions apportées par les différentes études expérimentales portant sur ces phénomènes [Iwata, Ueda et Okuda 1982], mis à part pour les paramètres optima de mise en position de la pièce de renfort [Zou et al. 2016].

La modélisation de la formation de bavures négatives est analysée par [Regel, Stoll et Leopold 2007] en utilisant le logiciel commercial implicite DEFORM 2D. Dans un premier temps, les auteurs comparent les résultats obtenus avec différents critères de rupture. Il en ressort que le meilleur critère pour simuler la propagation de fissure le long de la zone de cisaillement négatif est le critère de Cockroft et Latham. Par la suite, les auteurs proposent d'utiliser une nouvelle approche pour déterminer la position de l'outil au moment de l'initiation de la fissure. Introduit par [Leopold et al. 2005], le terme de bol hydrostatique est défini comme la zone située entre l'arête de coupe et la racine de la bavure, où la pression hydrostatique est fortement négative, autrement dit, où la contrainte moyenne est très élevée. A partir d'une certaine valeur de cette contrainte hydrostatique, la rupture apparaît. Selon les auteurs, cette nouvelle méthode semble plus prédictive que les critères de rupture classiques.

1.2. Modélisation des efforts de coupe

1.2.1. Différents modèles d'efforts de coupe

La modélisation des efforts de coupe est un sujet très vaste et étudié depuis de nombreuses années par de nombreux auteurs. En fonction de l'échelle d'étude et des phénomènes à observer, différentes méthodes de modélisation existent. Ces différentes méthodes, énumérées avec de légères différences par de nombreux auteurs [[Cherif 2003], [Campocasso 2013], [Dorlin 2016]] sont présentées en FIGURE 1-13.

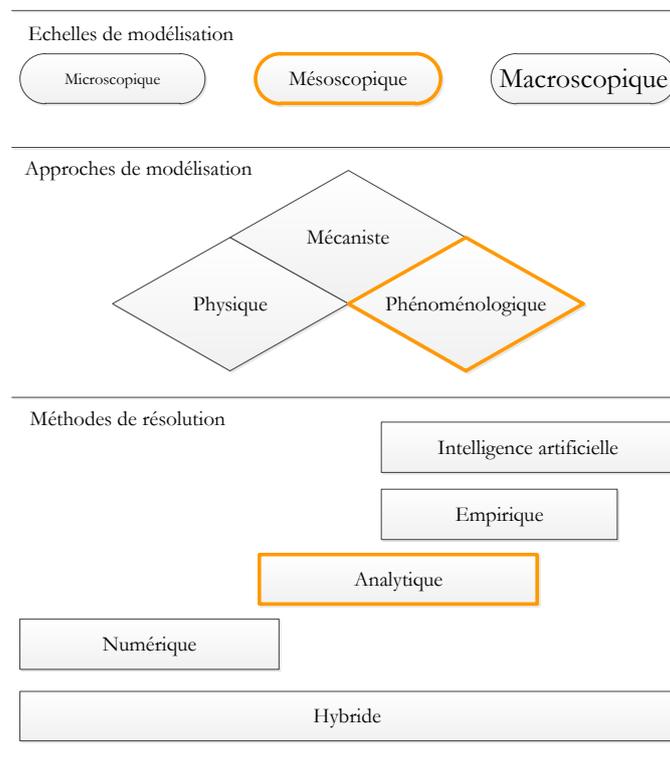


FIGURE 1-13. *Enumération des différentes méthodes de modélisation des efforts de coupe, adaptée de [Dorlin 2016], méthodes adoptées entourées en orange.*

L'approche adoptée par [Dorlin 2016], se focalise sur une échelle d'analyse mésoscopique, proposant une modélisation analytique des efforts par le biais d'une approche de type phénoménologique. Dès lors, la suite de l'état de l'art traitera de ce type d'approche.

L'étude des mécanismes de coupe est un sujet abordé depuis la fin du 19^{ème} siècle, notamment par [Mallock 1881], qui décrit le mécanisme de séparation du copeau et de la pièce par une action de cisaillement générée par l'outil. Plus tard, [Merchant 1945] propose de mettre en équations les mécanismes régissant la formation du copeau dans le cas de la génération d'un copeau continu sans arête rapportée. L'auteur s'appuie notamment sur la mesure de l'angle de cisaillement du copeau, φ , décrit comme l'angle entre le plan de cisaillement du copeau et la surface usinée. De

nos jours, le mécanisme de la coupe est décomposé en trois zones distinctes, décrites en FIGURE 1-14. La zone de cisaillement primaire (ou de déformation primaire) représente le plan de cisaillement du copeau. La zone de cisaillement secondaire (ou de déformation secondaire) est, elle, située à l'interface entre le copeau et la face de coupe de l'outil. Enfin, la zone de cisaillement tertiaire (ou de déformation tertiaire) est localisée entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil. Le contact entre l'arête de l'outil et la surface usinée peut aussi faire partie de cette zone.

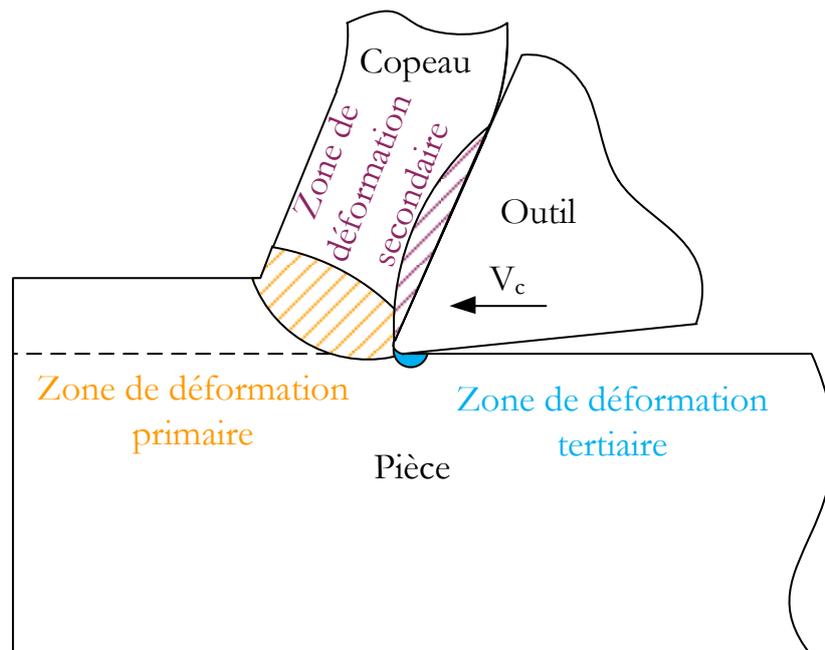


FIGURE 1-14. Identification des trois zones de déformation localisée présentes lors de la coupe.

La contribution de ces trois zones sur la génération des efforts de coupe n'est pas identique. [Albrecht 1960] souligne que l'effet des zones de cisaillement primaire et secondaires sont majeurs. Cependant, dans l'optique de prédire les efforts de coupe avec une grande justesse, il est nécessaire de tenir compte de l'effet de labourage induit par le contact arête/surface usinée et face de dépouille/surface usinée. Deux effets sont donc identifiés, l'effet « cut », englobant les zones de cisaillement primaire et secondaire, puis l'effet « edge », concernant la zone de cisaillement tertiaire [[Armarego et Epp 1970], [Kaymakci, Kilic et Altintas 2012]]. La somme des efforts de coupe générés par ces deux effets constitue la valeur des efforts de coupe totaux.

Afin de décrire chaque effet, plusieurs modèles existent. Le modèle phénoménologique le plus utilisé concernant l'effet « cut », est proposé par [Kienzle 1952]. L'auteur exprime les efforts de coupe obtenus en tournage proportionnellement à l'épaisseur coupée (h), et à la longueur de l'arête de coupe (b), en introduisant le terme de coefficient d'énergie spécifique de coupe, K_c . Par la suite, [Armarego et Epp 1970] utilisent ce modèle et le généralisent dans le cas du fraisage,

comme présenté en équation 1-2. [Altintas 2012] propose, quant à lui, de modéliser l'effet « cut » en utilisant une approche mécaniste, basée sur le diagramme des efforts de [Merchant 1945].

$$F_{cut_i} = K_{c_i} \times h \times b \quad (1-2)$$

Avec :

- $i \in \{\vec{v}, \vec{h}, \vec{o}\}$ (repère local) ;
- $K_{c,i}$: Coefficient d'énergie spécifique de coupe associé à l'effet « cut » ;
- h : épaisseur coupée
- b : largeur de l'arête considérée en prise, ou du segment considéré (cf. Section 1.2.2)

En ce qui concerne la modélisation de l'effet « edge », [Armarego et Whitfield 1985] proposent de modéliser phénoménologiquement l'effort induit par le contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée indépendamment de l'épaisseur coupée, d'après les conclusions de [Albrecht 1960], voir équation 1-3. D'autres auteurs ont, eux proposé de tenir compte d'autres paramètres de coupes comme l'épaisseur coupée ou la vitesse de coupe [[Huang et Liang 2003], [Kaymakci, Kilic et Altintas 2012]].

$$F_{edge_i} = K_{e_i} \times b \quad (1-3)$$

Avec :

- $i \in \{\vec{v}, \vec{h}, \vec{o}\}$ (repère local) ;
- $K_{e,i}$: Coefficient d'énergie spécifique de coupe associé à l'effet « edge » ;
- b : largeur de l'arête considérée en prise, ou du segment considéré (cf. Section 1.2.2)

1.2.2. Méthode de modélisation d'après le principe de discrétisation d'arête

La méthode de discrétisation des arêtes de coupe, décrite en FIGURE 1-15, a pour principe de décomposer les efforts engendrés par une opération complexe en une somme d'efforts élémentaires facilement modélisables. De par cette décomposition, la modélisation des efforts de coupe est simplifiée et peut être réalisée pour n'importe quelle forme d'arête. Les arêtes de coupe sont discrétisées en plusieurs sections, de largeur b , pour lesquelles les efforts de coupe sont déterminés. Les efforts sont ensuite sommés puis projetés dans le repère outil afin d'en déduire les efforts globaux appliqués, en utilisant les équations 1-4, 1-5 et 1-6 (dans le cas du fraisage). Cette méthode a été éprouvée par de nombreux auteurs [[Armarego et Whitfield 1985], [Bissey 2005], [Dorlin 2016]], pour différentes opérations d'usinage.

$$F_X(\theta) = \sum_{j=1}^Z \sum_{i=1}^{Nb_{seg}} \left((f_{h_i}(\theta_{z,j}) \sin(K_{r_{i,j}}) + f_{o_i}(\theta_{z,j}) \cos(K_{r_{i,j}})) \cos(\theta_{z,j}) - f_{v_i}(\theta_{z,j}) \sin(\theta_{z,j}) \right) b_i \quad (1-4)$$

$$F_Y(\theta) = \sum_{j=1}^Z \sum_{i=1}^{Nb_{seg}} \left((f_{h_i}(\theta_{z,j}) \sin(K_{r_{i,j}}) + f_{o_i}(\theta_{z,j}) \cos(K_{r_{i,j}})) \sin(\theta_{z,j}) + f_{v_i}(\theta_{z,j}) \cos(\theta_{z,j}) \right) b_i \quad (1-5)$$

$$F_Z(\theta) = \sum_{j=1}^Z \sum_{i=1}^{Nb_{seg}} \left((f_{o_i}(\theta_{z,j}) \sin(K_{r_{i,j}}) - f_{h_i}(\theta_{z,j}) \cos(K_{r_{i,j}})) \right) b_i \quad (1-6)$$

Dans le repère pièce, avec :

- i : segment considéré ;
- j : dent considérée ;
- z : altitude considérée ;
- θ : position angulaire considérée ;
- b : largeur de l'arête considérée en prise, ou du segment considéré.

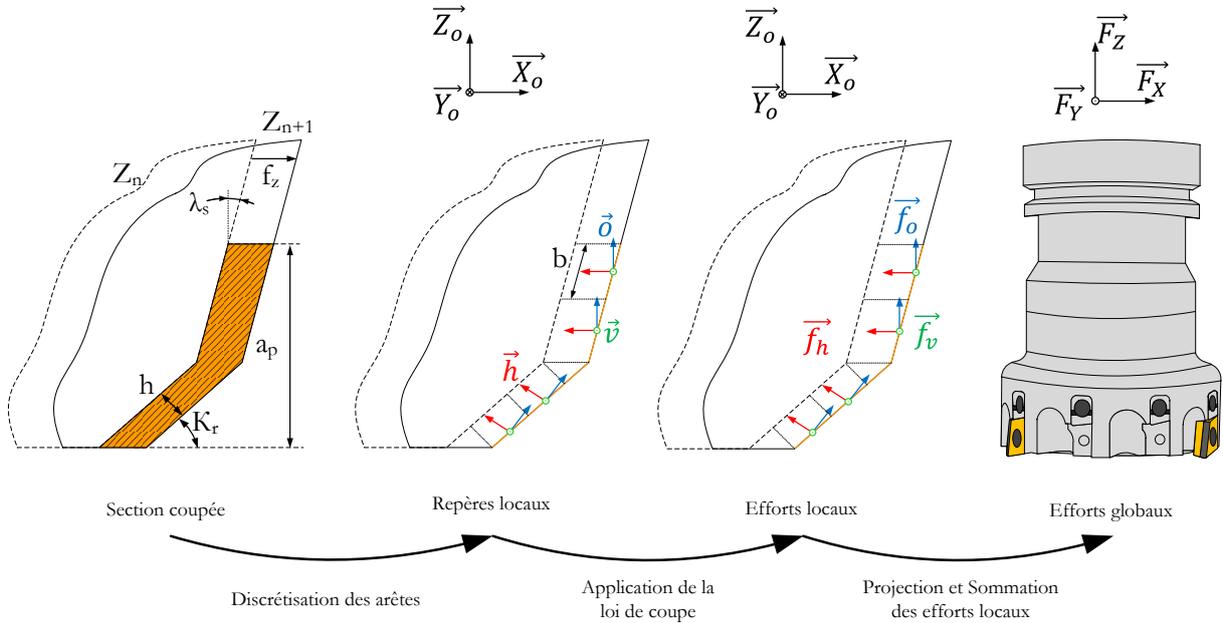


FIGURE 1-15. Principe de la discrétisation d'arête dans le cas d'une fraise à surfacer/dresser, adapté de [Campocasso et al. 2013] et [Dorlin 2016].

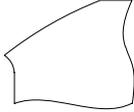
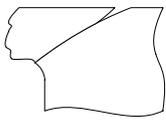
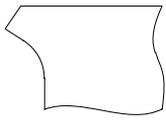
La composante d'effort \vec{v} est orientée suivant la direction de la vitesse de coupe. La composante \vec{h} est, quant à elle, dirigée suivant la direction de l'épaisseur coupée (i.e. normale à l'arête dans le plan de référence Pr). Enfin, il est à noter que la composante d'effort \vec{o} est liée en général à l'inclinaison d'arête et éventuellement à la dépendance des segments entre eux, dans les zones où l'arête de coupe change d'orientation et où l'épaisseur coupée varie. La dépendance des segments résulte de la contrainte induite dans la section coupée locale par la direction globale d'écoulement du copeau. En l'absence d'obliquité, l'effort local f_o induit est lié à l'écart angulaire entre la normale à l'arête locale et l'angle d'écoulement global du copeau (ξ_c), ainsi qu'à l'épaisseur coupée. Cet aspect est introduit par [Molinari et Moufki 2005] et [Moufki et Molinari 2005] en

tournage puis adapté par [Dorlin et al. 2016] dans le modèle d'efforts de coupe utilisé dans cette étude.

1.3. Synthèse et contributions à apporter

L'état de l'art réalisé dans ce chapitre traduit l'avancée des travaux concernant la formation des bavures et la modélisation des efforts de coupe. Il en ressort que certains points pourraient être améliorés dans le but de mieux définir, comprendre et prédire la formation des bavures. Une première faiblesse pointée par les groupes industriels est le manque de critères de caractérisation universels et adaptés aux différents types de bavures rencontrées [Aurich 2006]. La détermination de paramètres adaptés en fonction des bavures générées et facilement identifiables permettrait de mieux introduire des critères de classification dans l'industrie. Enfin, certains types de bavures sont nommés à partir de mécanismes supposés (bavure négative) quand d'autres font référence à leur comportement passe après passe (bavure roll-over), ou à l'opération d'usinage associée (bavure de tronçonnage). Il est nécessaire de proposer des noms « passe-partout » facilement traduisibles et déterminés à partir de critères visuels. Le vocabulaire désignant les trois morphologies de bavures générées lors de la sortie d'une dent, employé dans ce manuscrit, est décrit en Table 1-1.

Table 1-1. Description des termes employés dans le manuscrit ou les articles le composant et équivalences dans la littérature.

Termes employés dans le manuscrit ou les articles le composant		Termes employés dans la littérature	Auteurs	Illustration
Français	Anglais			
Bavure avec chanfrein	Burr with chamfer	Negative burr Breakout Breakout burr Edge breakout Burr with fracture	[Iwata, Ueda et Okuda 1982] [Hashimura et al. 1995] [Chern 2006b] [Nakayama et Arai 1987]	
Bavure intermédiaire	-	Remained part of chip	[Iwata, Ueda et Okuda 1982]	
Bavure sans chanfrein	Burr without chamfer	Positive burr Burr Burr without fracture	[Iwata, Ueda et Okuda 1982] [Hashimura et al. 1995] [Chern 2006b] [Nakayama et Arai 1987]	

Les modèles prédictifs développés dans la littérature manquent de robustesse. Le manque de connaissances en termes de mécanismes régissant la formation des bavures en est le principal défaut. De plus, les vitesses de coupe appliquées lors des différentes études sont extrêmement

faibles ($< 1 \text{ m.min}^{-1}$) de par les limites des moyens d'acquisition. L'apport de nouveaux moyens de mesure, plus performants pourrait améliorer l'analyse de ces mécanismes, pour des vitesses de coupe d'un ordre de grandeur plus représentatif des conditions industrielles, et apporter des informations complémentaires dans le but de proposer des modèles mieux adaptés.

Enfin, les modèles développés en coupe élémentaire sont comparés à des mesures réalisées uniquement sur les images filmées. Les auteurs estiment que les bavures formées sont homogènes le long de l'épaisseur des éprouvettes. Or, en fonction des matériaux, il est possible que des différences dimensionnelles, voire géométriques soient présentes le long des éprouvettes, après la coupe. Une étude proposant des mesures effectuées sur la totalité de chaque éprouvette serait donc une plus-value dans le cadre de l'analyse fondamentale de la formation des bavures.

Les efforts de coupe font souvent l'objet de paramètres d'entrée des modèles prédictifs ou descriptifs concernant les phénomènes liés à l'usinage. Leur valeur traduit le comportement du couple outil-matière au sens large et leur intensité influe sur le comportement du matériau considéré (outil ou pièce). La formation des bavures n'y échappe pas, que ce soit en coupe élémentaire [Ko et Dornfeld 1991] ou en fraisage [Niknam et Songmene 2014]. Il est donc nécessaire de maîtriser les efforts de coupe, dans l'optique finale de proposer un modèle de prédiction de la taille des bavures. La méthode du couple arête-matière liée à la discrétisation d'arêtes permet une modélisation des efforts de coupe nécessitant peu d'essais et adaptable à différentes géométries d'outil et types d'opération. Ce modèle de type phénoménologique est ainsi utilisé dans l'étude.

L'étude présentée propose tout d'abord d'étudier fondamentalement la formation des bavures de sortie en coupe élémentaire. Une première partie consistera en l'étude de la morphologie des bavures générées et proposera de nouveaux critères de caractérisation. Dans un second temps, une étude statistique de l'influence des conditions opératoires sur les différents critères de caractérisation sera présentée, suivie d'une analyse des mécanismes de formation des bavures par corrélation d'images numériques et modélisation numérique. Enfin, suite à cette partie fondamentale, une étude en fraisage est proposée, basée sur les différentes observations réalisées auparavant, que ce soit lors de l'état de l'art ou de l'étude fondamentale menée. Une modélisation des efforts de coupe en surfacage est proposée puis la sensibilité de l'alliage étudié à la formation des bavures en fonction de certaines conditions opératoires est analysée. Enfin, l'étude s'achève avec l'investigation d'une nouvelle stratégie de réduction des bavures en fraisage.

2. Caractérisation des bavures en coupe élémentaire

2.1. Introduction du chapitre	33
2.2. Démarche expérimentale.....	34
2.3. Article publié dans JMPT	38
2.4. Etude complémentaire en coupe orthogonale sur disque.....	50
2.4.1. Dispositif expérimental.....	50
2.4.2. Analyse morphologique des bavures observées	51
2.4.3. Analyse du cumul de bavures passe après passe	53
2.5. Bilan	54

2.1. Introduction du chapitre

Suite à l'état de l'art réalisé dans le chapitre précédent, le manque de compréhension des mécanismes régissant la formation des bavures, de critères de caractérisation de certaines bavures ou encore d'analyse morphologique et dimensionnelle sur la totalité de la largeur des éprouvettes en coupe orthogonale ont été pointés du doigt. Le premier volet de l'étude consiste donc à étudier la formation des bavures de sortie obtenues durant le rabotage d'éprouvettes en alliage d'aluminium de type $AlSi7Mg0,3+0,5Cu$, à l'outil carbure. De nouveaux critères de caractérisation concernant les bavures négatives (renommées bavures avec chanfrein) sont proposés. Une méthode de mesure in situ machine au profilomètre laser ligne est utilisée pour mesurer les différents critères proposés sur la totalité de l'épaisseur de l'éprouvette. L'évolution des bavures en fonction du nombre de passes sans ébavurage (cumul de bavures) est aussi étudiée. Finalement, une étude complémentaire succincte, non présentée dans l'article, propose d'étudier la formation des bavures en coupe sur disques rainurés, pour de plus hautes vitesses de coupe à l'outil PCD. La démarche expérimentale appliquée pour la majorité de ce chapitre ainsi que pour les deux prochains est détaillée dans la section suivante.

2.2. Démarche expérimentale

Différents dispositifs expérimentaux sont utilisés durant ces travaux de thèse. Ces dispositifs font l'objet de nouveaux développements dans l'optique de s'affranchir du démontage des éprouvettes lors des mesures ou de l'ébavurage systématique entre chaque passe, nécessaire pour éviter l'impact du changement géométrique induit par une bavure formée lors d'un essai, sur la formation d'une nouvelle bavure. Le fonctionnement général du principal dispositif expérimental utilisé durant ces travaux est détaillé dans cette section.

Les essais de rabotage sont réalisés à l'aide d'un dispositif développé au sein du laboratoire dans le cadre d'un post-doctorat [Campocasso 2016], puis d'une thèse portant sur la coupe de l'acier 100 Cr Mo7 durci [Baizeau 2016]. Le dispositif consiste en l'utilisation du mouvement linéaire de l'axe X d'une machine à commande numérique 3 axes DMG DMC 85V, dotée de moteurs linéaires, pour générer la coupe. L'accélération de l'axe est maîtrisée afin de limiter au maximum les vibrations générées par le jerk, permettant une acquisition d'images nettes et des micromouvements aléatoires réduits entre l'ensemble caméra et l'éprouvette. L'éprouvette est solidaire d'une platine de mesure d'efforts, Kistler 9119 AA2, elle-même fixée sur une rehausse permettant la mise à hauteur de l'éprouvette par rapport à l'objectif d'une caméra rapide (Photron Fastcam sA-Z) filmant la coupe, comme le montre la FIGURE 2-1 a. L'outil, quant à lui, est monté sur une équerre fixée sur l'axe Z de la machine.

V_{c1} : Vitesse de coupe d'essai
 V_{c2} : Vitesse de coupe d'ébavurage

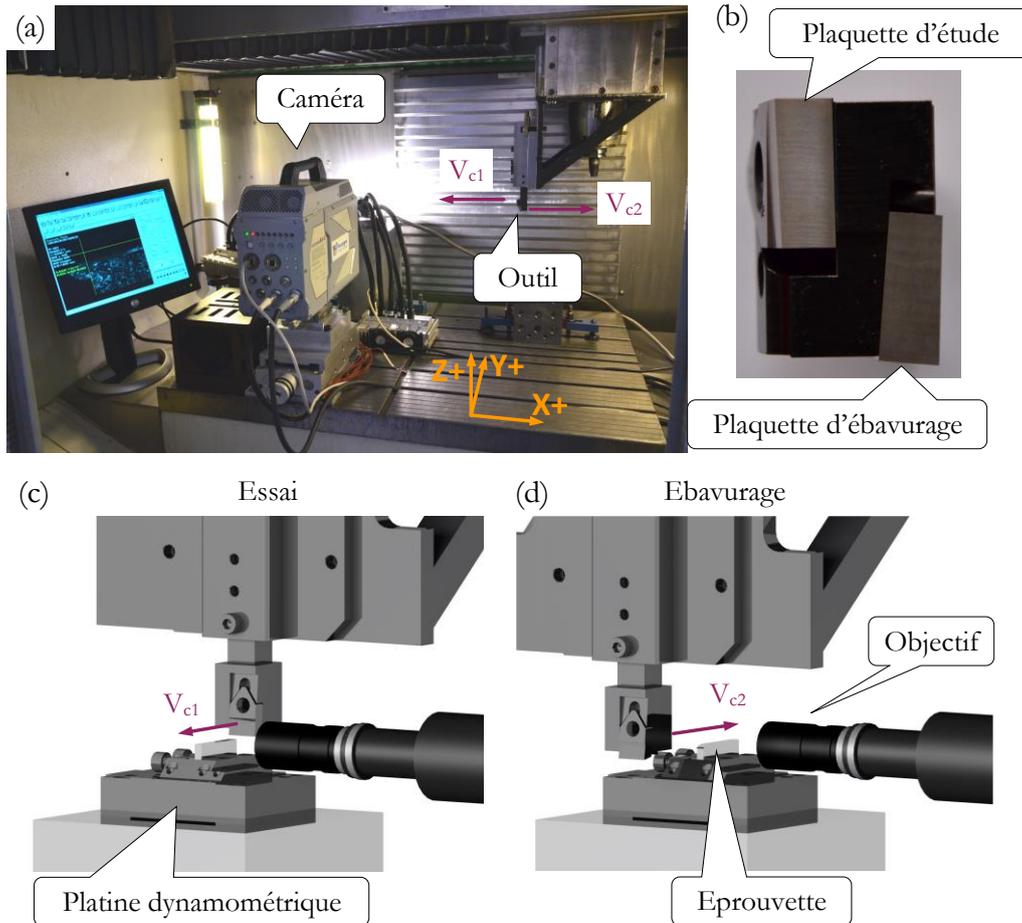


FIGURE 2-1. Dispositif expérimental et outil d'étude.

La fréquence d'acquisition de la caméra rapide étant élevée, il est nécessaire de piloter le déclenchement de cette dernière afin de réduire la taille des données acquises. Le déclenchement de la caméra rapide est ainsi synchronisé avec la position de l'axe via en utilisant la règle optique du codeur linéaire (cf. FIGURE 2-2). Lorsqu'une bavure est formée en sortie d'outil, la profondeur de la zone déformée est plus importante que l'épaisseur coupée. C'est pourquoi les éprouvettes doivent être ébavurées entre chaque essai (mis à part lors de l'étude sur le cumul de bavures). Afin de ne pas démonter et remonter l'éprouvette entre chaque ébavurage, un outil spécial a été conçu, permettant d'effectuer des passes de rabotage dans les deux sens de coupe, comme détaillé en FIGURE 2-1c et d. Un sens (de droite à gauche) est dédié à la réalisation des essais, l'autre sens (de gauche à droite) est dédié à l'ébavurage. Cet outil, visible en FIGURE 2-1b, est composé de deux plaquettes orientées suivant les deux sens de coupe et décalées suivant l'axe Y de la machine. La plaquette dédiée à l'ébavurage dispose d'un angle de coupe élevé ($\gamma = 30^\circ$) afin de minimiser la déformation plastique de la matière lors du début de la coupe.

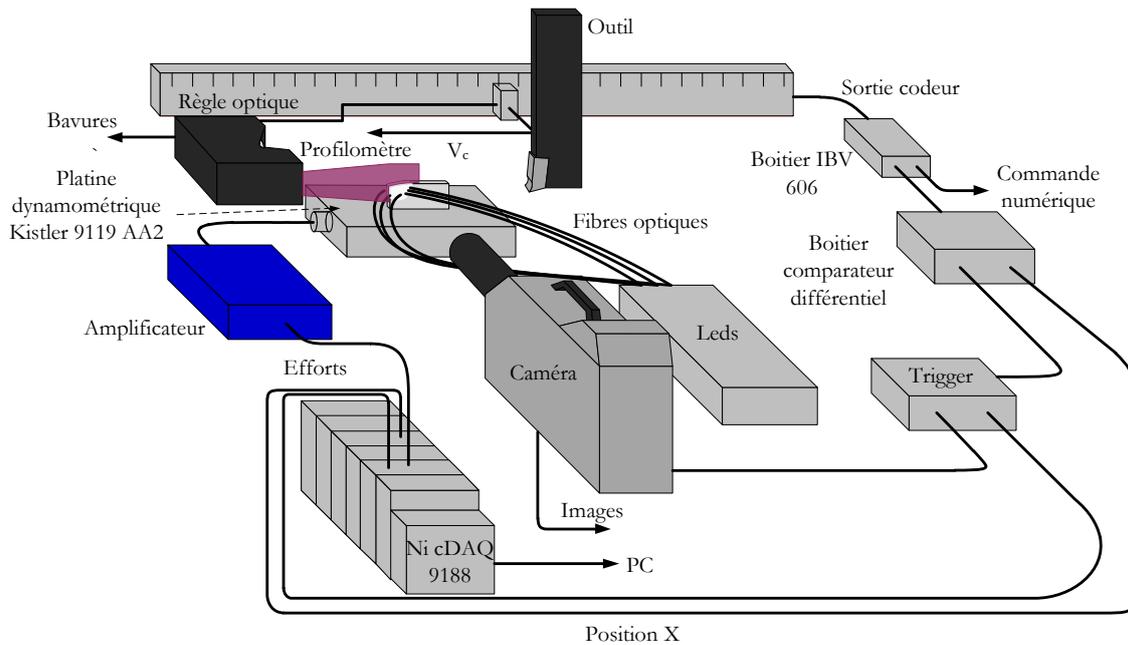


FIGURE 2-2. Schéma de fonctionnement du dispositif expérimental (adapté de [Baizeau et al. 2016]).

Pour rappel, les bavures étudiées lors de l'étude sont les bavures générées lors de la sortie de l'outil. Les bavures latérales, schématisées en FIGURE 2-3, générées par la compression induite par la coupe, et se développant hors du plan focal, ne sont pas étudiées. Il est même nécessaire de réduire la formation de ce type de bavures, qui réduisent le champ d'observation. A cet effet, toutes les plaquettes sont dotées d'un léger angle d'inclinaison d'arête (2°), orienté de façon à privilégier la formation de la bavure latérale du côté opposé à la face visualisée par la caméra.

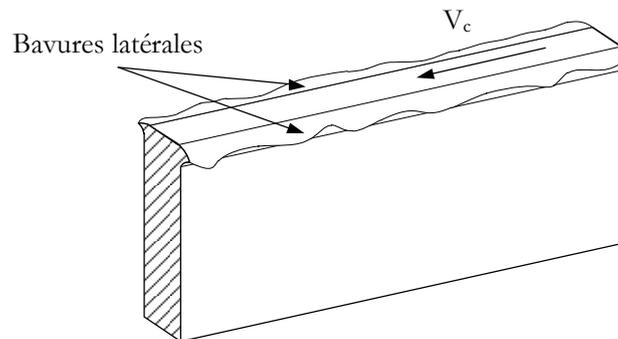


FIGURE 2-3. Description des bavures latérales générées en rabotage.

La mesure des bavures est réalisée in situ machine, juste avant la passe d'ébavurage. La mesure des bavures générées est réalisée à l'aide d'un profilomètre laser bleu de type ligne, Keyence LJ-V7060. Les lasers bleus sont plus efficaces que les lasers rouges pour la mesure statique ou à faible mouvement de surfaces brillantes, de plus, le faisceau produit est plus étroit, améliorant la résolution normale du capteur (ici $0,5 \mu\text{m}$). Comme le montre la FIGURE 2-4, le laser scanne la surface de sortie de l'éprouvette suivant l'axe Y de la machine. Le déclenchement du laser est piloté

2. Caractérisation des bavures en coupe élémentaire

par les impulsions de la règle optique pour un pas fixé à $8\ \mu\text{m}$. Le pas de mesure suivant la ligne du laser est quant à elle imposée par le constructeur à $20\ \mu\text{m}$.

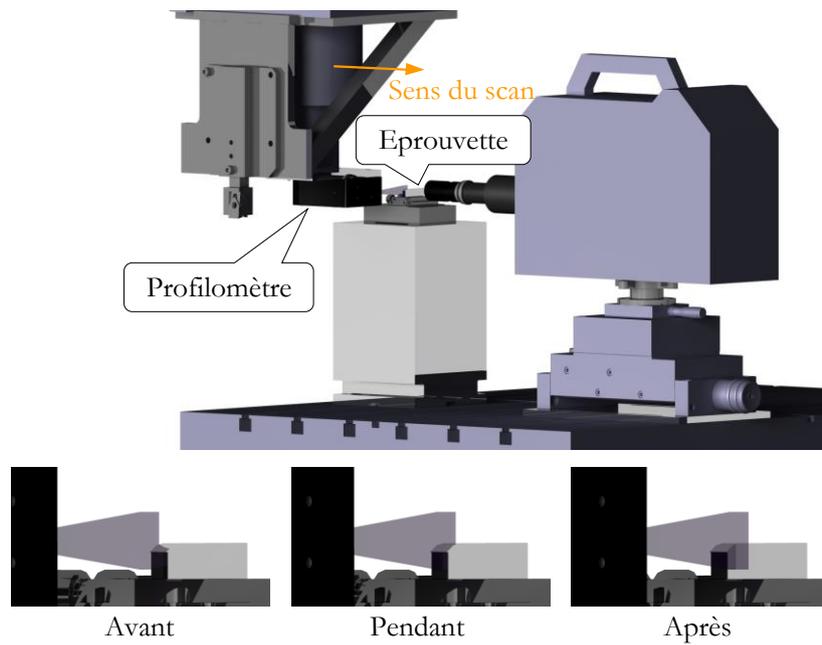


FIGURE 2-4. Procédure de mesure des bavures par profilomètre laser.

2.3. Article publié dans JMPT

L'article suivant est publié dans *Journal of Materials Processing Technology* et est disponible avec ses matériels supplémentaires à l'adresse suivante :

<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013618300931>

Le corps de l'article est également disposé à partir de la page suivante, les matériels supplémentaires sont, quant à eux, également disposés en Annexe C.

Fundamental study of exit burr formation mechanisms during orthogonal cutting of AlSi aluminium alloy

Tristan Régnier^{a,c,*}, Guillaume Fromentin^a, Bertrand Marcon^a, José Outeiro^a, Alain D'Acunto^b, Arnaud Crolet^c, Timothée Grunder^c

^a LaBoMaP – Arts et Métiers Paristech Cluny, Rue porte de Paris, 71250 Cluny, France

^b LEM3 – Arts et Métiers Paristech Metz, 7 rue Félix Savart, 57073 Metz, France

^c Linamar – Montupet, 3 rue de Nogent, 60290 Laigneville, France

ARTICLE INFO

Keywords:

Burr formation mechanisms

Orthogonal cutting

Aluminium alloy

ABSTRACT

Burr formation during machining is an important issue in industry. It causes an additional deburring operation, which is time consuming and has a negative economic impact.

This study aims to analyse burr formation mechanisms and its accumulation in successive passes during orthogonal cutting of a cast aluminium alloy. A customized experimental setup was developed, which includes a high speed imaging system and a laser profilometer. A design of experiments using the setup mentioned previously is carried out and a methodology for geometric burr characterization is developed and applied. Furthermore, statistical representation of the obtained results is performed, which allows the understanding of the geometric heterogeneity influence associated to burr formation mechanisms and to work material microstructure.

Based on the exit burr analysis, new geometrical criteria are proposed for the characterisation and the definition of two main burr formation mechanisms.

The influence of cutting parameters on burr morphology along the workpiece exit edge is investigated in depth. The results show that two types of burrs can be produced simultaneously along the workpiece exit edge due to the work material microstructure heterogeneity. The results present as well the influence of low uncut chip thickness that leads to a higher proportion of burrs without chamfer. This type of burr is higher and more propice to burr accumulation. After performing several cutting passes, these burrs may be eliminated and replaced by a burr with chamfer.

1. Introduction

Burr formation occurs during each machining operation. In several cases, deburring is required to avoid any physical injuries or premature wear of a mechanical system due to any burr release. Because deburring operations are considerably time-consuming and hence, expensive, many companies try to reduce burr formation during machining.

Due to its geometric complexity and the number of different burr morphologies, several burr dimension definitions exist. The ISO 13715 (2000) proposes a measure of burr height from the theoretical exit edge of the workpiece to the top of the burr. To understand burr formation, Schafer (1975) describes a burr using five geometrical parameters, presented in Fig. 1, but the measurements of the burr root thickness, the burr root radius and the burr thickness are difficult to perform non-

destructively.

Referring to burr formation in general, Gillespie and Blotter (1976), showed that four burr formation mechanisms exist. They are: Poisson burr, rollover burr, tear burr and cut-off burr. These different burr formations are described in Fig. 2. The Poisson burr is caused by the plastic deformation of the workpiece around the tool, during its entry, by Poisson effect. The rollover burr results from a burr accumulation along the exit edge of the workpiece. The tear burr is due to the tearing produced by the chip separation from the workpiece. The cut-off burr appears only during the cut-off of the workpiece.

According to Hashimura et al. (1999a) different burrs are produced with respect to workpiece material. During the cut of a ductile material, the burr formed is similar to a rollover burr and is called "positive burr". As for a brittle material, a fractured surface is generated due to a

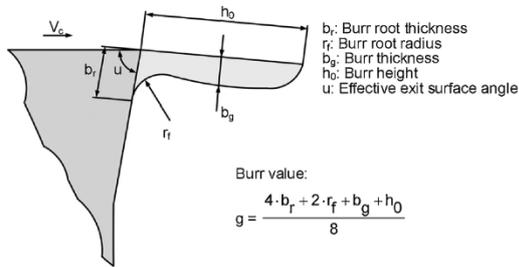


Fig. 1. Parameters defining a burr (adapted from Schafer (1975)).

crack propagation along a “negative shear zone” and is called “negative burr” by Iwata et al. (1982). These two terms are now generic. However, further studies by Nakayama and Arai (1987) showed that the fracture depends not only on the toughness of the workpiece material but also on uncut chip thickness, rake angle and cutting speed.

Combining the burr formation behaviour observed in situ by SEM (Scanning Electron Microscopy) with the material mechanical properties, Ko and Dornfeld (1991) proposed an analytical model describing the burr initiation, its development and its formation. The model results fit well the experimental ones for positive burr formation. As for negative burr modelling, no studies have been carried out for now.

The mechanical properties of the workpiece material seem to have a considerable influence on burr morphology. Hypoeutectic cast aluminium alloys have a dendritic microstructure. The main parameters to characterise these alloys mechanical properties are the SDAS (Secondary Dendrite Arms Spacing) and the Fe-rich intermetallic compounds and Si particles size and shape. Wang (2003) analysed the fracture behaviour of cast aluminium alloys during tensile tests. He discovered that under a SDAS size of 30 µm, the fracture is intergranular. It occurs along grain boundaries, going from a Si-particle to another. On the contrary, above a SDAS size of 50 µm, the mechanism is more transgranular. The fracture occurs along cell boundaries.

Gillespie (1973) had studied burr formation for several configurations such as slot milling or shoulder milling. The author analysed each new edge created by the cut and its associated burr; he gave mechanical explanations for burr’s shape relying to two burr formation mechanisms: the rollover burr and the so-called entrance burr which is actually a Poisson burr.

The axial depth of cut has a significant impact on burr height as well

as on burr morphology for milling operations. Olvera and Barrow (1995) investigated the effect of such parameters on burr height during milling of a carbon steel. They highlighted a transition axial depth of cut at which burr height decreases considerably. The burrs produced prior to this transition depth of cut are long and thin and are called primary burrs. Upon this transition, short and thick burrs are formed, known as secondary burrs. Chern (2006) studied the burr formation of three different aluminium alloys during face milling. He highlighted 5 types of burrs, i.e. knife type burrs (due to plastic bending of uncut material near the transition machined surface), curl-type burrs (rollover of a positive burr), wave-type burrs (which takes its name from its periodic distribution, linked with the feed per tooth), edge breakout (negative burr) and secondary burrs (one of the three first type of burrs, fractured due to a high deformation). For each burr type, an explanation of the formation behaviour is given. The author also showed that the transition axial depth of cut value depends mainly on workpiece material and in-plane exit angle.

Regarding burr height prediction during milling, Bourlet et al. (2016) propose a phenomenological model based on a design of experiments approach on a cast aluminium alloy. During this study, using polycrystalline diamond tools, several parameters have been varied such as the angle between the machined and exit surfaces of the workpiece (wedge angle), the depth of cut, or the exit angle of the tool, defined in this article as the angle between the exit surface of the workpiece and the normal of the rake face when the insert exits the workpiece (before, the exit surface of the workpiece in itself was the reference). The angle between the normal of the workpiece exit surface and the normal of the insert rake face defines it. The study leads the authors to conclude that the interaction between the uncut chip thickness when the insert exits the workpiece and the exit angle influences mainly burr height. They compared the correlation between the design of experiments results and the exit order sequence of the inserts, defined in Fig. 3. This criteria, introduced by Hashimura et al. (1999b), is thought to influence greatly the burr height. The comparison does not allow to conclude that the exit order sequence is the only parameter influencing burr height.

A phenomenon emphasized firstly by Nakayama and Arai (1987) is the burr accumulation in successive cutting passes. Burr accumulation is the capacity of a burr to increase its height after each tool pass, creating a rollover burr. It occurs only during positive burr formation, and supposedly when the uncut chip thickness used in the next tool pass is lower than the burr root thickness of the burr previously formed. This phenomenon has been observed on burrs produced laterally compared

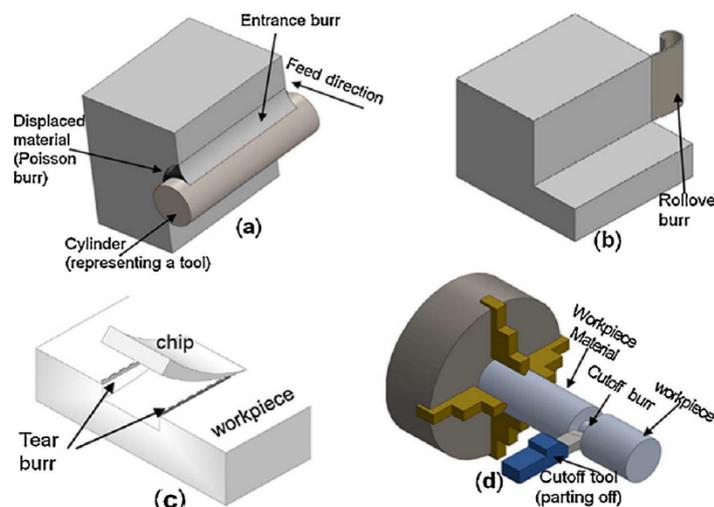


Fig. 2. Different burr formations. (adapted by Da Silva et al. (2015b) from Gillespie and Blotter (1976)).

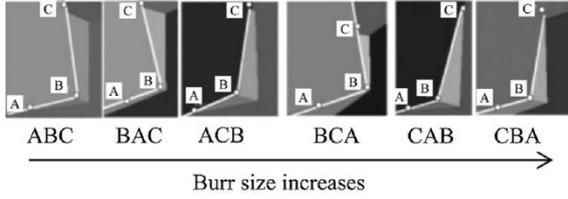


Fig. 3. Exit order sequences of an insert during milling (from Kumar and Dornfeld (2003)).

to the cutting edge (lateral or sideward burrs) during orthogonal cutting. This sideward burr accumulation is for instance the cause of high lateral burr height during shoulder milling. Likewise, during their studies on burr behaviour of face milling on stainless steels, Da Silva et al. (2015a) showed that if no deburring operation is carried out between two passes, milling burr height increases. On the contrary, deburring between each pass leads to a repeatable burr height.

Several studies have been performed on burr formation analysis. However, different aspects, such as the influence of the microstructure and burr formation mechanisms, have not been explored yet or can be deeply analysed with the help of new measuring techniques. Hence, this study aims to analyse exit burrs morphologies during orthogonal cutting, using micrographs and SEM observations, of a cast aluminium alloy. It also proposes better criteria helping to qualify accurately the burrs geometries. The variability of these criteria values along the sample thickness as well as the effect of uncut chip thickness on burr formation are also investigated. Finally, burr accumulation at the exit edge of the workpiece and general exit burr formation mechanisms analyses are exposed.

2. Experimental procedure and work material

2.1. Experimental setup

The orthogonal cutting tests are conducted in a 3 axis CNC machine DMG DMC85V equipped with linear motors. The X axis of the machine provides the cutting velocity, set to 120 m/min. To analyse the burr formation, a high-speed CCD camera (PHOTRON SA-Z), shown in Fig. 4a, is used. For this study, the camera records the end of the cut

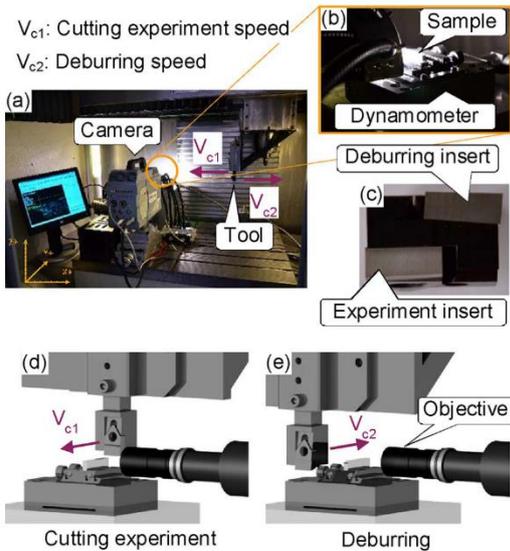


Fig. 4. Experimental setup.

with a frame rate of 30,000 fps. Magnification is performed by a $\times 10$ Mitutoyo objective together with lens tubes to reach an observation window of $1.835 \times 1.835 \text{ mm}^2$, presented in Fig. 4e. To record the cutting forces during machining, a piezo-electric dynamometer Kistler model 9119 AA2 is used and visible in Fig. 4b.

Before starting the tests on a new sample, a pass is performed to make the machined surface parallel to the cutting direction. To remove the burr generated during this operation on the exit edge of the workpiece, a deburring cut is performed with a second insert set on the opposite direction of the first insert used to generate burrs, as shown in Fig. 4c. After each cutting pass, another pass in opposite direction is also performed with this deburring insert in order to remove the burr, as represented in Fig. 4d and e. As for the burr accumulation investigation, the burr removal pass is omitted. The height difference between both cutting edges is measured regularly to update the offset of both landmarks, ensuring an accurate uncut chip thickness.

For each cutting condition, 3 repetitive passes are performed, each preceded by a deburring pass, as previously explained. The last pass is then followed by two additional passes without deburring, to study the burr accumulation. The burr accumulation study has been avoided for the highest uncut chip thickness (i.e. $h = 150 \mu\text{m}$) because the camera would be needed to be adjusted after each pass, due to the deep affected zone.

All six tools were tested under the same conditions, using the tests protocol detailed in Fig. 5, corresponding to 198 tests in total.

2.2. Burr topography measurement

Burr measurement is performed using an in-situ laser profilometer (Keyence LJ-V7060) with an optimised measurement repeatability of $0.4 \mu\text{m}$ along the normal direction and $5 \mu\text{m}$ along the longitudinal direction. The laser is mounted on the Z axis carriage after each pass and a scan is performed by moving the Y axis of the CNC machine, as shown in Fig. 6a. Each incremental encoder pulse of the linear axis triggers a laser pulse and in return a profile is generated. The gap between two laser pulses is $8 \mu\text{m}$ while the data interval along the laser line reaches $20 \mu\text{m}$. The scanning setup is presented in Fig. 6b-d. An animation presenting the whole procedure is available here.

The results of each scan performed along the approximately 4 mm samples thickness are then reduced to a 3 mm centred set of data points to exclude the edge effect.

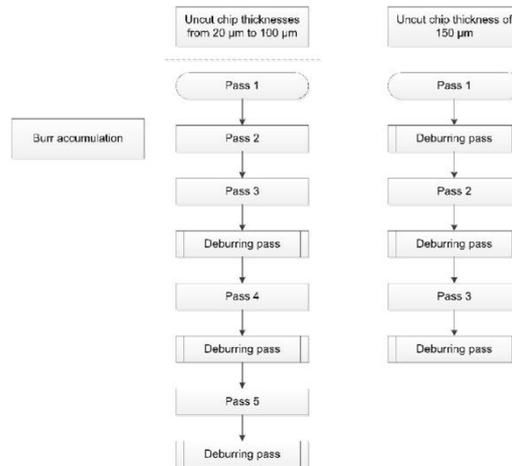


Fig. 5. Experimental protocol followed.

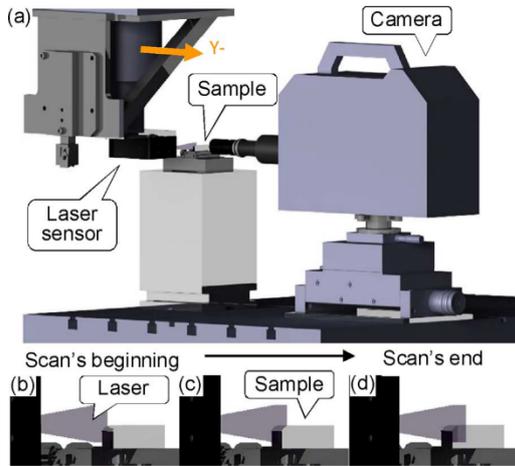


Fig. 6. Burr scanning setup.

2.3. Work material and cutting conditions

Six different uncoated tungsten carbide (WC-Co) inserts are used. To avoid lateral burr formation during the tests and lateral deburring, a 2° inclination angle is set for each insert. The cutting tools (geometrical and material) properties and the cutting parameters are listed in Table 1.

It has to be noted that not only a positive rake angle is used, but also some null and negative ones. These two last geometries are used to reproduce the rake angles usually found in milling cutters for machining aluminium alloys using PCD (Polycrystalline diamond) tools. The studied work material is a cast aluminium alloy ENAC- $\text{AlSi7Mg0.3} + 0.5\text{Cu}$ (AlSi7Mg0.3 standardised in NF EN1706 (2010), with 0.5% Cu added) heat treated T7, with the chemical composition described in Table 2.

The work material properties are listed below in Table 3.

3. New characterisation criteria and in situ measurement method

Before starting the result analysis, new criteria will be proposed to improve the geometrical description of two burr types presented by Iwata et al. (1982) and more specifically the burr formed after a crack propagation (also known as negative burr until now), as shown in Fig. 7. A new in situ burr measurement is also proposed.

Due to the fact that a burr is defined by the standard as a “rough remainder of material outside the ideal geometrical shape of an external edge”, only the material beyond the theoretical edge is considered as a burr. That is the reason that burrs will be discussed as those with or without chamfer and not as positive or negative burr in this study.

To characterise a burr, the main parameter used is the burr height. There are nevertheless other parameters such as burr thickness or burr root radius that can characterise a burr, as discussed in Section 1.

Table 1
Tool properties and cutting conditions.

Parameters	Values
Tool material	WC-Co
Cutting speed, V_c (m/min)	120
Uncut chip thickness, h (mm)	0.02; 0.03; 0.04; 0.05; 0.07; 0.1 and 0.15
Width of cut, b (mm)	4
Rake angle, γ (°)	-10; 0 and 10
Clearance angle, α (°)	10
Edge radius, r_β (μm)	10 and 20

Table 2
Chemical composition of an $\text{AlSi7Mg0.3} + 0.5\text{Cu}$ alloy.

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Others
6.5–7.5	< 0.19	≈ 0.5	< 0.1	0.25–0.45	< 0.07	0.08 to 0.25	0.1

Table 3
Material properties of $\text{AlSi7Mg0.3} + 0.5\text{Cu} - \text{T7}$ according to Linamar – Montupet company.

Property	Value
Work material	$\text{AlSi7Mg0.3} + 0.5\text{Cu} - \text{T7}$
Density (g/cm^3)	2.66
Young Modulus (GPa)	78.5 [74.2 ; 82.6]
Elongation at break (%)	2.1 [0.9 ; 3.9]
Tensile Yield strength (MPa)	250.3 [243.9 ; 257.2]
Tensile Maximum strength (MPa)	295.6 [276.5 ; 317.1]
Poisson ratio (adim)	0.33

However, such parameters cannot be used for a complete study along the exit edge of the workpiece as they imply destructive methods for the measurement.

For the burr without chamfer, it is better to analyse the burr height (B_h), the burr root radius (B_{rr}), both defined previously from earlier studies, and the burr length (B_l), described in Fig. 8. The burr height is used to describe the distance between the tip of a burr and the exit surface of the workpiece. The burr root radius helps to classify burrs by their robustness. The increase of the radius indicates a higher burr strength. This parameter is easier to measure compared to burr thickness because the thickness may vary along the burr profile. Finally, the burr length, being a new proposed parameter, helps to classify burrs after accumulation. This type of burr is driven by a rollover mechanism. This mechanism denotes that after several passes, burr height stops increasing while burr length may still increase, as explained by Régnier et al. (2016).

As for burrs with chamfer, several parameters are suggested to describe more efficiently this type of burr. The Fig. 9 shows the parameters used to describe or quantify a burr with chamfer.

The burr height (B_h) is recommended as it helps to differentiate the two types of burr. Burrs with chamfer generally have a relatively lower height than burrs without chamfer. According to Toropov and Ko (2006), the shape of the fracture surface is curved. The corner radius (C_r) could be used to identify this curvature, which may be linked to the elastic spring back at the end of the cut. However, this radius is relatively high and the curved shape may not be obvious in certain cases (Fig. 7b for example). The shape of the fracture surface could be then considered as plane, so as to compare with the corner of the workpiece and a chamfer. This assumption allows us to define a new parameter, the chamfer angle (Γ_c), which is linked to the fracture surface orientation which appears at the end of the cut. The chamfer height (C_h) is defined as the distance along the cutting direction between the initiation of the fracture and its end, before the formation of burr. The chamfer depth (C_d) is, as it is named, the depth of the chamfer from the beginning of the chamfer to the intersection between the chamfer and the exit surface. Those two last parameters help to define the formation of chamfer and the origin of the burr formation. Finally, a burr root radius can also be measured.

In this study, burr root radii as well as burr length have not been fully measured along the sample thickness because of the necessity of using destructive methods for the measurement. However, certain measurements of the burr length could be performed on samples images obtained by high-speed camera.

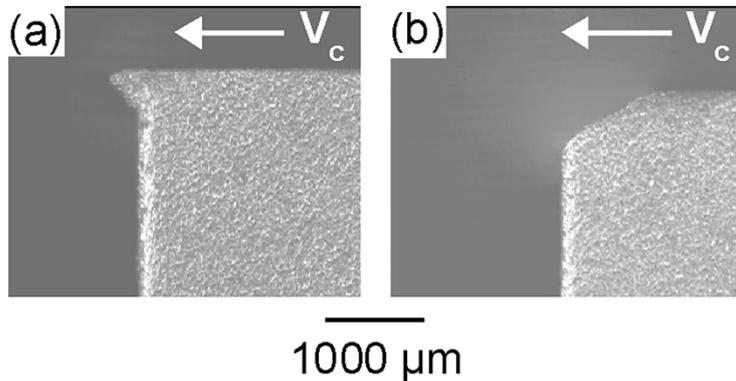


Fig. 7. Burr called positive burr (without chamfer) (a) and burr called negative burr (with chamfer) (b).

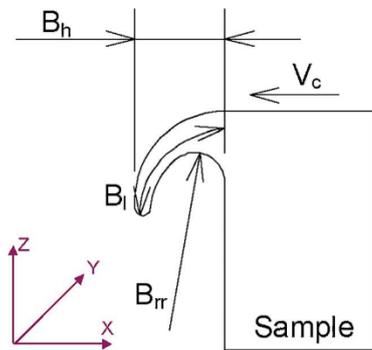


Fig. 8. Burr without chamfer and its geometrical descriptors.

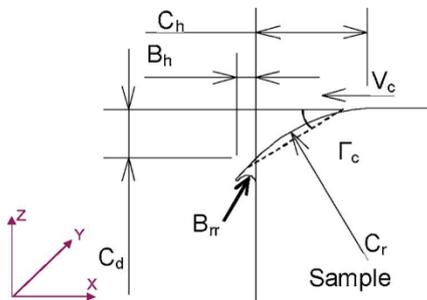


Fig. 9. Burr with chamfer and its geometrical descriptors.

4. Experimental results and analysis

The following subtopics will present the results obtained during the experiments carried out in orthogonal cutting in planing configuration. An analysis of burrs morphologies along the sample using high speed camera frames, micrographs and SEM analyses is given. Then the results of repetitive tests on burrs formation as well as those of the influence of uncut chip thickness are discussed. Finally burr accumulation in successive passes is investigated. All the tendencies described in this section are quite repeatable with reference to the cutting tool geometry (rake angle and cutting edge radius), as can be attested by the graphics disposed in supplementary material 1 until 5.

4.1. Burr morphologies

It is discovered that most of the tests performed generate both burr types (i.e. burr with and without chamfer) along the same exit edge of the workpiece. As seen in Fig. 10, the proportion between each burr type is not constant and their position varies depending on the cutting condition. This denotes a heterogeneous nature of the work material.

Currently, studies were dealing with average values of burr height. However, the difference of burr height between both types is quite high. Since both burr types may appear in a same sample during one single cut, a new way of result representation is used. As the burr height data are dispatched into two Gaussians distributions (one for burr with chamfer and another for burr without chamfer), the average value or the boxplot representations are not relevant. Another type of statistical plot, developed by Hintze and Nelson (1998), called violin plot, is presented later, for example in Fig. 17. This type of representation is suitable to show burr height, hence such plot is used in this study.

Burr with chamfer formation is presented in Fig. 11. The video frames, available here, show that, as Iwata et al. (1982) have observed,

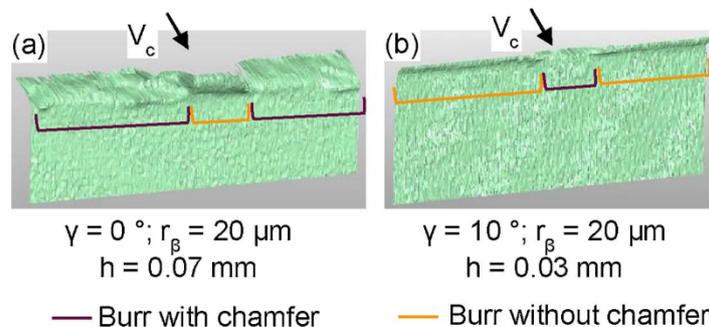


Fig. 10. Exit edge morphology 3D reconstruction from laser profilometer scanning of two samples, exhibiting both burr types.

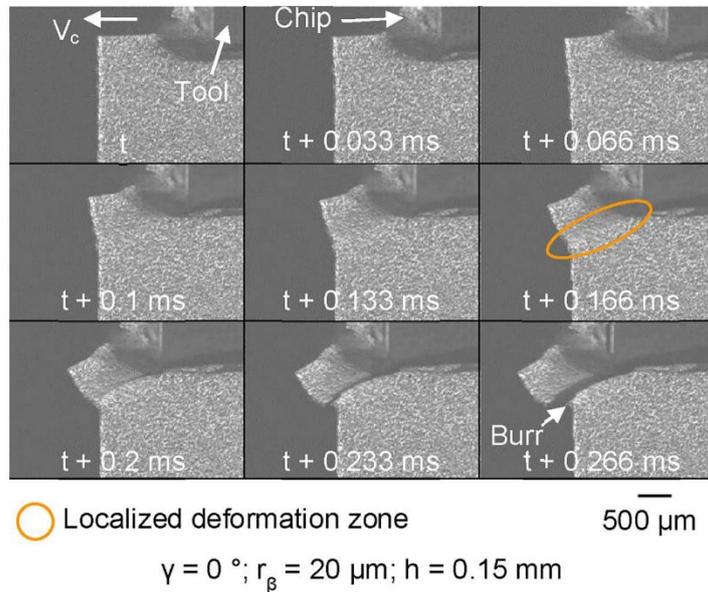


Fig. 11. Burr with chamfer formation, frames from ultra-high-speed camera.

a localized deformation zone is generated when the tool approaches the exit surface ($t + 0.1$ ms). While the tool continues the cutting, the fracture strain limit has been reached and a crack appears ($t + 0.2$ ms). After $t + 0.2$ ms, the plastic deformation generates a small breakout, as described by Hashimura et al. (1999a).

To understand more precisely how a burr with chamfer is formed, some micrographs have been carried out. The micrographs on Fig. 12 show a combination between sheared dendrite arms and inter-dendritic zone removal or cracks. Cut-induced localized deformation modifies the dendrite arms shape. As such, it seems to allow void nucleation between dendrite arms and eutectic particles as well as eutectic particles cracking. These cracks require more energy to propagate; hence their growth may be stopped in favour of the particles-matrix decohesion mentioned previously. In some regions, it seems that the dendrite itself has been cut due to high stress. Such phenomenon leads to the formation of a burr with chamfer. Observations made by Wang (2003) could explain this phenomenon. Nevertheless, the strain and strain-rate

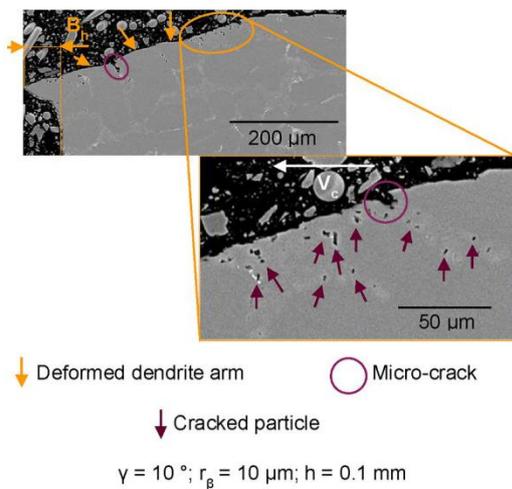


Fig. 12. Postmortem micrographs of a generated burr with chamfer.

during machining are much higher than during a tensile test.

A SEM observation of some burrs with chamfer is performed to analyse the fracture mechanism and to validate the assumptions made previously.

A considerable amount of cupula and broken particles is visible on Fig. 13. This confirms the hypothesis of void nucleation starting from decohesion between eutectic particles and aluminium matrix when damage initiation occurs. Finally, some sliding zones (circled in orange in the figure) are observed, this can be due to a sliding between the chip and the workpiece while the crack is propagating and the chip removed.

Using EDS analysis, the nature of the cracked particles observed in Figs. 12 and 13 can be identified. The EDS map created and presented in Fig. 14 shows that the broken particles in sub-surface (circled in purple) are silicon (Si) particles. The mapping also helps to conclude that the micro-cracks (circled in orange) which is perpendicular to the

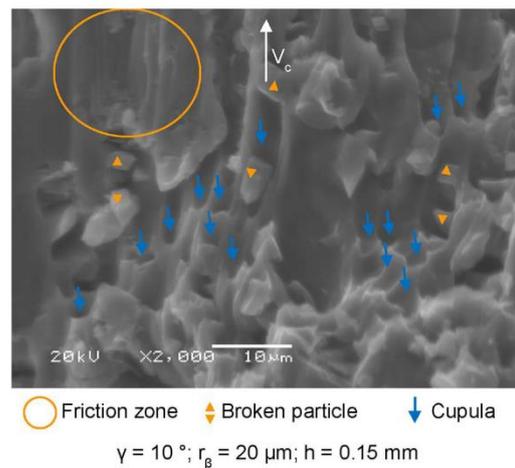


Fig. 13. SEM picture of the chamfer generated during burr with chamfer formation. (For interpretation of the references to colour in the text, the reader is referred to the web version of this article.)

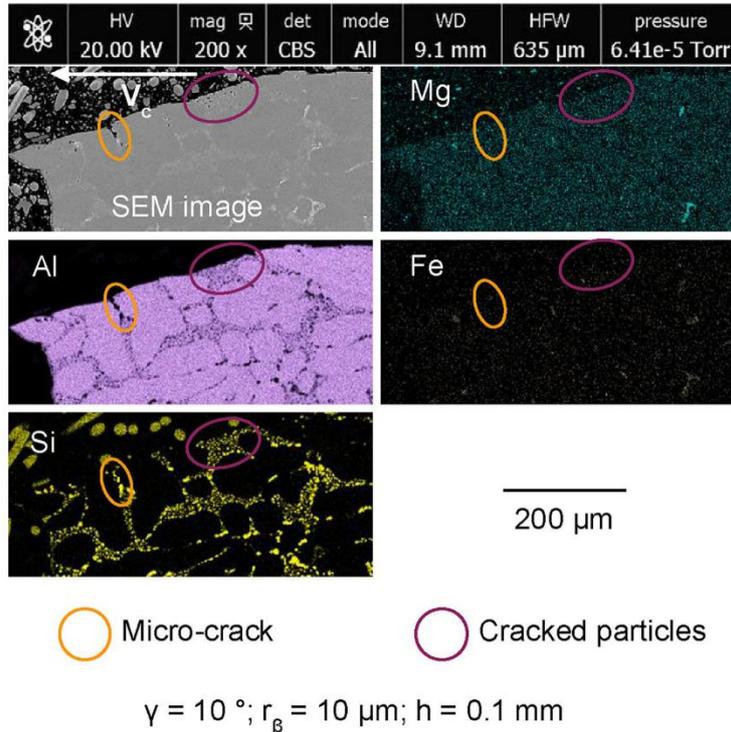


Fig. 14. EDS mapping of a sample exhibiting a burr with chamfer. (For interpretation of the references to colour in the text, the reader is referred to the web version of this article.)

chamfer's surface are propagating along the interdendritic zones. No trace of Mg or Fe compounds are found near the cracks of broken particles, indicating that damage occurs only inside the interdendritic zones.

High speed camera frames presented in Fig. 15a show the formation of a burr without chamfer. The video of this burr formation is available here. It appears to be formed by a significant plastic deformation of the exit edge of the workpiece. The video observation indicates that the deformation in that particular instant is significantly high and that the edge of the workpiece is compressed under the cutting edge and goes beyond the exit surface. This phenomenon creates a slight decrease of the effective uncut chip thickness until no chip is formed. This decrease allows, thereafter, a pure elastic backflow of the sample at the end of the cut as it is unloaded suddenly. This is confirmed by Fig. 15b which represents the relationship between the effective uncut chip thickness evolution (h_{eff}) with respect to the distance between the tool edge and the exit surface (d_e) directly measured on the pictures of Fig. 15a.

To further understand the incidence of the burr without chamfer formation, a micrograph has been carried out. The micrograph, presented in Fig. 16 shows a crack initiation along an inter-dendritic zone (delimited by orange circle in this figure). Right after this crack, a small cavity is observed. This crack propagation may be driven by the state of stress, in particular the stress triaxiality (η) around the cutting zone. The stress triaxiality has been demonstrated by Rice and Tracey (1969) to be one of the most important factor influencing the work material strain at fracture: the strain at fracture in tension ($\eta > 0$) is lower than that in compression ($\eta < 0$). That could explain the reason of an initiation of a crack yet no propagation occurs until the total fracture of the edge and creation of a burr with chamfer. Finally, at the end of the cut, the sample edge is exceedingly tilted to be in contact with the cutting edge of the tool. This is the reason why the tip of the burr, circled in purple in Fig. 16, is in fact the initial surface before cutting.

4.2. Variability analysis

As explained in Section 2.1, tests have been repeated three times. The aim was to analyse the results variability due to a hypothetical innate microstructural influence. The Fig. 17 represents one of the burr height distributions (in light blue) with respect to uncut chip thickness for every repetitive test. Furthermore, purple and orange dots are plotted to represent burr with and without chamfer respectively. The graphic shows that the variability is more or less significant depending on the uncut chip thickness. This tendency is applicable to all tested cutting tool geometries, as it can be seen in the other figures presented in Supplementary material 1.

For low uncut chip thickness, the variability is quite good and the data distribution centred. For these cutting conditions, the mechanism involves a "low" plastic deformation, which reduces the microstructure dependency of the burr formation. As for high uncut chip thickness (here from h equal to 100 and 150 μm), the average burr height is constant but the distribution spreads wider. This is predictable because of the microstructural dependence of the burrs with chamfer formation. Finally, between both extreme conditions, the burr with chamfer height distribution is centred. On the contrary, the burr without chamfer height distribution is more random and its difference from one test to another is relatively high. The proportion of the burr type along the edge of the workpiece is, for this part, quite repeatable, as shown in Fig. 18. This may be the consequence of the microstructural effect described in Section 4.1. In some regions, the eutectic zone is bigger, which allows a lower fracture strain due to more silicon particles acting as defect initiating voids. The initiation and propagation of a crack is then favoured. This explains the creation of both types of burr. As for the burr without chamfer variation, it could be explained by the dendrite size or SDAS. The higher the dendrite size, the higher the plastic strain allowed before fracture.

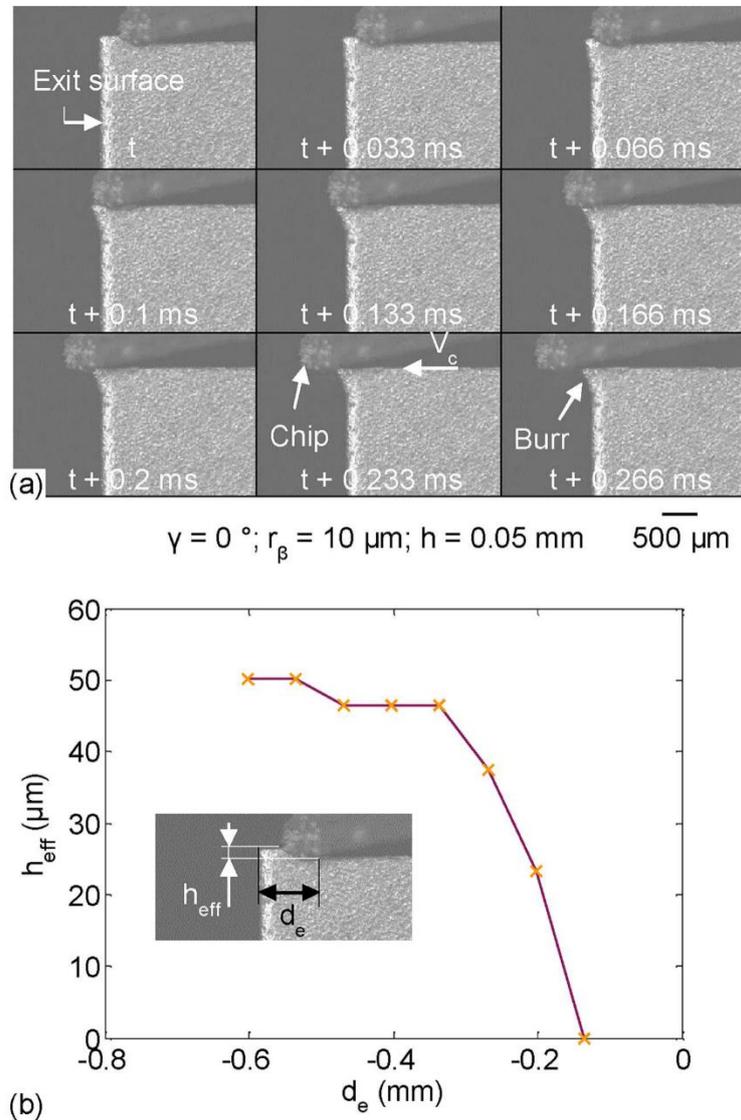


Fig. 15. Burr without chamfer formation (a), and evolution of effective uncut chip thickness h_{eff} with respect to the distance between the cutting edge and the exit surface d_e (b).

4.3. Effect of uncut chip thickness on burr formation and morphology

As Régnier et al. (2016) demonstrated, one of the major parameter affecting burr formation is the uncut chip thickness. As shown in Fig. 18 and as supplementary material 1 for the other cutting tool geometries, low uncut chip thickness produces mainly burr without chamfer. The lower uncut chip thickness of the study produces at least 90% of burr without chamfer for any conditions. This observation is coherent with respect to the formation analysis of burr without chamfer made in Section 4.1. As mentioned by Abushawashi (2013), cutting at a low uncut chip thickness exhibits a large combined shear-compression zone ($\eta < 0$) in front of the cutting zone. Since low stress triaxiality causes a high strain at fracture, the formation of burrs without chamfer at low uncut chip thickness is logical. Nevertheless, as the alloy used for this study is quite heterogeneous, the strain at fracture intensity is not constant along the sample and between the samples. This explains the reason of a significant variability of burr without chamfer and of the

appearance of both burr types on the same sample.

On the other hand, higher uncut chip thickness produces more burr with chamfer because the combined shear-compression zone is replaced by a shear-tension one. As a result, the stress triaxiality allows a lower strain at fracture. The crack propagates until it reaches the exit surface of the workpiece. Between these extreme conditions, both types of burr can be produced with different proportions within the specimen width caused by the microstructure and the rake angle.

Not only burr height or burr type distribution are affected by uncut chip thickness, but chamfer height, whose evolution is shown in Fig. 19 and in Supplementary material 2, is also impacted. It is observed that the average chamfer height's absolute value is considerably increasing with respect to the increase of the uncut chip thickness. This could be due to a larger strain zone produced, leading to a wider affected zone under and in front of the tool.

As for the chamfer depth, its evolution is quite proportional to the chamfer height. This implies that the chamfer angle seems to be

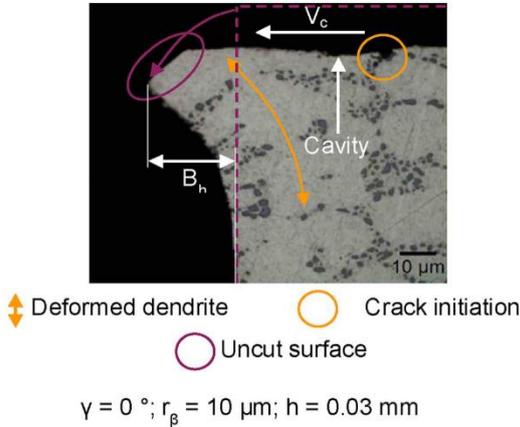


Fig. 16. Postmortem micrograph of a burr without chamfer. (For interpretation of the references to colour in the text, the reader is referred to the web version of this article.)

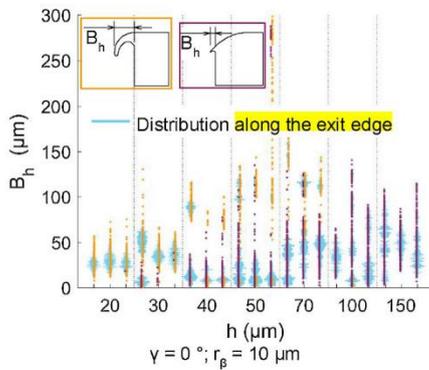


Fig. 17. Effect of uncut chip thickness on burr height. (For interpretation of the references to colour in the text, the reader is referred to the web version of this article.)

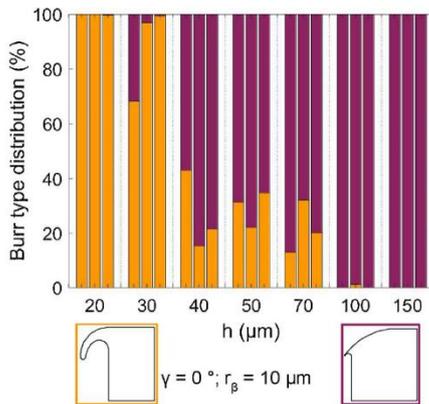


Fig. 18. Effect of uncut chip thickness on burr type distribution along the exit edge.

independent of this cutting parameter. As shown in Fig. 20 and in Supplementary material 3, a slight decrease can be observed but the value is almost constant and around 30°. This might be explained with digital image correlation analysis and numerical simulations which will be carried out in the near future.

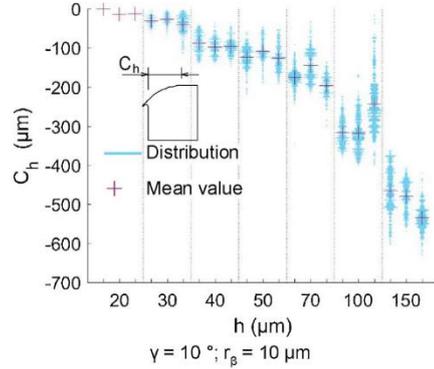


Fig. 19. Effect of uncut chip thickness on chamfer height.

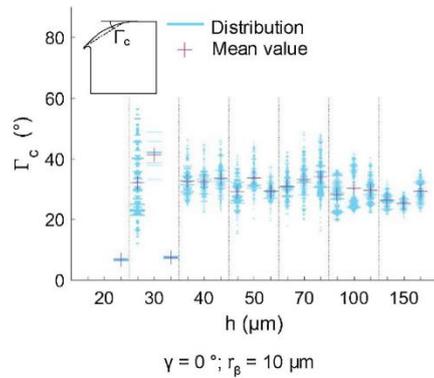


Fig. 20. Effect of uncut chip thickness on chamfer angle evolution.

5. Analysis of burr accumulation in successive passes

Burr accumulation is the increase of a burr length in successive passes. It is thought to be the cause of high burr height obtained during shoulder milling after several teeth cut with decrease uncut chip thickness. Fig. 21 and the associated supplementary material 4 show the evolution of this phenomenon for three passes. The graph shows the difference of evolution between burrs with and without chamfer. In one hand, a burr without chamfer will see its height increased in successive

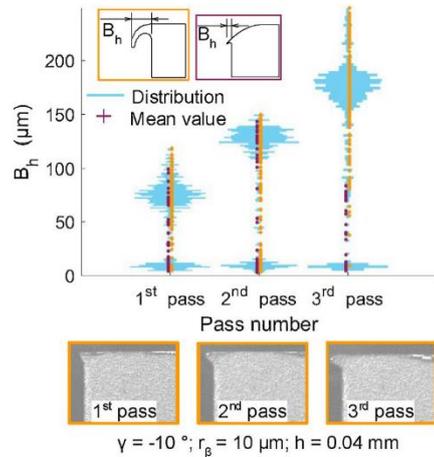


Fig. 21. Evolution of burr height in successive passes.

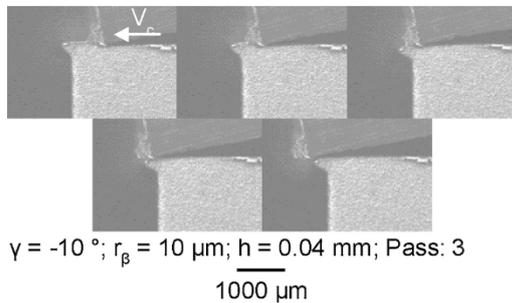


Fig. 22. Movie frames of an accumulation pass.

passes as predicted. In the other hand, burrs with chamfer seem not to be affected by the accumulation of passes. A better comprehension of burr accumulation behaviours can be obtained by analysing the samples' images obtained by high speed camera.

The Fig. 22 shows video frames of the third pass for the same cutting condition presented in Fig. 18. The video of the burr accumulation is available here. It is observed that the burr accumulation behaviour is quite similar to that of the original burr without chamfer. The strain causes the burr tilt around its root then the cutting edge continues its way without cutting anything.

Sometimes, the accumulation may not occur. After some passes the burr is removed and a burr with chamfer is created. The explanation could arise from two phenomena. A first assumption is the micro-structure effect; in successive passes, the subsurface changes because of the heterogeneous nature of the material. For the same reasons that the burr type is not uniform along the edge of the sample, the burr formed at a specific location during previous pass could not be the same type of burr formed in the current pass.

A second hypothesis is that the uncut chip thickness is lower than the depth of the crack initiated during the precedent pass. When the tool approaches the crack, the edge will push the surface and hence propagate the crack.

As for the burrs with chamfer, the evolution of the chamfer depth with respect to the number of passes is presented in Fig. 23 and in Supplementary material 5. The video is available here. The graphic is combined with the images of the burr evolution in successive passes. The first pass produces an average chamfer depth of 200 μm . The uncut

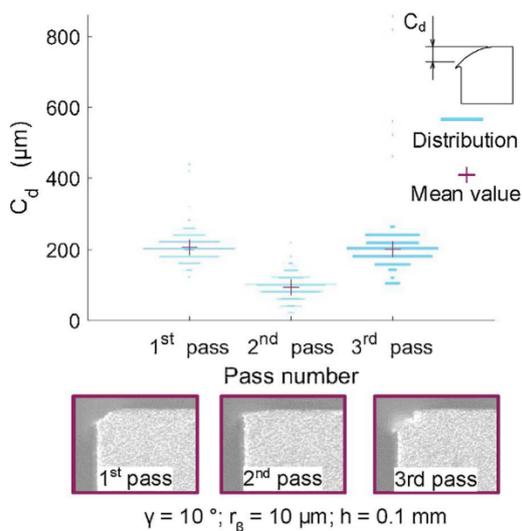


Fig. 23. Evolution of chamfer depth in successive passes.

chip thickness (here 100 μm) is lower than this chamfer depth, indicating that by the end of the cut, the effective uncut chip thickness decreases. This chamfer shape implies that the cutting forces are getting lower and lower once the cutting edge is close to the end of the cut. The deformation engendered is not high enough to generate a new burr with chamfer. Finally, the third pass generates a new burr with chamfer because the reduced chamfer depth is now slightly lower than the uncut chip thickness.

Sometimes, a burr with chamfer can be transformed into a burr without chamfer. This phenomenon may occur when the uncut chip thickness is slightly lower than the chamfer depth. The material affected by the strain in subsurface is deeper than the chamfer depth which allows the same mechanism than that from the formation of a burr without chamfer.

6. Conclusion

The present work allows the understanding of burr formation mechanisms during orthogonal cutting of Al-Si aluminium alloy and the burr accumulation in successive passes. Two different types of burr are observed in relation with cutting conditions, work material micro-structure and mechanical behaviour. New parameters are proposed to describe the burr with chamfer more precisely and constitutes an improvement of its characterisation.

- The corner radius (C_r)
- The chamfer height (C_h)
- The chamfer depth (C_d)
- The chamfer angle (Γ_c)

The morphologies of both burr types are also examined, using different observation methods: high speed camera frames, micrographs, and SEM images combined with EDS analysis. Moreover, precise geometrical characterisation of burr is achieved using laser profilometer and distribution analysis. These analyses provide useful information on burr generation mechanisms. A burr with chamfer is generated by high localized strains combined with the tool movement, inducing a crack initiation and ensuing propagation. The beginning of the formation mechanism of a burr without chamfer is similar to the burr with chamfer. A localized strain is induced by the tool approaching the exit surface. However the strain is not high enough to initiate or propagate a crack. The edge of the workpiece will tilt without sufficient damage to break.

Investigations on burr production variability have been carried out to analyse the influence of the material heterogeneity. The evolution of the burr type distribution is quite repeatable. However, the heterogeneity of the material produces a considerable variability of the burr height.

The effect of the uncut chip thickness on the burr formation has been also investigated. This cutting parameter affected by the change of stress triaxiality intensity is the main factor influencing the burr formation phenomena. It is observed that increasing uncut chip thickness helps producing more burr with chamfer.

Finally, burr accumulation in successive passes is investigated. It is observed that the phenomenon occurs only for low uncut chip thickness, and the mechanism is similar to that leading to burr without chamfer formation. Sometimes the accumulation stops, and the burr removed.

While a burr with chamfer is produced, the phenomenon is more complex. If the uncut chip thickness is way lower than the chamfer depth, this chamfer depth will be reduced. If the uncut chip thickness is almost equal but still lower than the chamfer depth, the cut will generate a burr without chamfer. Finally, if the uncut chip thickness is higher than the chamfer depth, a new burr with chamfer will be generated.

Further scientific contribution would be focused on experimental

approach using methodologies to quantify the strain field generated in the workpiece during burr formation, by DIC technique. A second major advance would be to simulate the formation of the two different burr morphologies. Finally, the rake angle effect on burr formation as well as the edge sharpness one will be analysed.

Funding

This research did not receive any specific grant from funding agencies in the public, commercial, or not-for-profit sectors.

Acknowledgement

The authors would like to thank Rémi Martinez and Serge Quantin, from Montupet/Linamar, for their help regarding the contribution of microstructure on burr morphology. We would also like to thank Pierre Naisson from CERN and Vincent Moreau from CETIM for their advices and help on edge preparation.

Appendix A. Supplementary data

Supplementary material related to this article can be found, in the online version, at doi:<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.02.037>.

References

- Abushawashi, Y.M., 2013. Modeling of Metal Cutting As Purposeful Fracture Of Work Material. Ph.D. Thesis. .
- Bourlet, C., et al., 2016. Analysis and modeling of burr formation during the plane milling of cast aluminum alloy using polycrystalline diamond tools'. *J. Manuf. Sci. Eng.* 138 (8), 081010-1–081010-12. <http://dx.doi.org/10.1115/1.4032584>.
- Chern, G.-L., 2006. Experimental observation and analysis of burr formation mechanisms in face milling of aluminum alloys'. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 46 (12–13), 1517–1525. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.09.006>.
- Da Silva, L.C., et al., 2015a. Study of burr behavior in face milling of PH 13-8 Mo stainless steel. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 8, 34–42. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirpj.2014.10.003>.
- Da Silva, L.C., et al., 2015b. Study of burr height in face milling of PH 13-8 Mo stainless steel– transition from primary to secondary burr and benefits of deburring between passes. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 10, 61–67.
- Gillespie, L.K., 1973. The Formation and Properties of Machining Burrs. Ph.D. Thesis. .
- Gillespie, L.K., Blotter, P.T., 1976. The formation and properties of machining burrs. *J. Eng. Ind.* 98 (1), 66–74. <http://dx.doi.org/10.1115/1.3438875>.
- Hashimura, M., Chang, Y.P., Dornfeld, D., 1999a. Analysis of burr formation mechanism in orthogonal cutting. *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME* 121 (1), 1–7.
- Hashimura, M., Hassamontr, J., Dornfeld, D.A., 1999b. Effect of in-plane exit angle and rake angles on burr height and thickness in face milling operation. *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME* 121 (1), 13–19.
- Hintze, J.L., Nelson, R.D., 1998. Violin plots: a box plot-density trace synergism. *Am. Statist.* 52 (2), 181–184. <http://dx.doi.org/10.1080/00031305.1998.10480559>.
- ISO 13715:2000 – Technical drawings – Edges of undefined shape – Vocabulary and indications (2000).
- Iwata, K., Ueda, K., Okuda, K., 1982. Study of mechanism of burrs formation in cutting based on direct SEM observation'. *J. Jpn. Soc. Precis. Eng.* 48 (4), 510–515.
- Ko, S.-L., Dornfeld, D.A., 1991. A study on burr formation mechanism'. *J. Eng. Mater. Technol.* 113 (1), 75–87. <http://dx.doi.org/10.1115/1.2903385>.
- Kumar, S., Dornfeld, D., 2003. Basic approach to a prediction system for burr formation in face milling. *J. Manuf. Processes* 5 (2), 127–142. [http://dx.doi.org/10.1016/S1526-6125\(03\)70048-6](http://dx.doi.org/10.1016/S1526-6125(03)70048-6).
- Nakayama, K., Arai, M., 1987. Burr formation in metal cutting. *CIRP Ann.-Manuf. Technol.* 36 (1), 33–36.
- NF EN1706, 2010. Aluminium and Aluminium Alloys – Castings – Chemical Composition and Mechanical Properties.
- Olvera, O., Barrow, G., 1995. An experimental study of burr formation in square shoulder face milling. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 36 (9), 1005–1020.
- Régnier, T., et al., 2016. Experimental investigation and modelling of burr formation during orthogonal cutting of A356+0.5Cu aluminium alloy. In: 13th International Conference on HIGH SPEED MACHINING 2016. Metz, France. p. 6.
- Rice, J.R., Tracey, D.M., 1969. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *J. Mech. Phys. Solids* 17 (3), 201–217.
- Schafer, F., 1975. Product design influences on deburring. Technical Paper. p. 12.
- Toropov, A.A., Ko, S.-L., 2006. A new burr formation model for orthogonal cutting of ductile materials. *Ann. CIRP* 55 (1).
- Wang, Q.G., 2003. Microstructural effects on the tensile and fracture behavior of aluminum casting alloys A356/357. *Metall. Mater. Trans. A* 34 (12), 2887–2899. <http://dx.doi.org/10.1007/s11661-003-0189-7>.

2.4. Etude complémentaire en coupe orthogonale sur disque

2.4.1. Dispositif expérimental

Comme indiqué en introduction du chapitre, une étude complémentaire est proposée afin d'observer les phénomènes identifiés en rabotage à l'outil carbure, pour la coupe à grande vitesse de coupe à l'outil PCD, plus représentative des conditions opératoires retrouvées dans le cas du surfacage grande vitesse des culasses. Pour cela, un dispositif expérimental de coupe sur disque rainuré est développé à partir d'études similaires réalisées auparavant [Bissey 2005].

Une machine à commande numérique 5 axes (réellement 3 axes + 2) Gambin 120 CR est utilisée comme support du dispositif, présenté en FIGURE 2-5. Le disque éprouvette, doté de quatre rainures permettant d'étudier la formation des bavures en sortir d'outil, est solidaire d'un attachement pris en broche, orientée à 90° suivant l'axe B de la machine. L'outil, dont les caractéristiques sont détaillées en Table 2-1, est quant à lui bridé en position verticale sur une platine dynamométrique Kistler 9257A. La coupe est filmée à l'aide d'une caméra rapide PHOTRON Fastcam sA-Z à une fréquence d'acquisition de 40000 i.s⁻¹, combinée à un temps d'exposition de 1/400000 s. Un objectif de grossissement nul x1 est utilisé afin d'observer plusieurs images lors du passage d'une rainure à haute vitesse de coupe. Des essais avec un objectif x5 sont aussi réalisés. Le nombre d'essais est réduit à la vitesse de coupe la plus faible.

Table 2-1. Conditions opératoires pour la coupe sur disque discontinue.

Conditions opératoires

Paramètres	Valeurs
Matériau outil	PCD micrograin
Angle de coupe, γ (°)	0
Angle de dépouille, α (°)	10
Angle d'inclinaison d'arête, λ_s (°)	0
Rayon d'acuité d'arête, r_β (μm)	< 3
Vitesse de coupe, V_c (m.min ⁻¹)	500 ; 1000 ; 1500
Epaisseur coupée, h (mm)	0,02 ; 0,03 ; 0,04 ; 0,05 ; 0,07 ; 0,1 ; 0,2
Profondeur de passe, a_p (mm)	5

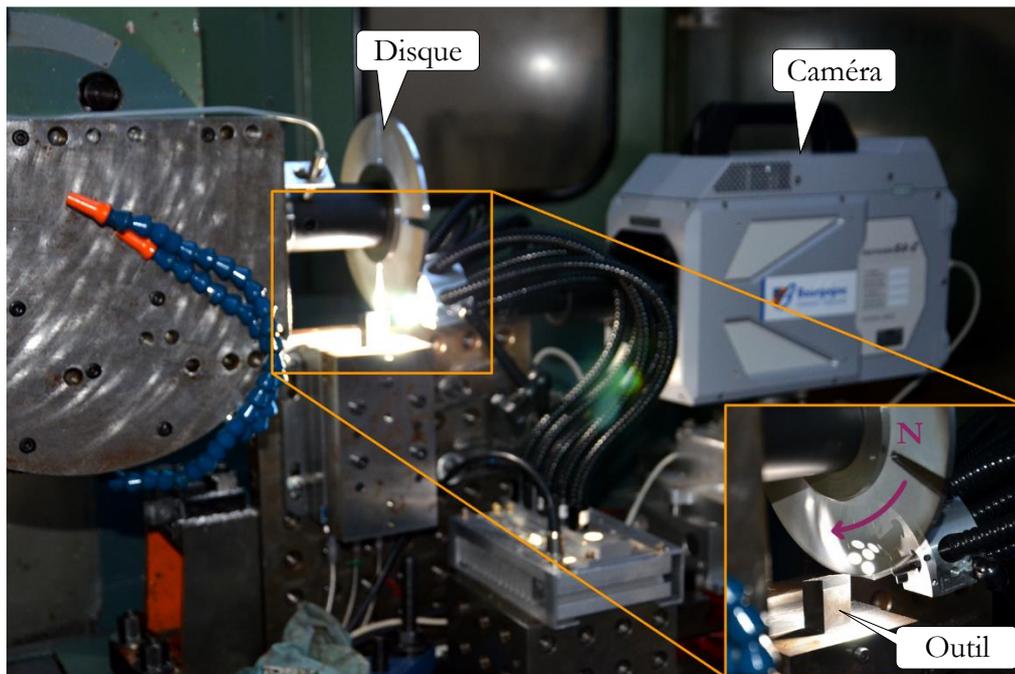


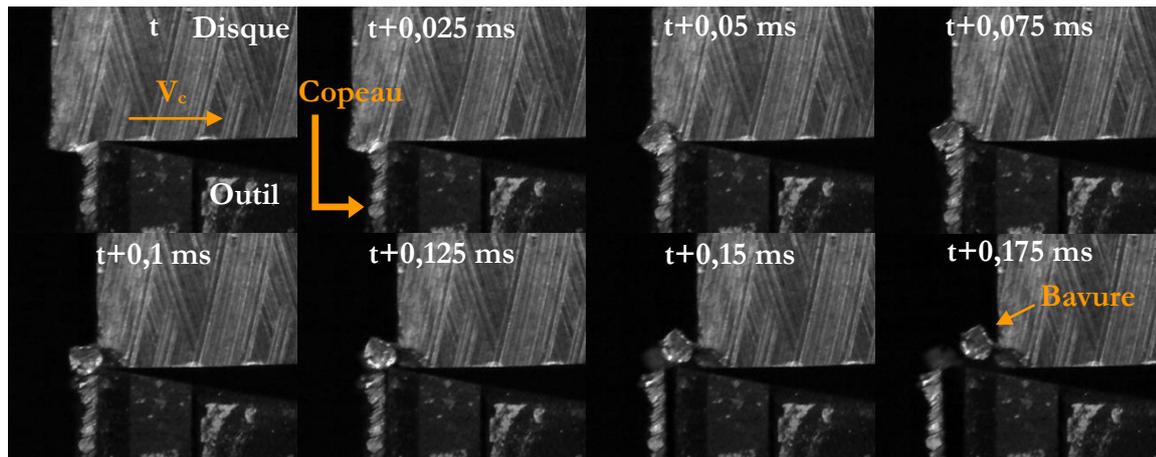
FIGURE 2-5. Protocole expérimental.

Nous avons vu durant précédemment que l'épaisseur coupée a une influence particulière sur la formation des bavures. D'un autre côté, dans le cas de la coupe sur disque, durant la pénétration de l'outil, l'augmentation progressive de l'épaisseur coupée sur un tour de pièce est inévitable. Cependant, l'étude du cumul des bavures n'est que peu impactée par ce phénomène, certaines observations discutées plus tard étayeront cet affirmation.

Les disques éprouvette sont obtenus à partir d'une culasse type. La découpe des disques est réalisée par contournage de la partie supérieure de la culasse type. Afin de s'affranchir d'incertitudes concernant l'homogénéité des caractéristiques mécaniques macroscopiques de chaque disque, des essais de dureté sont réalisés à intervalles réguliers suivant leur rayon. Les résultats, présentés en Annexe A, indiquent une bonne homogénéité de la matière.

2.4.2. Analyse morphologique des bavures observées

Lors des essais de rabotage, principalement deux morphologies de bavures étaient générées. trop peu de bavures intermédiaires, introduites par [Iwata, Ueda et Okuda 1982] ont été remarquées pour être signalées. Les essais de coupe sur disque à grande vitesse, quant à eux, semblent être plus propices à la génération de ce type de bavures, présenté en FIGURE 2-6, bien qu'elles soient en très faible nombre.



$V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $h = 0,2 \text{ mm}$; Objectif : x1

FIGURE 2-6. Exemple de génération d'une bavure intermédiaire.

Trois paramètres peuvent être à l'origine de ce phénomène : le matériau de l'outil, la vitesse de coupe et la santé matière. Tout d'abord, entre le rabotage et la coupe sur disque, l'outil change. Le matériau de l'outil influence le coefficient de frottement entre le copeau et la face de coupe, qui est plus faible dans le cas de l'outil PCD. Une hypothèse probable est que ce paramètre facilite l'arrachage du pied du copeau dans le cas du rabotage à l'outil carbure. Pour s'affranchir de phénomènes relatifs au matériau de l'outil, deux essais à différentes épaisseurs coupées sont réalisés avec une plaquette carbure ($\gamma = 5^\circ$; $\alpha = 10^\circ$). Des bavures intermédiaires générées lors de ces deux essais contredisent l'hypothèse d'une influence du matériau de l'outil.

Les essais réalisés à différentes vitesses de coupe ne semblent pas donner d'indication quant à une évolution du taux de bavures intermédiaires générées lors de la coupe. Cependant l'hypothèse n'est pas à exclure quant à un rapport d'un ordre de grandeur allant de 5 à plus de 10, entre les vitesses de coupe programmées en rabotage et en coupe sur disque.

Lors de l'obtention des disques à partir des culasses type, de nombreux défauts ont été observés (voir FIGURE 2-7a, b, c et d). De plus, les bavures intermédiaires en question sont générées indépendamment de l'épaisseur coupée, or ce sont normalement des bavures obtenues lors de la transition entre les formations de bavures sans chanfrein et avec chanfrein, directement liées à l'épaisseur coupée. Enfin, pour une même condition de coupe, certaines rainures ne sont pas affectées par ce phénomène, contrairement à d'autres.

2.5. Bilan

Une étude fondamentale sur la formation des bavures en coupe orthogonale est réalisée et est présentée dans ce chapitre. Cette étude a permis de dégager plusieurs conclusions essentielles à la compréhension du phénomène de formation de bavures dans un alliage d'Aluminium-Silicium. Une nouvelle méthode de caractérisation des bavures a été développée permettant une mesure statistique de différents critères de classification suivant toute la largeur des éprouvettes. Certains de ces critères de classification sont proposés pour définir plus précisément les bavures générées en fonction de leur morphologie.

La variabilité morphologique des bavures générées le long de l'épaisseur d'une éprouvette est mise en évidence grâce à cette méthode. Une mauvaise répétabilité des essais est notée, laissant penser que la microstructure locale a un effet sur les mécanismes de formation des bavures. Néanmoins, le taux de bavures avec ou sans chanfrein le long d'une arête est assez répétable. Enfin, l'influence de l'épaisseur coupée est mise en évidence concernant l'évolution du taux des deux morphologies de bavures générées le long d'une arête.

Une étude portant sur le cumul de bavures est aussi proposée dans le cadre du rabotage et de la coupe orthogonale sur disque à grande vitesse. Sur ce point, peu de différences sont mises en évidence entre les deux dispositifs. Cependant, quelques bavures intermédiaires sont générées lors de la coupe orthogonale sur disque. De plus, le cumul ne semble pas infini. A partir d'un certain nombre de passe (aléatoire), la bavure roll-over est arrachée et laisse place à une bavure avec chanfrein. Dans les deux cas, lorsqu'une bavure avec chanfrein est générée lors d'une passe, la passe suivante réduit la profondeur du chanfrein (de la valeur de l'épaisseur coupée) ainsi que sa hauteur, mais n'influe pas sur la hauteur de cette bavure.

3. Etude statistique de l'influence des paramètres opératoires sur les bavures

3.1. Introduction du chapitre	55
3.2. Article publié dans JMSE.....	56
3.3. Bilan	67

3.1. Introduction du chapitre

Une étude de la formation des bavures couplée au développement d'une nouvelle méthode de mesure et de nouveaux critères de caractérisation des bavures a été détaillée dans le chapitre précédent. La variabilité des entités mesurées ainsi que le nombre d'essais et de paramètres combinés, amènent maintenant à analyser à l'aide d'une méthode statistique, l'influence des conditions opératoires sur les différents critères définissant la morphologie des bavures produites lors des essais. Pour cela, une Analyse en Composantes Principales (ACP) est proposée. Ce type d'analyse permet de dégager des relations linéaires entre des paramètres d'entrée et des données de sortie. Finalement, des explications sont proposées pour expliquer physiquement chaque lien établi entre les paramètres d'entrée et de sortie. Le but de cette démarche est de dégager les sensibilités des différents critères par rapport aux paramètres opératoires, et non de proposer un modèle descriptif basé sur l'analyse statistique.

3.2. Article publié dans JMSE

L'article suivant est publié dans *Journal of Manufacturing science and Engineering* et est disponible à l'adresse suivante :

<http://manufacturingscience.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=26865>

74

Le corps de l'article est également disposé à partir de la page suivante.

Phenomenological Study of Multivariable Effects on Exit Burr Criteria During Orthogonal Cutting of AISi Alloys Using Principal Components Analysis

During machining, burrs are produced along a part's edges, which can affect a final product lifetime or its efficiency. Moreover, time-consuming and expensive techniques are needed to be applied to remove such burrs. Therefore, companies attempt to reduce burrs formation during machining by manipulating the cutting conditions. This study aims to analyze and quantify the effect of a wide number of parameters on burr formation, resulting from different mechanisms, during orthogonal cutting of AISi alloys. A highly developed experimental methodology combining high-speed camera recording, laser scanning, and in situ deburring system is used for this study. A statistical analysis is then applied to evaluate relations between controlled parameters and the occurrence of exit burrs morphologies. The results show that the uncut chip thickness influences burr types distribution along the exit edge and chamfer geometry. Among the cutting parameters and tool geometry, tool rake angle is the main parameter affecting burr height. Finally, it is found that none of the burrs geometrical characteristics ranges are piloted by cutting parameters or tool geometry. The assumption of a possible microstructural influence on these outputs is made.

[DOI: 10.1115/1.4040623]

Tristan Régnier

LaBoMaP,
Arts et Métiers Paristech Cluny,
Rue porte de Paris,
Cluny 71250, France
e-mail: tristan.regnier@ensam.eu

Guillaume Fromentin

Mem. ASME
LaBoMaP,
Arts et Métiers Paristech Cluny,
Rue porte de Paris,
Cluny 71250, France
e-mail: guillaume.fromentin@ensam.eu

Alain D'Acunto

LEM3,
Arts et Métiers Paristech Metz,
7 rue Félix Savart,
Metz 57073, France
e-mail: alain.dacunto@ensam.eu

José Outeiro

LaBoMaP,
Arts et Métiers Paristech Cluny,
Rue porte de Paris,
Cluny 71250, France
e-mail: jose.outeiro@ensam.eu

Bertrand Marcon

LaBoMaP,
Arts et Métiers Paristech Cluny, Rue
porte de Paris,
Cluny 71250, France
e-mail: bertrand.marcon@ensam.eu

Arnaud Crolet

Linamar – Montupet,
3 rue de Nogent,
Laigneville 60290, France
e-mail: arnaud.crolet@montupet-group.com

Keywords: burr formation, statistical analysis, aluminum alloy, orthogonal cutting

1 Introduction

Machining operations such as milling or turning produce burrs along the parts edges. These burrs might affect a product's lifetime if they fall off after assembly or during a mechanical operation. Therefore, the presence of burrs on a finished part should be avoided. There are several types of deburring techniques but they are time consuming and expensive. Nowadays, companies aim to avoid or reduce burr formation by changing the cutting conditions (which includes tool geometry).

Machining operations induce several burr morphologies, grouped by Gillespie and Blotter [1] into four categories, with respect to their generation mode, as shown in Fig. 1. The Poisson burr is generated by a plastic flow of the work material toward the free surface and under compression. The rollover burr corresponds to an uncut material accumulation after each tool or tooth path, pushed along the cutting direction. The tear burr is the result of a tearing between two sections of a part. Finally, the cut-off burr is the small amount of material staying in the center of a workpiece after a cut-off operation. Pekelharing [2] and Iwata et al. [3] show

that, at the end of a cut, fracture can occur at a workpiece's edge, generating a chamfer with a small burr. This burr is called by Hashimura et al. [4] as negative burr, as opposed to the rollover burr, which is called as positive burr.

The ISO 13715:2000 standard [5] proposes burr height to be measured from the exit surface of the workpiece to the top of the burr. This criterion is useful in industry but it is not sufficient to analyze accurately the burr shape and to investigate burr formation mechanisms. For a better burr characterization, Schäfer et al. [6] define a burr using five geometrical criteria associated with weighting factors to obtain a burr value. This burr value is then used as a comparison reference. However, some of these criteria need the use of destructive methods to be measured accurately and some burrs require more specific criteria for their comparisons. In a previous work, Régnier et al. [7] propose new geometrical criteria to define two types of burrs called burrs with or without chamfer, aiming to link the geometry of a burr with its formation mode in an AISi fragile alloy. Those criteria are detailed in Fig. 2. The study proposes also to call them burrs with and without chamfer instead of the commonly used negative and positive burr. Furthermore, this definition is more relevant to the burr standard ISO definition.

These two types of burrs along the workpiece exit edge depend on the cutting conditions, such as the tool rake angle and the uncut

chip thickness. According to Abushawashi [8], these two parameters affect the stress triaxiality in the workpiece deformation zone which lies ahead of the tool. This in turn affects the fracture strain since they are related. Figures 3(a) and 3(b) show the stress triaxiality distribution on both workpiece and cutting tool with respect to the rake angle. On the workpiece, the figures show that the increase of the rake angle leads to an increase of stress triaxiality on a zone between the cutting edge and a subsurface zone underneath the uncut surface (circled in the figures). The state of stress varies from a combined shear/tension, with approximate equal proportion for each (clear zone), to a quasi-pure tension (dark zone). This variation lowers the fracture strain in the region. On the other hand, Figs. 3(c) and 3(d) show the stress triaxiality distribution for two uncut chip thicknesses (h). According to the figures, the increase of h leads to the expansion of both combined shear/tension and almost pure shear zones and a shrinkage of combined shear/compression zone. In other words, a larger proportion (percentage) of the overall deformed material with low stress triaxiality state occurs in the low h . Finally, they show that with the same cutting condition, both burr types can be generated along the exit edge of the workpiece. This burr type heterogeneity could closely relate to the material microstructure heterogeneity.

Burr formation in face milling is widely studied by Chern [9]. The author analyzes the influence of feed rate and depth of cut on burr height and morphology for three aluminum alloys. Five burr morphologies are highlighted and their formation mechanisms are described, as presented in Fig. 4. The knife-type burrs, wave-type burrs, and curl-type burrs are all generated by the plastic bending of different volume of the material uncut transition surface. Those three types of burr are similar to the primary burrs defined by Kishimoto [10].

Increasing the depth of cut or the feed rate generates more plastic deformation during the bending of the transition surface material and breaks what could have been a primary burr, close to its root. This material fracture generates then a secondary burr, barely visible to naked eyes. Finally, if the depth of cut increases or the feed rate is too high, edge breakout (burr with chamfer formation) occurs.

This formation mechanism is the same as the burr with chamfer formation in orthogonal cutting. The study also links the in-plane exit angle to the burr morphology. This angle, called φ_e in Fig. 5, is defined as the angle between the cutting speed direction and the workpiece exit surface. It is shown that both burr height and transition depth of cut (between primary and secondary burrs) increase with this angle. This angle appears to drive the primary burrs morphology as well. Bourlet et al. [11] study the influence of local geometrical parameters on burr height during high speed plane milling of a cast aluminum alloy. The authors show that the uncut chip thickness at the exit of an insert, the in-plane exit angle, the wedge angle Δ (angle that makes the exit surface with respect to the machined one, visible in Fig. 5), and the axial depth of cut were the main parameters driving burr height evolution. As such, a design of experiment is performed and a local prediction model is proposed.

Principal component analysis (PCA) is described by Abdi and Williams [12] as one of the oldest multivariate data analysis. Its aim is to find linear combinations, also known as principal components, of the initial variables. The data are then projected onto the principal components to extract their maximum variance. This method reduces considerably the dimension of the problem without altering the amount of information. The new orthogonal axes, obtained from the projection, are called principal axes. Moreover, the principal components are not correlated, as opposed to the original data, which may correlate. Therefore, results are being concluded objectively.

This analysis was first used mainly in nontechnical fields such as sociology or economy. It is first introduced in manufacturing by Lorenz [13], who describes the use of PCA to select the most suitable tap tool geometry and cutting conditions in terms of force reduction and thread surface quality. Nowadays, a few studies use hybrid approach combining the PCA with other statistical methods to optimize the efficiency of a production technique from design of experiment. For example, Dubey and Yadava [14] compare the optimized results of laser cutting of Inconel 718 using original Taguchi approach with a hybrid PCA/Taguchi method.

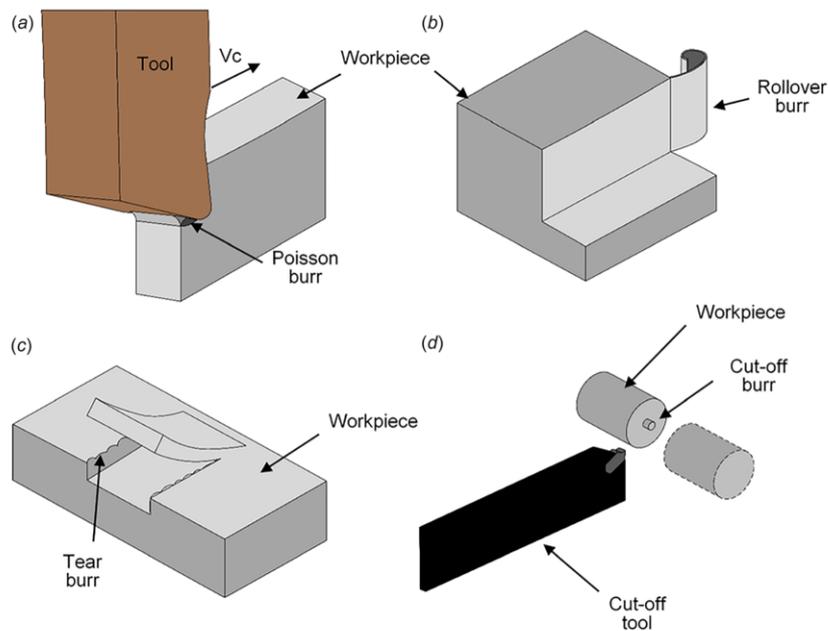


Fig. 1 Poisson burr (a), rollover burr (b), tear burr (c), and cut off burr (d) (adapted from da Silva et al. [16] and Gillespie and Blotter [1])

The hybrid approach consists of determining the signal-to-noise ratios of three kerf quality characteristics using the Taguchi method and applying PCA on those ratios. Finally, the contribution of the input parameters on the kerf quality characteristics and the most suitable association between them are determined. It is found that the hybrid approach slightly provides a relatively better result.

In the current study, orthogonal cutting experiments are carried out on aluminum alloy samples. An original experimental setup including high-speed camera imaging, laser profile scanning of burr, and in situ deburring is used. It allows to observe burr formation and to characterize precisely the burr profile in hundreds of sections as well. Through this observation, the burr type heterogeneity can be quantified. A PCA is carried out using XLSTAT software. The use of PCA is proposed to analyze possible correlations between cutting parameters or tool geometry and a wide range of exit burr geometrical characteristics obtained during the experiments. Physical explanations, concluded from video analyses and full exit edge morphologies, are given to interpret the statistical analysis results.

2 Experimental Procedure and Work Material

2.1 Experimental Setup. Orthogonal cutting tests are conducted using a three-axes computer numerical control milling machine, DMG model DMC85V, equipped with linear motors. The cutting speed of 120 m/min is provided by the X-axis of the machine. A high-speed CCD camera (PHOTRON SA-Z), visible in Fig. 6(a), is used to capture the burr formation during the tool exit from the workpiece. Its frame rate is set at 30,000 fps. A Mitutoyo objective assembled with extension lens tubes are used to perform a 10× magnification. The achieved observation window is of $1.835 \times 1.835 \text{ mm}^2$ for a spatial resolution of approximately $1.8 \mu\text{m}/\text{pix}$. The forces are measured by a piezo-electric dynamometer, Kistler model 9119 AA2, presented in Fig. 6(b).

The procedure used to conduct the machining tests is described as follows. First, several cutting passes are performed to ensure that the machined surface is parallel to the cutting direction. Then the generated burrs during those previous operations are removed by a deburring cut. This operation is performed with a very

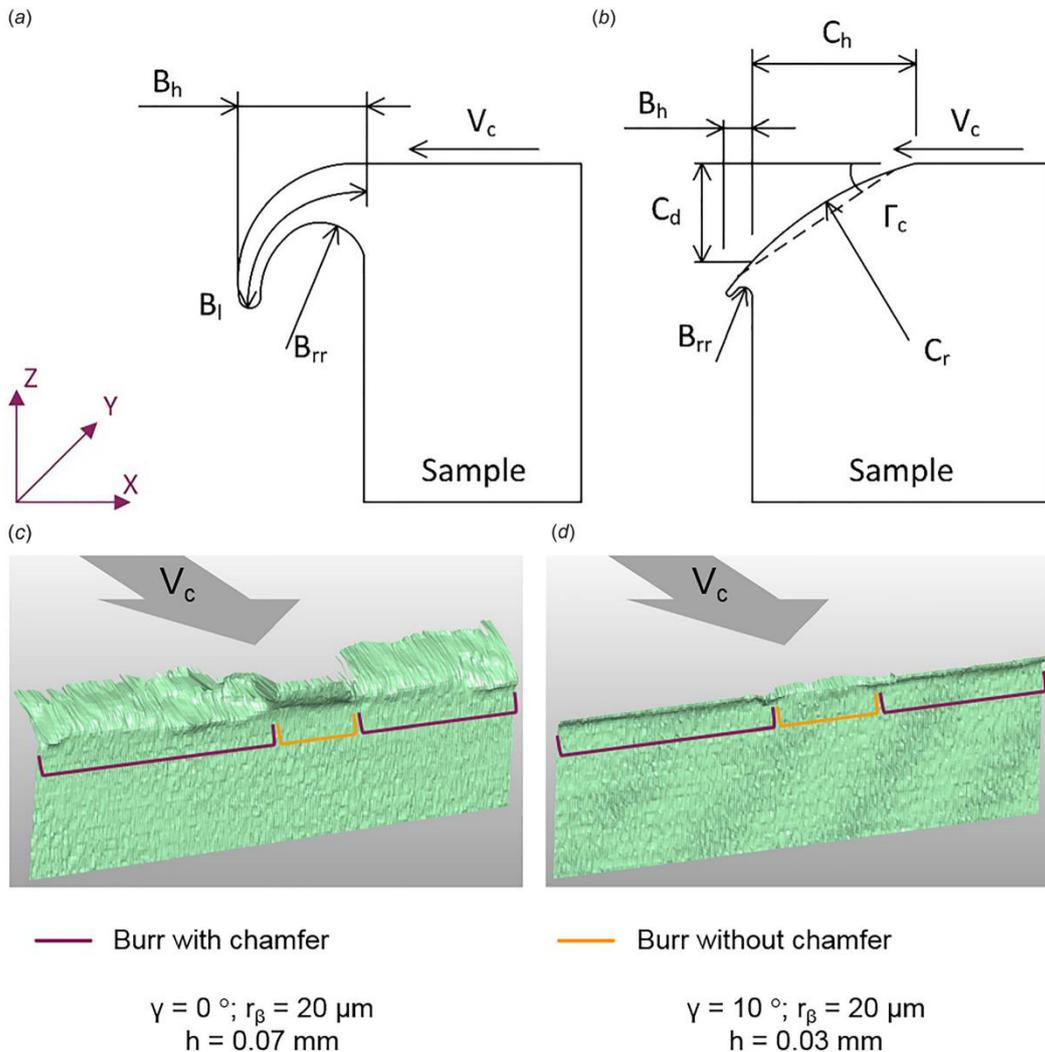


Fig. 2 Geometrical descriptors for (a) burr without chamfer, (b) burr with chamfer and three-dimensional reconstruction of two samples' exit edges morphologies, exhibiting both burr types (c) and (d), after Régnier et al. [7]

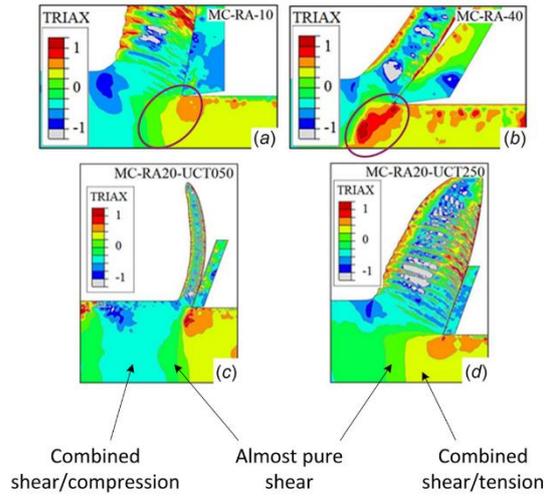


Fig. 3 Influence of rake angle (a) and (b) and uncut chip thickness (c) and (d) on stress triaxiality distribution (from Abushawshi [8])

positive rake angle tool ($\gamma = 30$ deg), set on the opposite direction of the one used for the actual desired machining, as shown in Fig. 6(c). The deburring efficiency is verified several times during the whole test campaign. After that, the tests are performed according to an experimental sequence proposed in Fig. 7. Two cutting passes with every pass followed by a deburring cut are performed, as presented in Figs. 6(d) and 6(e). Three cutting passes are then performed without any deburring cut in between

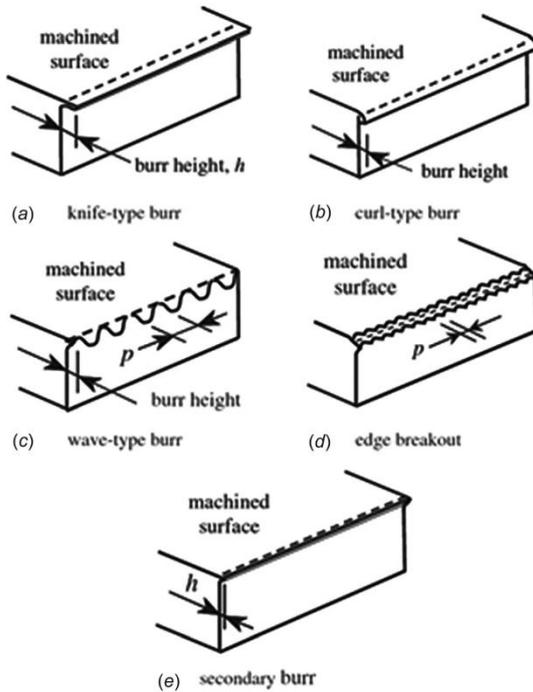


Fig. 4 Different types of burrs obtained during milling (from Chern [9])

passes to analyze burr accumulation. The height difference between both cutting edges is measured regularly using a dial gauge. The regular measurement aims to update the vertical offset of both cutting edges, ensuring an accurate uncut chip thickness. The burr accumulation study is avoided for the highest uncut chip thickness (i.e., $h = 150 \mu\text{m}$). This is because the camera is required to be adjusted after each pass, caused by a greater depth.

2.2 Burr Topography Measurement. An in-line laser profilometer, Keyence model LJ-V7060, is set in situ to scan the burrs with an optimized measurement repeatability of $0.4 \mu\text{m}$ along the perpendicular direction and $5 \mu\text{m}$ along the longitudinal direction. The linearity is about $\pm 0.1\%$ of the full scale. The overall accuracy of the sensor is estimated to be approximately $1.9 \mu\text{m}$ in the perpendicular direction and $6.5 \mu\text{m}$ in the longitudinal direction. The laser is installed on the Z-axis after each pass and a scan is performed by moving the Y-axis, as shown in Fig. 8(a). Each increment of the linear encoder triggers a laser scan and generates a profile. The step between two laser profiles is $8 \mu\text{m}$ while the data interval along the laser line reaches $20 \mu\text{m}$. The scanning setup is presented in Figs. 8(b)–8(d). Régnier et al. [7] provide an animation of the whole procedure. A complete scan of the 4 mm long exit edge is performed and then 0.5 mm from both sides are removed to obtain 3 mm of the scan, as presented in Figs. 2(c) and 2(d). The reason of maintaining a 3 mm profile is to avoid any possible edge effect. A total amount of 375 profiles are then analyzed to characterize burr formation modes and criteria.

2.3 Work Material and Cutting Conditions. The work material used in the study is a hypoeutectic cast aluminum alloy ENAC- $\text{AlSi}_7\text{Mg}_{0.3} + 0.5\text{Cu}$ ($\text{AlSi}_7\text{Mg}_{0.3}$ standardized in NF EN1706 [15], with 0.5% Cu added), with a T7 heat treatment, used to produce engine cylinder heads, with the chemical composition described in Table 1.

The tool holder used during the experiment is fully customized by AIF[®]. All the inserts are uncoated tungsten carbides. They are produced by ARNO[®] (ref. SXCCN 2020M21-A) and modified by an edge-sharpening company to obtain the required geometries for the experiment. Each edge is prepared using a tribofinishing (smur-tropy) machine Pardus 4H20T2S with abrasive media HAR24. During the preparation, a three-dimensional optical measurement machine Alicona InfiniteFocus SL accompanied with a $10\times$ objective is used to measure the obtained edge radius on a regular basis. This ensures a homogeneous cutting edge and minimizes the impact on rake and clearance faces during the preparation.

A 2 deg inclination angle is set for each insert to avoid lateral burr formation visible on the camera. The specifications of the inserts and the cutting conditions are presented in Table 2.

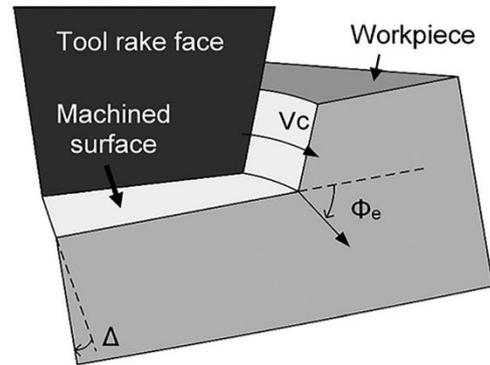


Fig. 5 Definitions of the in-plane exit angle and wedge angle (adapted from Hashimura et al. [17])

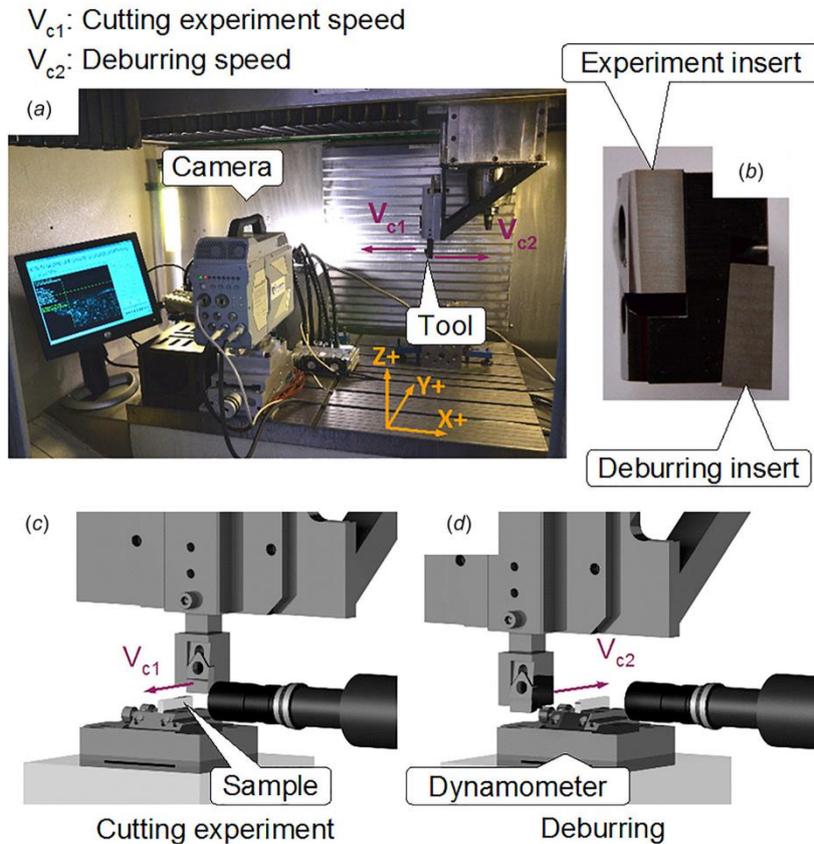


Fig. 6 Experimental setup of the cutting tests using high speed imaging system

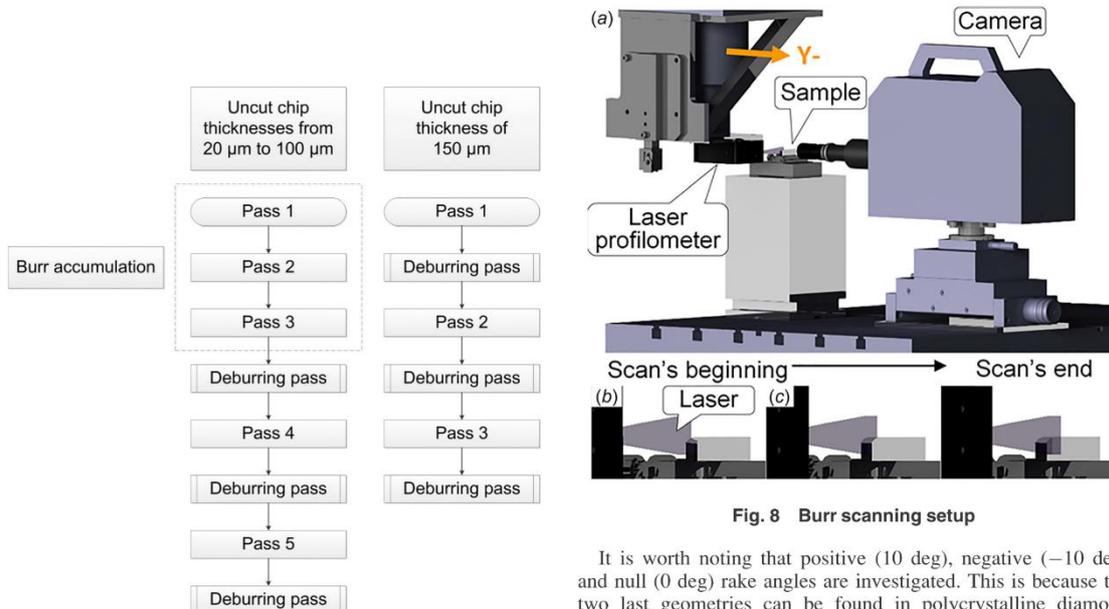


Fig. 7 Experimental sequence of cutting tests

Fig. 8 Burr scanning setup

It is worth noting that positive (10 deg), negative (-10 deg) and null (0 deg) rake angles are investigated. This is because the two last geometries can be found in polycrystalline diamond (PCD) milling cutters for machining aluminum alloys as opposed to carbide cutters, where mainly positive rake angles are used.

Table 1 Work material's chemical composition (in wt %)

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Other
6.5–7.5	< 0.19	≈ 0.50	< 0.10	0.25–0.45	< 0.07	0.08–0.25	0.10

Table 2 Cutting conditions and inserts specifications

Parameter	Value
Tool material	HW-K20
General surface roughness of the rake face, R_a (μm)	0.8
Cutting speed, V_c (m/min)	120
Uncut chip thickness, h (mm)	0.02; 0.03; 0.04; 0.05; 0.07; 0.10 and 0.15
Width of cut, b (mm)	4
Edge inclination, λ_s (deg)	2
Rake angle, γ_o (deg)	-10; 0 and 10
Clearance angle, α_o (deg)	10
Edge radius, r_β (μm)	10 and 20

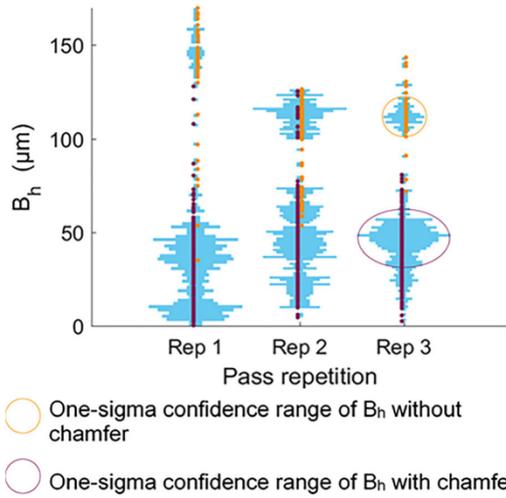


Fig. 9 Description of the one-sigma confidence range selection for B_h with and without chamfer

3 Application of Principal Components Analysis and Discussion

3.1 Data Selection and Principal Component Analysis Application. Since the statistical analysis is carried out on a considerable amount of profiles and that their distribution appears to be widespread in most of the cases, specific data are selected. A violin plot, which displays the B_h distribution of three repetitive tests from their respective scan, is presented in Fig. 9. The choice

of using each criterion average value and its corresponding one-sigma confidence range, described in the figure, is made to provide good descriptors in a statistical point of view.

To correlate burr morphology criteria with cutting parameters, the latter are included into the statistical analysis matrix. The height of burrs with or without chamfer is taken into account separately during the data analysis as described in Ref. [7]. Hence, the 13 criteria, forming the PCA matrix for a total of 114 trials, are:

- Tool geometry: r_β, γ
- Cutting parameters: h , burr accumulation pass (pass 1, 2 or 3 without deburring)
- Burr geometrical criteria: burr with chamfer proportion, average B_h with chamfer, average B_h without chamfer, average C_d , average C_h , one-sigma confidence range of B_h with chamfer, one-sigma confidence range of B_h without chamfer, one-sigma confidence range of C_d , one-sigma confidence range of C_h .

The chamfer angle Γ_c is not included in the matrix because it is linked geometrically from C_d and C_h .

3.2 Analysis and Results Interpretation. The PCA analysis starts by choosing the number of principal axes to analyze. This is conducted using a scree plot, a graphic representation, which sorts the principal axes with respect to their variability (ratio between the axis variance and the total variance) or their eigenvalue (representing the variance of the axis). A cumulative curve shows the

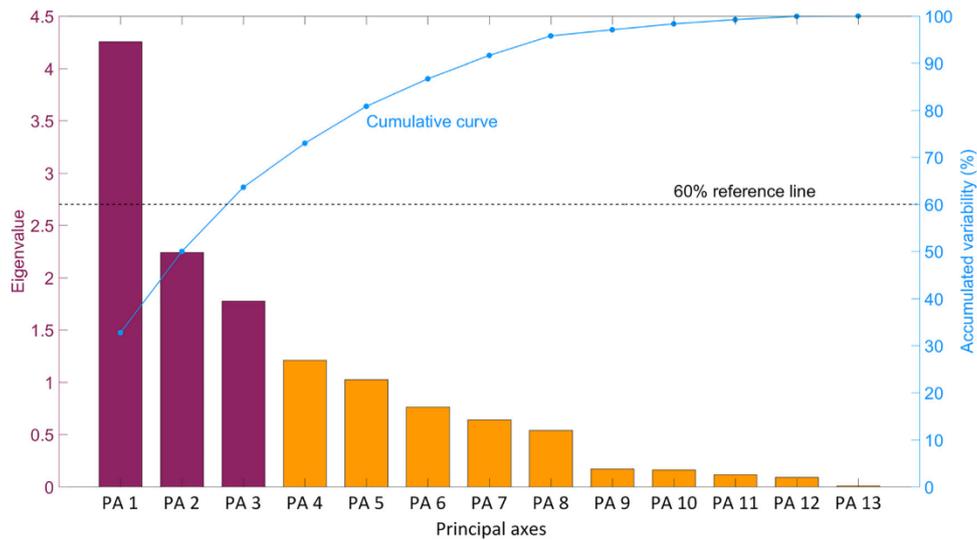


Fig. 10 Scree plot

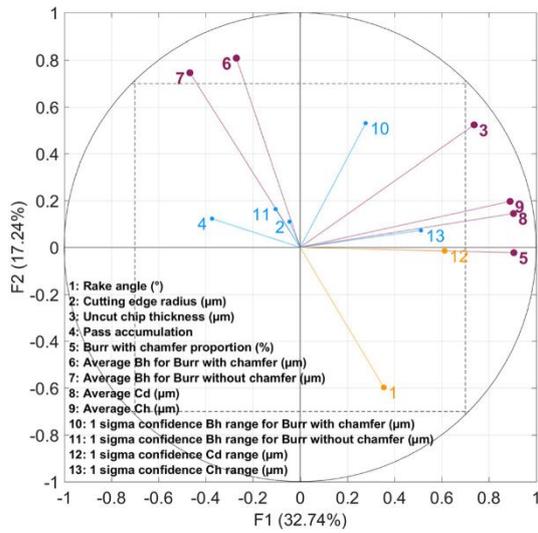
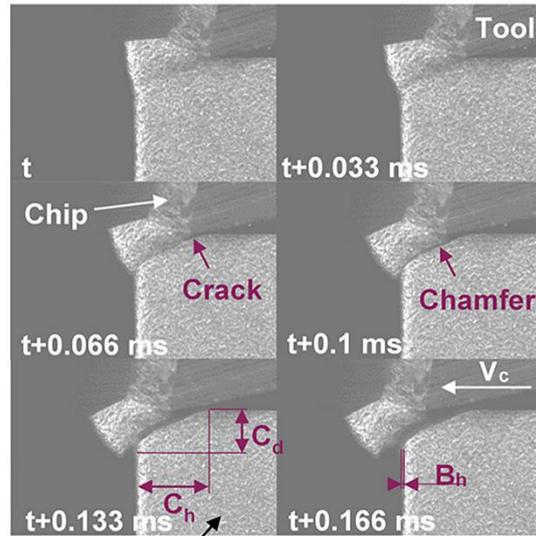


Fig. 11 Correlation circle for the first and second axes



Sand blasted surface

$\gamma = 10^\circ$; $r_\beta = 10 \mu\text{m}$; $h = 0.15 \text{ mm}$

Fig. 13 Formation of burr with chamfer

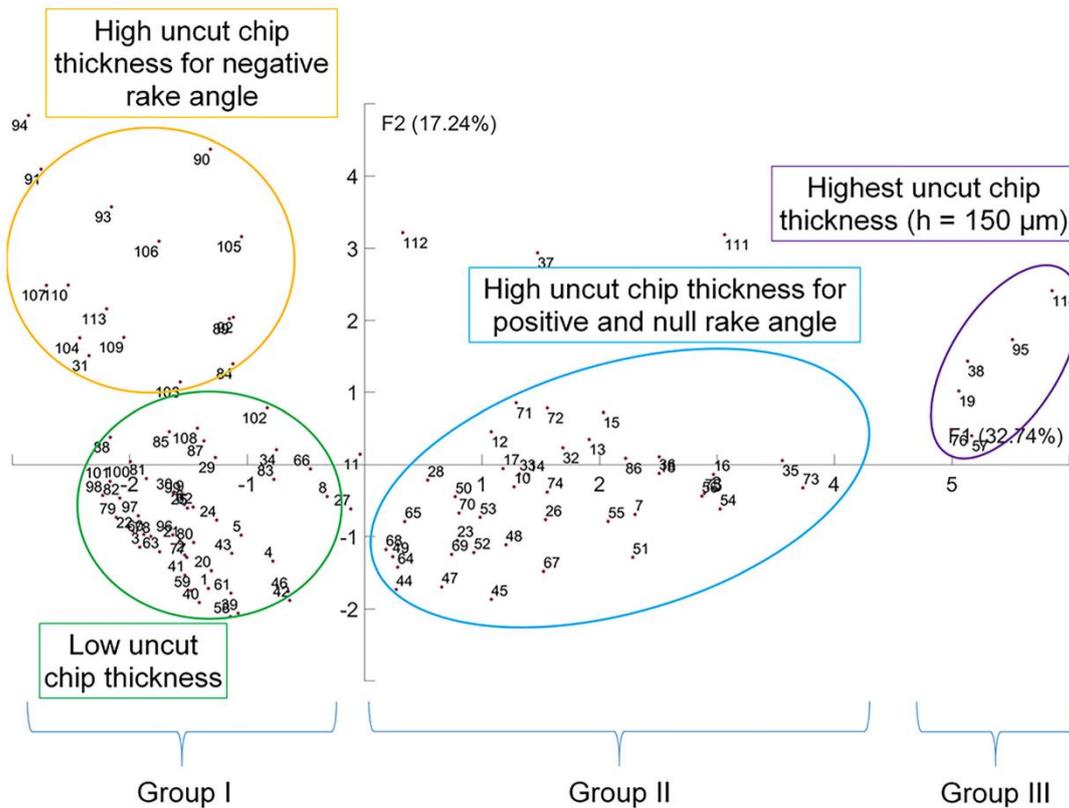


Fig. 12 Observations contribution graphic for the first and second axes

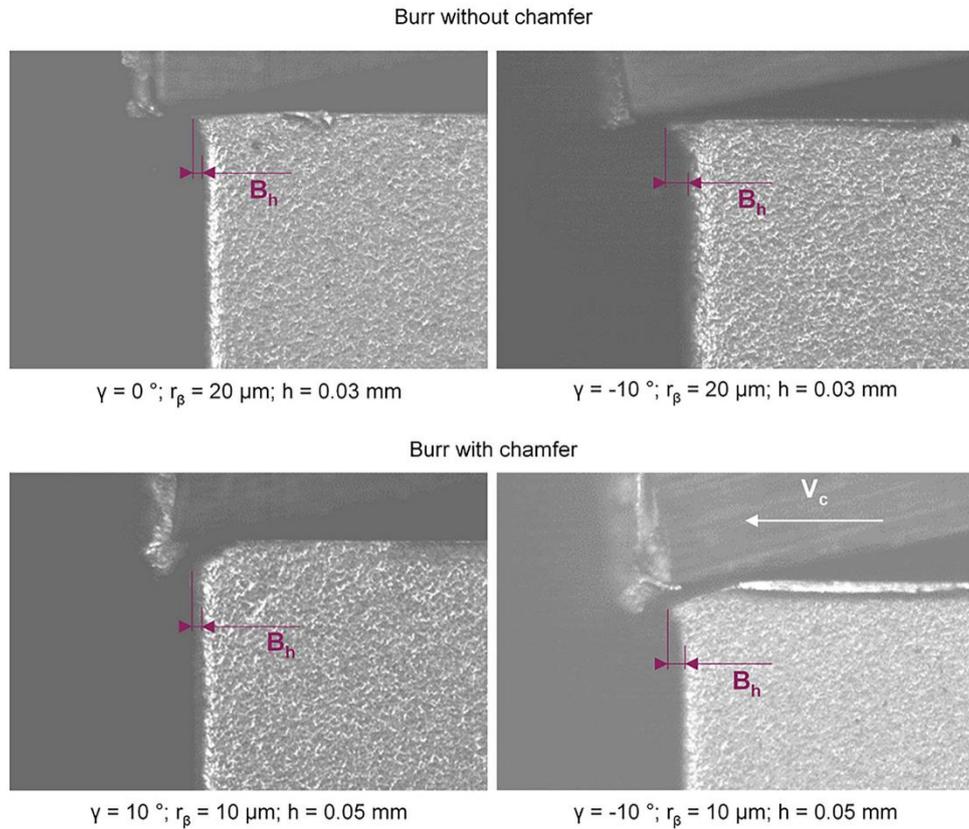


Fig. 14 Comparison between both burr types generated with different rake angles

variability accumulated by the axes. Generally, after a certain number of axes, the cumulative curve slope changes significantly. The principal axes after the abrupt change of slope are omitted. From the scree plot presented in Fig. 10, no significant change of slope is visible. Consequently, the arbitrary choice of analyzing at least 60% of the variability has been made. Therefore, the three first principal axes are analyzed, since they represent 63.7% of the variability. Furthermore, the marginality of the variables contributing to the other axes confirms this choice.

The first analysis that should be carried out is the interpretation of the correlation circles. These circles help to determine the variables activated for each axis. The first correlation circle shown in Fig. 11 represents the variables activation for the first and second principal axes, respectively, accounting for about 50% of the total experimental plan variability.

3.2.1 First Principal Axis Interpretation (32.7% of the Variability). The analysis provides four correlated activated variables and one “almost active” supplementary variable:

- Burr with chamfer proportion: 19.3% (number 5)
- Average C_d : 19.2% (number 8)
- Average C_h : 18.6% (number 9)
- Uncut chip thickness h (cutting parameter): 12.8% (number 3)
- One-sigma confidence range of C_d : 8.8% (number 12)

The analysis of the variables contribution and square cosine (\cos^2) for the first axis rejects the influence of the chamfer depth (one-sigma confidence range). Finally, the observations contribution graphic presented in Fig. 12 show three groups along the first axis. Group I is situated close to the zero/negative section of the

axis. This group comprises the observations of low uncut chip thickness (20 μm to 50 μm) and of negative rake angle. Group II is situated close to the zero/positive section of the axis, representing the observations of high uncut chip thickness (70 μm to 100 μm)

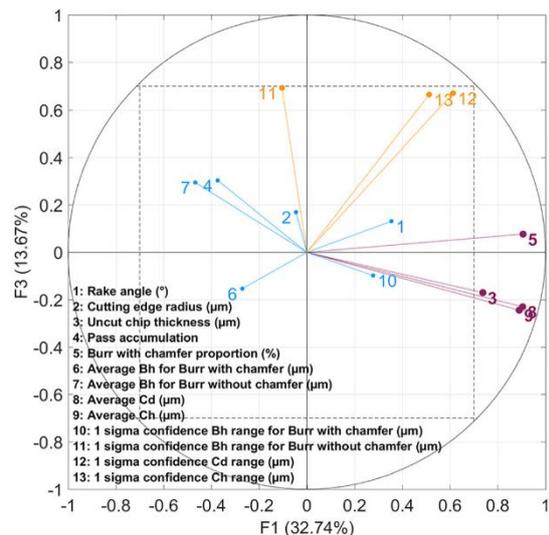


Fig. 15 Correlation circle for the first and third axes

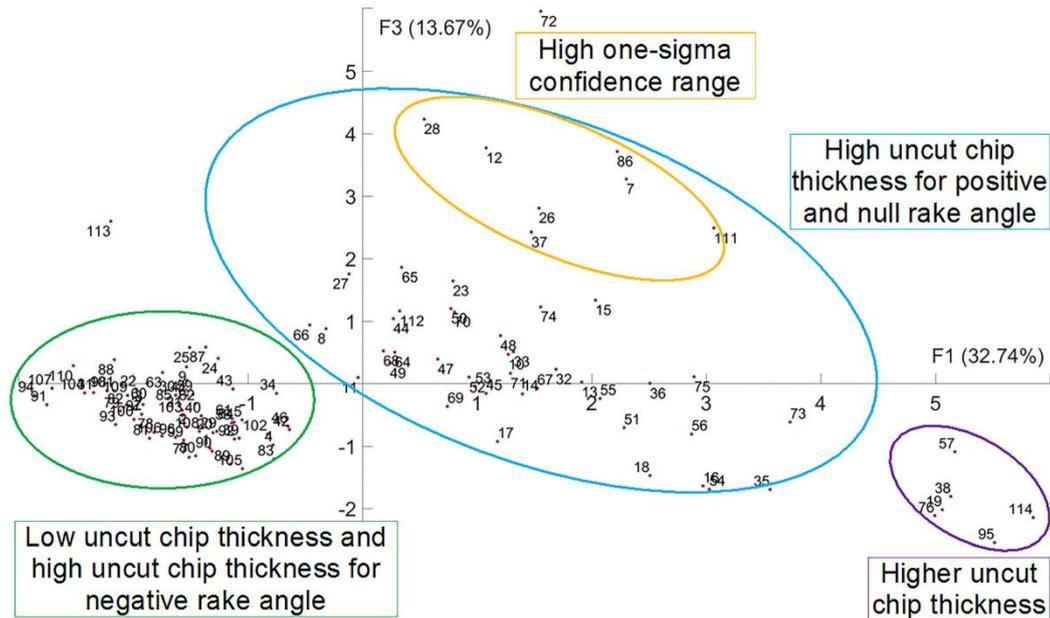


Fig. 16 Observations contribution graphic for the first and third axes

for positive and null rake angle. Finally, group III represents the observations of relatively higher uncut chip thickness ($150\ \mu\text{m}$). It is situated in the far positive section of the axis. This analysis allows to note that observations with high uncut chip thickness contribute the most to the axis.

The correlation between the uncut chip thickness evolution and the burr with chamfer proportion has already been observed in the previous study [7]. This can be explained by the stress triaxiality generated during the cut and especially at the transition between steady-state cutting and burr initiation. As presented in the introduction, an increase of the uncut chip thickness widens a combined shear/tension stress area around the cutting edge. Therefore, fracture strain decreases, which increases the appearance of burr with chamfer due to crack propagation in the workpiece region underneath the tool cutting edge (cf. Fig. 13).

The average chamfer angle (Γ_c) along the exit edge of the workpiece has been observed to be quasi-constant regardless of the uncut chip thickness (for a same tool geometry). This behavior implies that when the chamfer depth increases, the chamfer height increases. As mentioned previously, a higher uncut chip thickness leads to a wider combined shear/tension stress area. Hence, the wider shear/tension zone gives rise to an earlier reach to the exit surface. This, in turn, initiates fracture earlier, resulting in a higher burr chamfer height and depth.

3.2.2 Second Principal Axis Interpretation (17.2% of the Variability). As shown, the correlation circle in Fig. 11, the second axis is created by two active variables correlated between them and one “almost active” anti-correlated variable:

- Average B_h for burr with chamfer: 29.1% (number 6)
- Average B_h for burr without chamfer: 24.8% (number 7)
- Rake angle γ (tool geometry): 15.9% (number 1)

Using the same analysis procedure applied to the first axis, an analysis for the second axis is performed with the choice of retaining the tool rake angle as an active variable. The analysis shows that this axis is mainly influenced by negative rake angle observations. During a cut with a low rake angle, especially if it is negative, more compression occurs. Therefore the burr root depth

increases then more material volume bends. This mechanism occurs during both burr type formation, as it can be observed in Fig. 14.

3.2.3 Third Principal Axis Interpretation (13.7% of the Variability). The third axis is driven by three “almost active” variables as presented in Fig. 15. These variables are the following geometrical parameters:

- One-sigma confidence range of burr without chamfer: 27% (number 11)
- One-sigma confidence range of C_d : 25.3% (number 12)
- One-sigma confidence range of C_h : 24.9% (number 13)

The observation contribution presented in Fig. 16 does not provide any new information on the correlation between the specific group of observations with high range of geometrical characteristics and the cutting parameters. The range evolution seems random.

The active variables are not correlated with any controlled parameter evaluated in this study. This implies that the range of the geometrical parameters does not depend on the cutting parameters. Some tests were repeated (not presented here) and show a variability on burr dimensions ranges. Moreover, with the same cutting conditions, two types of burr are randomly distributed along the exit edge of the workpiece. A hypothesis that the material microstructure heterogeneity influences the burr geometrical characteristics ranges is made. A complementary investigation comparing burr geometrical characteristics ranges with respect to the material microstructure (secondary dendrite arm spacing or Si particles proportion for example) could be interesting to be carried out in future.

4 Conclusion

In this study, a highly developed experimental methodology is proposed to observe the burr formation, to scan precisely the exit edge burr morphology without any sample unclamping and to quantify the distribution of different geometrical criteria. PCA is used as a tool to explain the contribution of cutting parameters

and tool geometry on several exit burr characteristics. Those characteristics are caused by two different mechanisms.

Results show that uncut chip thickness has a strong effect on burr with/without chamfer formation. A high uncut chip thickness gives rise to a higher tendency to the formation of burr with chamfer. Furthermore, it modifies the chamfer geometry: both chamfer depth and height grow with the increase of the uncut chip thickness. This can be explained by the decrease of the stress triaxiality, hence strain at fracture, at the workpiece region situated ahead of the tool cutting edge during burr formation.

A relation between the tool rake angle and the height of both types of burrs is confirmed. The lower the rake angle is, the lower the height of burrs with and without chamfer is. The use of negative rake angle amplifies this effect. This relation is explained by the decrease of the stress triaxiality, which increases the strain at fracture of the work material.

Finally, the range of the burrs geometrical characteristics do not seem to be driven by any cutting parameter nor any tool geometry. However, in the future, it could be advisable to include material microstructure as a controlled parameter and to analyze its influence on the range of the burrs geometrical characteristics.

Acknowledgment

The authors would like to thank Pierre Naisson from CERN, and Vincent Moreau from CETIM for their advice and help on edge preparation. The authors would also like to show their gratitude to Martine Tillier for her help on Principal Components Analysis.

Funding Data

- The present study was conducted using materials financially supported by the Région Bourgogne Franche-Comté.

References

- [1] Gillespie, L. K., and Blotter, P. T., 1976, "The Formation and Properties of Machining Burrs," *J. Eng. Ind.*, **98**(1), pp. 66–74.
- [2] Pekelharing, A. J., 1978, "Exit Failure in Interrupted Cutting," *Ann. CIRP*, **27**(1), pp. 5–10.
- [3] Iwata, K., Ueda, K., and Okuda, K., 1982, "Study of Mechanism of Burrs Formation in Cutting Based on Direct SEM Observation," *J. Jpn. Soc. Precis. Eng.*, **48**(4), pp. 510–515.
- [4] Hashimura, M., Chang, Y. P., and Dornfeld, D., 1999, "Analysis of Burr Formation Mechanism in Orthogonal Cutting," *ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, **121**(1), pp. 1–7.
- [5] ISO, 2000, "Technical Drawings—Edges of Undefined Shape—Vocabulary and Indications," International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, Standard No. **ISO 13715:2000**.
- [6] Schäfer, F., Brauner, H. U., and Breuninger, F., 1975, "Entgraten: Theorie, Verfahren, Anlagen," Krausskopf, Mainz.
- [7] Régnier, T., Fromentin, G., Marcon, B., Outeiro, J., D'Acunto, A., Crolet, A., and Grunder, T., 2018, "Fundamental Study of Exit Burr Formation Mechanisms During Orthogonal Cutting of AlSi Aluminium Alloy," *J. Mater. Process. Technol.*, **257**, pp. 112–122.
- [8] Abushawashi, Y. M., 2013, "Modeling of Metal Cutting as Purposeful Fracture of Work Material," *Ph.D. thesis*, Michigan State University, East Lansing, MI.
- [9] Chern, G.-L., 2006, "Experimental Observation and Analysis of Burr Formation Mechanisms in Face Milling of Aluminum Alloys," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, **46**(12–13), pp. 1517–1525.
- [10] Kishimoto, W., 1981, "Study of Burr Formation in Face Milling—Conditions for the Secondary Burr Formation," *Bull. Jpn. Soc. Prec. Eng.*, **15**(1), pp. 51–52.
- [11] Bourlet, C., Fromentin, G., Harika, E., and Crolet, A., 2016, "Analysis and Modeling of Burr Formation During the Plane Milling of Cast Aluminium Alloy Using PCD Tools," *ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, **138**(8), p. 81010.
- [12] Abdi, H., and Williams, L. J., 2010, "Principal Component Analysis," *Wiley Interdiscip. Rev. Comput. Stat.*, **2**(4), pp. 433–459.
- [13] Lorenz, G., 1989, "Principal Component Analysis in Technology," *CIRP Ann.*, **38**(1), pp. 107–109.
- [14] Dubey, A. K., and Yadava, V., 2008, "Multi-Objective Optimization of Nd:YAG Laser Cutting of Nickel-Based Superalloy Sheet Using Orthogonal Array With Principal Component Analysis," *Opt. Lasers Eng.*, **46**(2), pp. 124–132.
- [15] NF EN1706, 2010, "Aluminium and Aluminium Alloys—Castings—Chemical Composition and Mechanical Properties," Association Française de Normalisation, France, Standard No. **NF EN 1706:2010**.
- [16] da Silva, L. C., da Mota, P. R., da Silva, M. B., Ezugwu, E. O., and Machado, A. R., 2015, "Study of Burr Behavior in Face Milling of PH 13-8 Mo Stainless Steel," *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, **8**, pp. 34–42.
- [17] Hashimura, M., Hassamontr, J., and Dornfeld, D. A., 1999, "Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation," *ASME J. Manuf. Sci. Eng.*, **121**(1), pp. 13–19.

3.3. Bilan

Ce chapitre explore l'influence des paramètres de coupe et de la géométrie d'outil sur les différents critères morphologiques des bavures introduits en chapitre 2. L'analyse statistique appliquée permet de confirmer l'influence de l'épaisseur coupée sur la distribution des deux types de bavures de sortie générés en coupe orthogonale. Une explication physique probable derrière ce phénomène est l'évolution de la triaxialité des contraintes en fonction de l'épaisseur coupée. Une épaisseur coupée plus importante a pour conséquence de générer une triaxialité plus élevée dans la pièce usinée, au niveau de l'arête de coupe. Une hausse de la triaxialité des contraintes implique une réduction de la déformation à la rupture, favorisant l'amorce de fissure, synonyme de génération d'une bavure avec chanfrein. Une seconde conclusion tirée de l'analyse est l'influence de l'angle de coupe sur la hauteur des bavures. Là encore, une explication proposée est la différence d'état de contrainte local dans la pièce au moment de la génération de la bavure. Enfin, les paramètres opératoires ne semblent pas avoir d'influence sur la variabilité des essais.

Bien que ce ne soit pas forcément visible sur les cercles des corrélations, les graphiques de contribution des observations semblent indiquer que pour de fortes épaisseurs coupées, l'angle de coupe joue aussi un rôle dans la distribution des morphologies de bavures. Cet axe, non développé ici, sera analysé dans le prochain chapitre, dans le cadre de l'analyse des mécanismes de formation des deux morphologies de bavures par le biais de la corrélation d'images numériques.

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique	69
4.1. Introduction du chapitre	69
4.2. Article soumis à MST	71
4.3. Détermination des lois de comportement pour la simulation numérique de la coupe de l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu	108
4.3.1. Comportement en plasticité.....	108
4.3.2. Evolution de la déformation à la rupture	110
4.4. Bilan	115

4.1. Introduction du chapitre

L'analyse statistique réalisée dans le chapitre précédent a permis d'identifier certains liens entre les conditions opératoires et la morphologie des bavures. Des explications physiques ont été proposées mais doivent être confirmées par une analyse pointue des mécanismes de formation des bavures, encore peu connus. En effet, quelques auteurs ont tenté d'analyser ces mécanismes, mais de nombreuses zones d'ombre persistent. Les modèles analytiques développés font ainsi appel à de nombreuses hypothèses qui n'ont jamais pu être vérifiées. De plus, ces observations proviennent d'essais réalisés à très faibles vitesses de coupe et souvent sur les mêmes matériaux.

Le développement de nouvelles techniques de mesure de champs de déplacement et déformation associé à l'amélioration des moyens d'acquisition offre de nouvelles perspectives dans l'analyse des mécanismes engendrés lors de la coupe. Ce chapitre propose donc une analyse de ces mécanismes de formation des bavures via la corrélation d'images numériques et la simulation numérique. Dans un premier temps, les observations réalisées par [Hashimura, Chang et Dornfeld 1999] sont confrontées aux analyses des champs par corrélation d'images numériques. Une analyse

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

par éléments finis de la formation des bavures avec chanfrein pour une forte épaisseur coupée est appliquée pour analyser l'état de contrainte dans la pièce au moment de la rupture. Enfin, le modèle analytique développé par [Chern et Dornfeld 1996] est éprouvé sur la base des différentes observations, des propositions d'amélioration du modèle sont ensuite émises.

4.2. Article soumis à MST

L'article suivant est soumis à *Machining science and Technology* et est en cours de reviewing.
Le corps de l'article est disposé à partir de la page suivante.

**INVESTIGATIONS ON EXIT BURR FORMATION MECHANISMS BASED ON
DIGITAL IMAGE CORRELATION AND NUMERICAL MODELLING**

Tristan Régnier^{*a, c}, Bertrand Marcon^a, José Outeiro^a, Guillaume Fromentin^a, Alain
D'Acunto^b, Arnaud Crolet^c

^aLaBoMaP – Arts et Métiers Paristech Cluny, Rue porte de Paris, 71250 Cluny,
France

tristan.regnier@ensam.eu, bertrand.marcon@ensam.eu, jose.outeiro@ensam.eu,
guillaume.fromentin@ensam.eu

^bLEM3 – Arts et Métiers Paristech Metz, 7 rue Félix Savart, 57073 Metz, France

alain.dacunto@ensam.eu

^cLINAMAR – MONTUPET, 3 rue de Nogent, 60290 Laigneville, France

tristan.regnier@montupet-group.com, arnaud.crolet@montupet-group.com

*Corresponding author: Tristan Régnier

E-mail: tristan.regnier@ensam.eu

Address: Arts et Métiers, Campus of Cluny, Rue porte de Paris, 71250 Cluny, France

Abstract

Requirements on burr height and burr amount on machined parts are getting stricter. This leads to method development from manufacturing companies to predict burr distribution and its size along part edges. A deeper understanding of burr formation mechanisms will assist to more accurate model development.

This study aims to analyze the exit burr formation, which is formed during orthogonal cutting of a brittle cast aluminum alloy. A customized Digital Image Correlation (DIC) system with

the help of a high-speed camera was used to measure the displacements fields. It calculates as well the strain fields during burr initiation and development in orthogonal cutting of T7 heat-treated cast Aluminum alloy ENAC- AlSi7Mg0.3 . Those results are then qualitatively compared with a numerical model of the burr with chamfer formation developed and simulated using a Finite Element Method (FEM), to ensure a good correspondence between experiments and simulation. This model is used to complete the DIC study of burr with chamfer formation mechanisms during crack propagation leading to chamfer formation. The analysis of numerically obtained stress triaxiality fields and of DIC observations from experiments are compared to the assumptions made from analytical models. Finally, necessary improvements of an existing burr formation analytical model are proposed.

Keywords

Burr formation mechanisms; Digital Image Correlation (DIC); Aluminum alloy; Numerical simulation; Analytical modeling

1 Introduction

A burr is defined by the standard ISO 13715 (2017), as a “rough remainder of material outside the ideal geometrical shape of an external edge, residue of machining or of a forming process”. As explained by Aurich et al. (2009), nowadays, more and more manufacturing companies are trying to reduce burr formation during machining to avoid or to reduce the use of additional burr-removal techniques. Simultaneously, requirements on burrs remaining on a finished part are getting stricter.

Gillespie and Blotter (1976) pointed out the difference between four main burr formation mechanisms in several machining operations:

- the Poisson burr, resulting from a plastic deformation of the workpiece around the tool;
- the roll-over burr, resulting from the displacement of the uncut material along the exit edge of the workpiece;
- the tear burr, produced during the separation between the chip and the workpiece;
- the cut-off burr specific burr occurring during a cut-off operation.

Iwata et al. (1982) found three burr morphologies that can be generated depending on the effective strain level during exit burr formation using orthogonal cutting, and they identified a zone with negative shear when the burr initiated. According to Iwata et al. (1982), “positive burr” occurs when the effective strain is low enough to avoid fracture along the negative shear zone. If fracture occurs along the negative shear zone, a “negative burr” is formed. Sometimes, fracture occurs along this last zone but not completely (i.e., the obtained burr was referred to as “remained part of chip”). In a recent study, Régnier et al. (2018a) analyzed exit burr formation during orthogonal cutting of the cast aluminum alloy ENAC- AlSi7Mg0,3+0,5Cu . They showed that the burr morphology varied along the exit edge of the workpiece, namely, both negative and positive burrs (respectively designated as burrs with/without chamfer) were produced simultaneously. Since the cutting edges and sample geometries were constant along the width of cut, this phenomenon was thought to be caused by microstructural effects. Furthermore, the amount of each type of burr along the exit edge was controlled by the uncut chip thickness. New burr size parameters were also proposed to define more precisely burr morphologies and to improve their characterization.

As far as analytical modelling of burr formation is concerned, few analytical models have been developed. Ko and Dornfeld (1991) divided burr formation into three steps: burr initiation, burr development and final burr formation. Burr initiation corresponded to the onset of the negative shear zone suggested by Iwata et al. (1982). It was characterized by a

tool distance at initiation (ω) and an initial negative shear angle (β_0) (Figure 1). During burr development, the negative shear zone was assumed to rotate around a pivoting point called burr root.

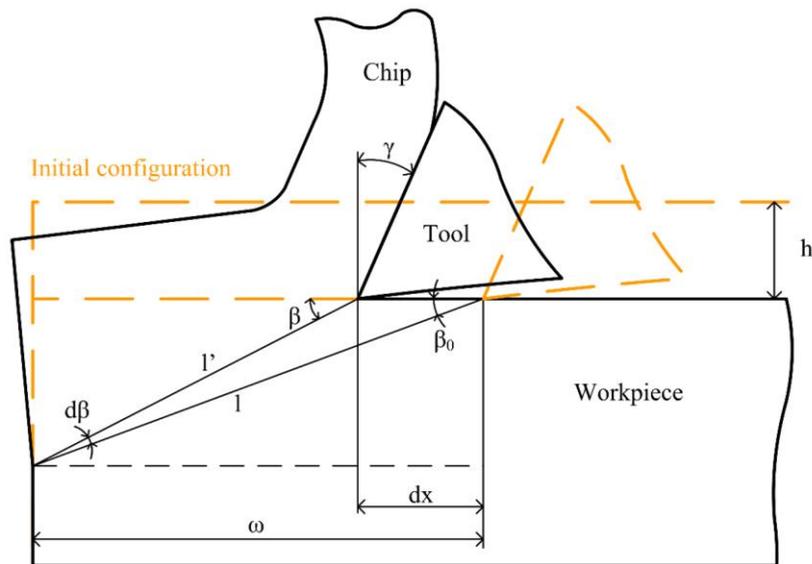


Figure 1: Model adapted from Ko and Dornfeld (1991) for burr initiation.

The authors assumed that burr formation was the result of two mechanisms: shear and bending. To determine the values of β_0 and ω , the minimum energy principle and the hypothesis of energy conservation between chip and burr formation were applied respectively. However, the model did not correspond to experimental results. It was found that the assumption made on work conservation was not appropriate and the negative shear angle varied from one material to another. To compare the model with experimental results, actual experimental observations on tool distance at initiation (ω) were used by the authors instead of the calculated ones. Later, Ko and Dornfeld (1996a) and Ko and Dornfeld (1996b) applied McClintock's fracture criterion to model burr with chamfer formation and determine which burr was formed with respect to the cutting conditions. The authors then adapted this model to oblique cutting.

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

A similar model was developed by Chern and Dornfeld (1996). The authors assumed that the mechanisms of burr formation are generated mainly from shear and bending. The tool distance at initiation was obtained geometrically and the negative shear angle was again obtained using the principle of minimum energy. Both parameters are calculated analytically based on other parameters such as primary shear angle and uncut chip thickness. The shear angle was assumed to be dependent on the tool rake angle only but it may lead to inaccurate results.

To improve these two analytical models, Hashimura et al. (1999b) proposed a new description of burr formation mechanisms, from its initiation until the end of the cut. As shown in Figure 2, this description was based on SEM and in-situ observations using an optical microscope during orthogonal cutting of copper and AlCu4Mg1 aluminum alloy. A distinction between initiation and development was made and was strain distribution dependent.

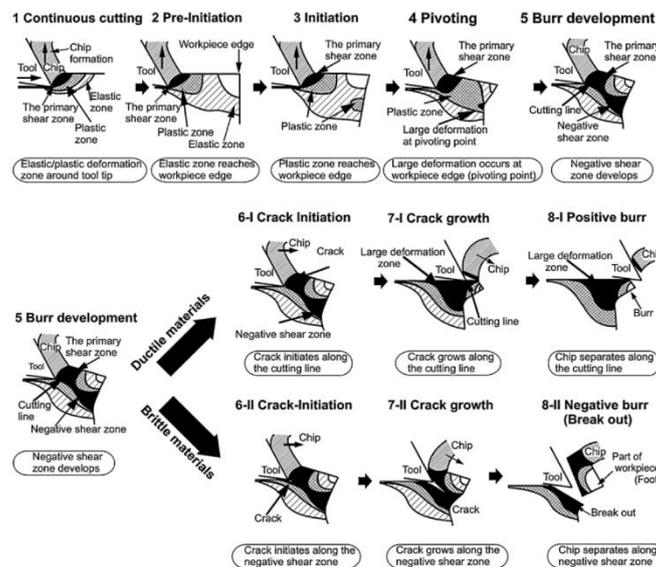


Figure 2: Burr formation process mechanisms (from Hashimura et al. (1999b)).

Burr development occurred when both strained zones located around the tool and around the

exit surface of the workpiece intersect each other. This phenomenon corresponds to the “initiation” defined by Chern and Dornfeld (1996).

However, the cutting speed was very low ($0.000025 \text{ m.s}^{-1}$), so the model will have to be validated for more realistic cutting speeds (i.e. several m.s^{-1}). Finally, the authors explained that the burr morphology (with or without chamfer) was dependent on the ductility of the workpiece material, and strain distribution was not compared between cutting conditions exhibiting burr with and without chamfer. In truth, both burrs can be formed depending on the tool rake angle and uncut chip thickness, as shown by Iwata et al. (1982) and later by Régnier et al. (2018a).

Park and Dornfeld (1999) carried out numerous numerical analyses of burr formation in orthogonal cutting of 304L stainless steel, using the Finite Element Method (FEM) software ABAQUS/Explicit. They modelled burr without chamfer formation. To model material separation during steady-state cutting, they also introduced a ductile failure criterion. The model predictions showed good correspondence with the experimental results, in terms of morphology. Using the implicit FEM software DEFORM 2D, Regel et al. (2009) performed numerical simulations focused on burr with chamfer in orthogonal cutting of C45E steel. After comparing the influence of several fracture models on burr shape, they selected the Cockroft and Latham fracture model to simulate the crack propagation. They then propose a novel method to predict the tool position at crack initiation, analyzing the value of the “hydrostatic bowl”, introduced by Leopold et al. (2005). The hydrostatic bowl is a zone located between the cutting edge and the burr root, where highly negative hydrostatic pressure occurs, in other words, where high mean stress occurs. This last method appears to provide better prediction than the current fracture criteria.

Field measurement method with high resolution has become essential to provide elements to understand fully the burr formation and development. Digital Image Correlation (DIC) is a

very promising measurement technique which registers several pictures of an object-exhibiting modifications (e.g. structural), taken at several time intervals, to determine displacement fields at a subpixel resolution and at a high accuracy, with respect to a reference image. The Region Of Interest (ROI), where displacement fields are calculated, is decomposed into several Zones Of Interest (ZOI) of few pixels for local approaches (Sutton et al. 2009). The development of high-speed cameras now allows DIC to analyze high dynamic strain fields, such as those occur during machining operations. So far, few studies have used this technique in the case of machining. Pottier et al. (2014) applied DIC in orthogonal cutting on Ti6Al4V titanium alloy to analyze the state of strain along the adiabatic shear zone. The challenges of applying DIC to chip segmentation was outlined. Baizeau et al. (2015) used DIC to analyze the effect of tool rake angle on displacement fields and cutting forces during orthogonal cutting of a hardened steel.

Up until now, burr formation models were based on observations at low cutting speed and some mechanisms were not fully understood, especially those explaining the transition between the two burr morphologies (with and without chamfer). In the present study, the formation mechanisms of exit burrs in orthogonal cutting are analyzed using DIC applied to high speed camera images. This analysis will also help to determine exit burr initiation characteristics (e.g., β_0 and ω) more accurately than using existing burr formation predictive models. The crack initiation during burr with chamfer generation is too fast to be analyzed correctly using DIC with the present set-up (i.e. the time step between two frames is too high). Due to this limitation, finite element simulation is used to complete the study of burr with chamfer formation. Stress triaxiality distributions during burr formation, which are known as one of the major parameters controlling the fracture of a material, are also determined using this numerical method. Finally, the accuracy of an analytical model developed by Chern and Dornfeld (1996) is compared to the novel approach with the

proposed improvements.

2 Experimental details and parameters of the study

2.1 Experimental set-up and approach

Orthogonal cutting tests are conducted in a 3-axis Computer Numerical Control (CNC) milling machine DMG DMC85V equipped with linear motors. The cutting speed is generated by the X -axis displacement and set at its maximum speed of 120 m.min^{-1} (Figure 3a). Since a cutting speed lower than 120 m.min^{-1} would be too distinct compared to the usual ones (around 400 to 500 m.min^{-1}), this parameter is considered as fixed. However, the applied cutting speed is much higher than the ones used on the previous studies. The sample and its fixation (Figure 3c and Figure 3d) are tightened to a piezoelectric dynamometer Kistler model 9119 AA2 to record cutting forces.

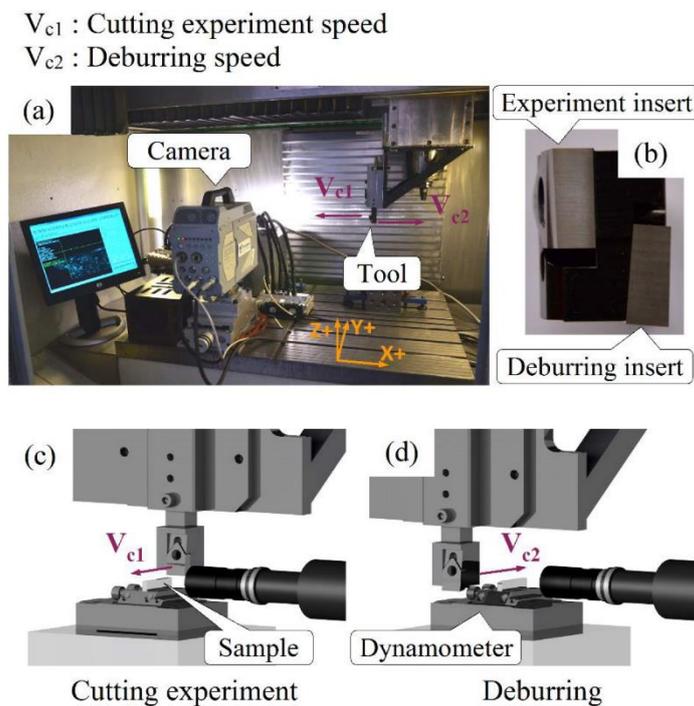


Figure 3: Experimental setup.

To perform DIC analysis, a high-speed CCD camera PHOTRON SA-Z records the burr formation during the end of the cutting test. The frame-rate is set at 30,000 *fps*, ensuring an image acquisition each 0.033 *ms* (approximately 66.7 μm travelled by the cutting tool) with an exposure time of 1/400,000 *s*. To get a high magnification of the burr formation zone (tool exit from the workpiece), a $\times 10$ magnification Mitutoyo objective with extended lens tubes are assembled to the camera. A $1.84 \times 1.23 \text{ mm}^2$ observation area is obtained from an image of 1024×688 square pixel resolution with 8-bit dynamic range (256 gray levels), and a pixel calibration of $1.792 \mu\text{m.pix}^{-1}$.

DIC analysis is performed using CorreliQ4 software on the images acquired by the high-speed camera. This software uses a finite element type global approach based on Q4P1 shape functions as described by Hild and Roux (2012).

Due to a considerable amount of experiments, one sample is used to perform several tests. Hence, between each test, a deburring operation is applied using an insert moving in the opposite direction of the experiment insert, as shown in Figure 3b. This method ensures a sample free of burrs at the exit edge of the workpiece before a new test. Each cutting condition is performed three times to analyze the result's variability.

A laser profilometer Keyence model LJ-V7060 is assembled on the Z-axis spindle after each test to perform in-situ measurement of exit burr topography after machining, using an optimized protocol detailed by Régnier et al. (2018).

2.2 Cutting conditions and work material

The work material used in this study is a T7 heat treated cast Aluminum alloy ENAC- AlSi7Mg0.3 with 0.5% Cu. Samples are extracted from cast billets by milling. Mechanical properties of different regions of the billets are obtained from several quasi-static tensile tests and listed in Table 1.

Table 1: Mechanical properties of the work material.

PROPERTY	VALUE (average [min; max])
Density (g/cm ³)	2.66
Young Modulus (GPa)	78.5 [74.2; 82.6]
Elongation at break (%)	2.1 [0.9; 3.9]
Tensile Yield strength (MPa)	250.3 [243.9; 257.2]
Tensile Ultimate strength (MPa)	295.6 [276.5; 317.1]
Poisson ratio	0.33

The inserts used in the study are all uncoated tungsten carbides grooving inserts from ARNO and modified by an edge sharpening company to obtain the specified geometries. Two different tool rake angles are used (-10° and 10°) to analyze their effect on burr morphology. A small tool inclination angle is applied to the inserts to avoid generation of a lateral burr along the side edge facing the camera. Initially, two cutting edge radii were studied but statistical analysis carried out by Régnier et al. (2018) did not show a major influence of this parameter, in this range of variation. Therefore, only results with a 10 μm cutting edge radius will be considered in this study. Cutting conditions and insert specifications are shown in Table 2. All the tests were conducted under dry cutting conditions.

Table 2: Cutting conditions including insert specifications.

PARAMETERS	VALUES
Tool material	HW-K20
General surface roughness of the rake face, Ra (μm)	0.8
Cutting speed, V_c (m/min)	120
Uncut chip thickness, h (mm)	0.03; 0.04; 0.05; 0.07 and 0.10
Repetitions	3
Width of cut, b (mm)	4
Rake angle, γ ($^\circ$)	-10 and 10
Clearance angle, α ($^\circ$)	10
Edge radius, r_β (μm)	10
Inclination angle, λ_s ($^\circ$)	2

All the experimental results, in terms of burr geometric criteria, will be used to evaluate the analytical model developed by Chern and Dornfeld (1996). Nevertheless, DIC analysis is performed for relatively high uncut chip thickness, to perform a better analysis of strain and displacement fields. Finally, numerical simulation will be used to have a closer look on burr with chamfer and provide information on stress triaxiality distribution at burr formation. The results of both methods will be compared to the burr formation processes described by Hashimura et al. (1999b) to confirm their observations. A comparison with the model

developed by Chern and Dornfeld (1996), is also proposed to point out some elements of their model which could be improved, and how one can improve it.

3 Burr formation analysis using DIC

Severe DIC errors can occur when applied to burr formation, due to the high strain and strain-rate generated by machining. Sometimes, calculation can't converge and the ROI (region where computation occurs) is automatically reduced by the software used in the study.

To perform an easier and better DIC analysis, the choice of comparing trials conducted at relatively high uncut chip thickness is made. As explained in introduction, the uncut chip thickness and tool rake angle are the main cutting parameters controlling burr morphology. For an identical uncut chip thickness, cutting with a positive rake angle leads to a higher chance of producing a burr with chamfer. On the contrary, burr without chamfer is mainly produced during a cut using a negative rake angle tool. Therefore, the choice is made to vary the rake angle between -10° and $+10^\circ$, and to keep the uncut chip thickness constant (0.1 mm). Some selected images showing burr formation with and without chamfer are shown in Figure 4. In this figure, the reference image is noted by 'Ref' and the image at burr initiation is noted by 'i'.

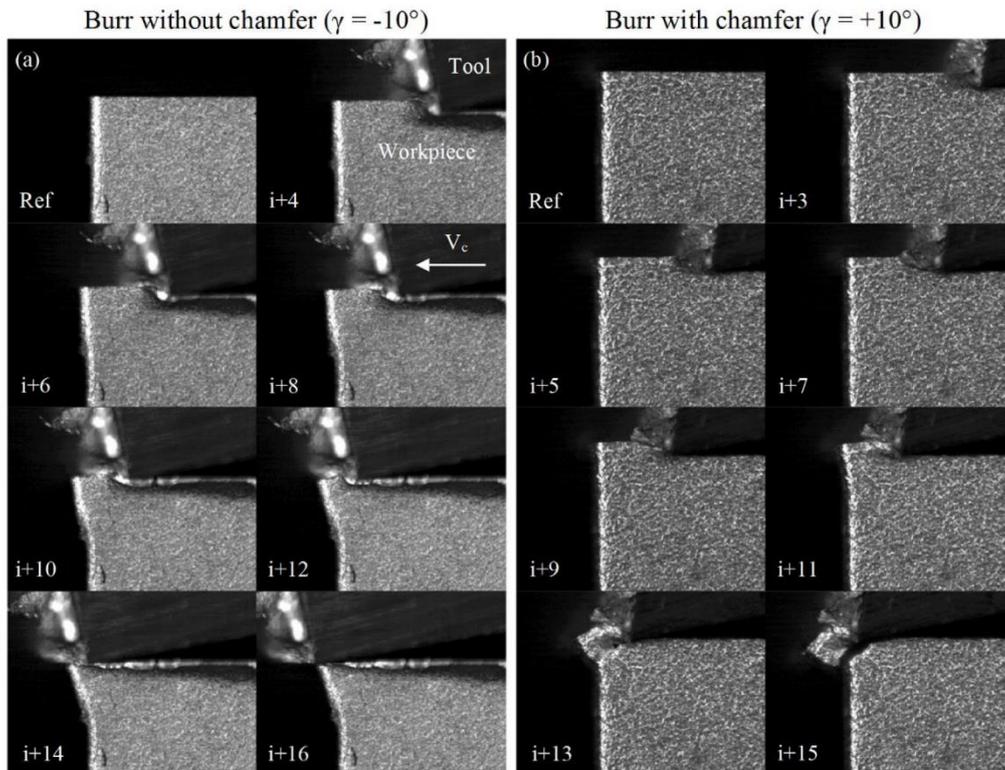


Figure 4: Selected images showing both types of burr formation: (a) without chamfer. (b) with chamfer (reference image is noted by 'Ref' and the image at burr initiation is noted by 'i').

3.1 DIC parameters and characteristics

ROI definition is critical since it represents the frame where displacements and strain calculation will be done. If the ROI is too small, some information will be lost. Since the exit edge geometry will change during burr formation, the ROI has to take into account the increase of the considered surface. To do so, ROI are defined as shown in Figure 5a, but an exclusion region is added to avoid calculation where no material exits. A suitable pattern for DIC analysis must be generated over the sample surfaces under observation from the camera, in order to display a maximum number of grey levels. Therefore, each sample used in the study were polished and then shot-peened using glass micro-beads with $50 \mu\text{m}$ to $100 \mu\text{m}$ diameters, at 1 *bar* pressure. Unfortunately, some samples' side edges are rounded due to polishing, exhibiting to brighter pixels. Figure 5b displays the grey level histogram of the

ROI for one of the tested conditions. For the case of negative tool rake angle and high uncut chip thickness, a small lateral burr was formed, despite the tool inclination angle. To avoid computation errors, the ROI applied to those cutting tests was smaller when compared to other cutting conditions.

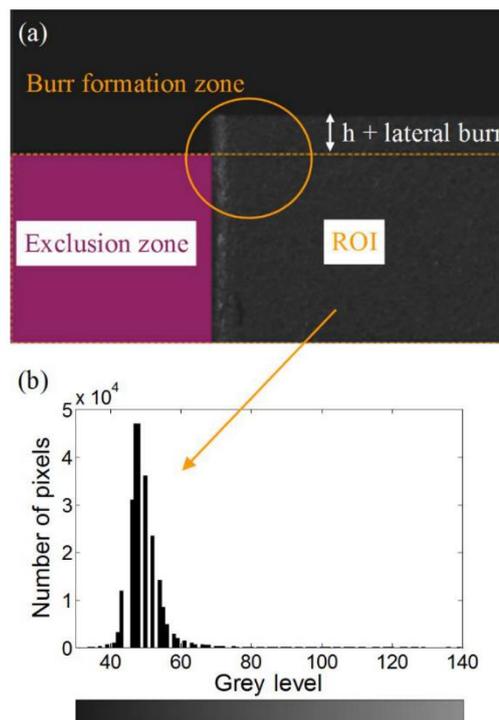


Figure 5: ROI applied to the reference image (before cutting) and its respective grey level distribution ($\gamma = -10^\circ$).

The ZOI (area of several pixels composing the ROI) size is set to 16×16 square pixels based on an a priori analysis estimating the lower ZOI size, which can be chosen based on the ROI grey level distribution, displacement uncertainty and noise sensitivity. Since large displacements occur during burr formation, 5-pixel coarsening scales are chosen to perform

the DIC calculations. A maximum of 200 iterations were used. All the displacement and strain fields are plotted over the reference images.

To obtain the material displacement due to the cutting, the rigid body motion was determined by the Correli Q4 software and was removed from the total displacement field.

The distribution of the DIC calculation errors should be considered for the analysis of the material displacement fields. Zones with high DIC calculation errors should be excluded from this analysis, which can be due to several factors, including: grey level distribution, lighting, etc. Figure 6 shows typical distributions of DIC calculation errors for both types of burr formation.

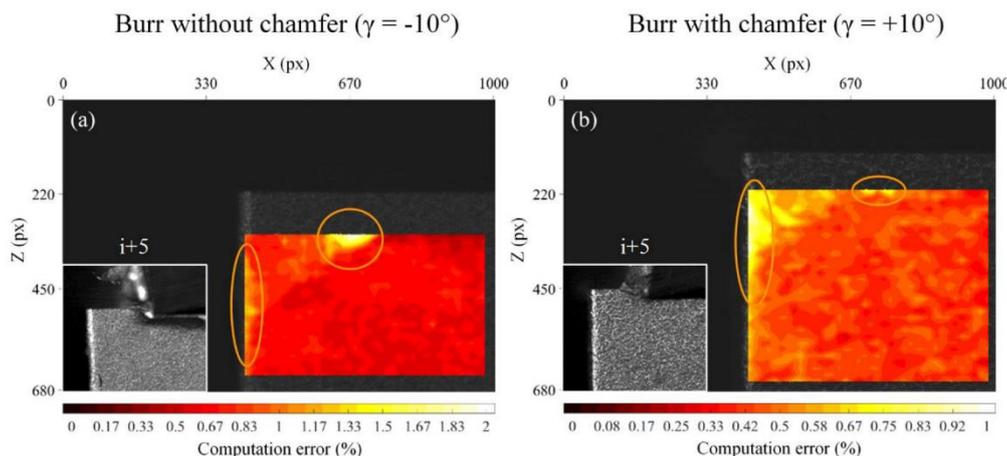


Figure 6: Computation errors during burr formation. (a) Burr without chamfer. (b) Burr with chamfer.

This figure shows that the error is maximum around the tool cutting edge. This observation can be explained by some out-of-plane material displacement (chip and lateral burr) formed during cutting. High strain and strain-rate occurring around the cutting edge between two images can also increase residuals error. Some “high” error patterns are observed along the exit edge of the workpiece. Considering that a maximum error of 2% is reasonable and that

most of the regions impacted by burr formation exhibit lower error, the results obtained from DIC are considered acceptable.

The terms “burr initiation” and “burr development” are in accordance to the definitions proposed by Hashimura et al. (1999b). The terms introduced by Ko and Dornfeld (1991), “tool distance at initiation” (ω) and “initial negative shear angle” (β_0) are modified to “development distance” and “deformation angle” respectively, to avoid any confusion. The new term “initiation distance” defines the distance between the cutting edge and the exit edge of the workpiece when burr initiates.

3.2 Burr initiation and development

Before analyzing both burr morphologies development, burr initiation is investigated. To identify the initiation distance, the horizontal displacement field evolution is studied. In Figure 7a and Figure 7b, the transition between steady state cutting and burr initiation is established for both cutting conditions analyzed. After determining the image corresponding to burr initiation, the distance between the cutting edge and the exit surface of the workpiece can be measured on the raw images with an uncertainty of approximately $70 \mu\text{m}$ (distance travelled by the tool between two images). All the measured initiation distances are plotted in Figure 7c. As previously observed by Hashimura et al. (1999b), burr initiation distance tends to increase with respect to the uncut chip thickness.

Strain analysis is conducted starting from the burr initiation image, to identify burr development a. Major strain evolutions from initiation to development are displayed in Figure 8a and Figure 8b. One can discern the growth of the deformation zone from the cutting edge to the pivoting point. Once development distance is established, the burr development characteristics β_0 and ω can be measured from the last image, and will be

compared in the last section to the results of the predictive model developed by Chern and Dornfeld (1996).

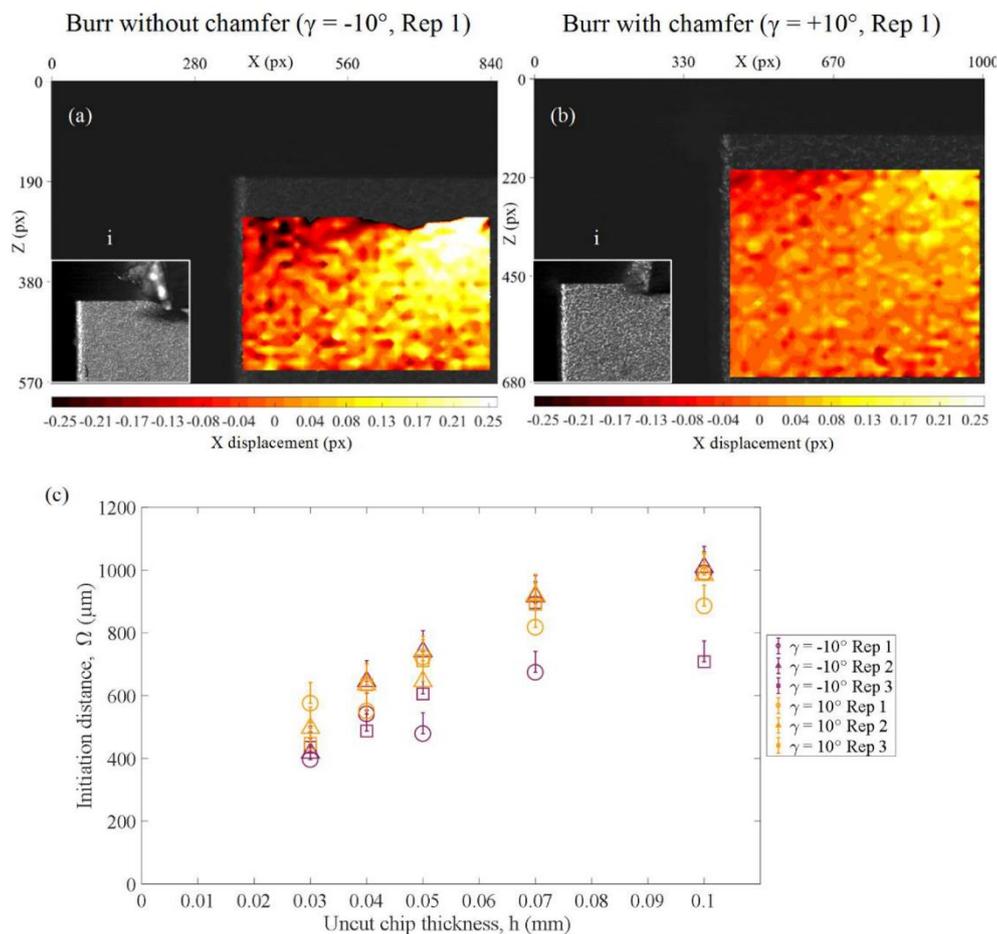


Figure 7: X-displacement field at burr initiation: (a) without chamfer; and (b) with chamfer. (c)

Measured initiation distances for both types of burrs.

The triangle ABC representing the initial displacement field of the burr initiation is delimited by the cutting edge (A), the exit corner of the workpiece (B), and the forthcoming burr root (C). Although for low uncut chip thickness ($h = 0.03 \text{ mm}$ and $h = 0.04 \text{ mm}$), burr root starting

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

location is quite difficult to identify, for higher uncut chip thickness, the link between them is conspicuous and corresponds to Hashimura et al. (1999b) observations.

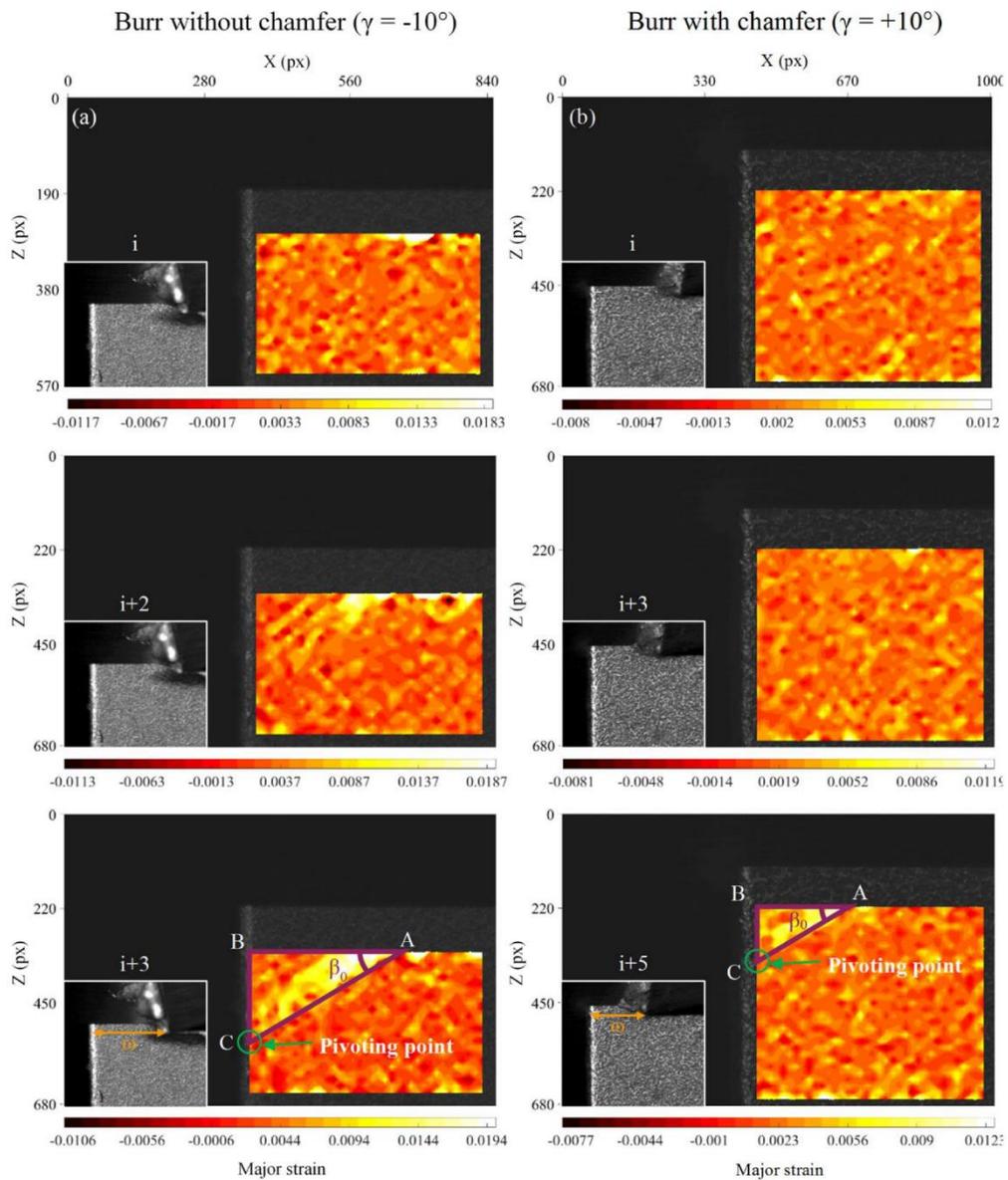


Figure 8: Major strain evolution between initiation and development. (a) Burr without chamfer. (b) Burr with chamfer.

3.3 Burr propagation without chamfer ($\gamma = -10^\circ$)

Maximum and minimum principal strain distributions of burr propagation without chamfer are represented in Figure 9b and Figure 9c for three step times. The localized high strain zone seems to follow the cutting edge, while keeping the same orientation. The same happens for the horizontal displacement distribution shown in Figure 9a, i.e. β remains constant during the whole process of burr without chamfer formation. A different assumption was made by Chern and Dornfeld (1996), which considers a rotation of the high localized strain zone during burr propagation (around the pivoting point).

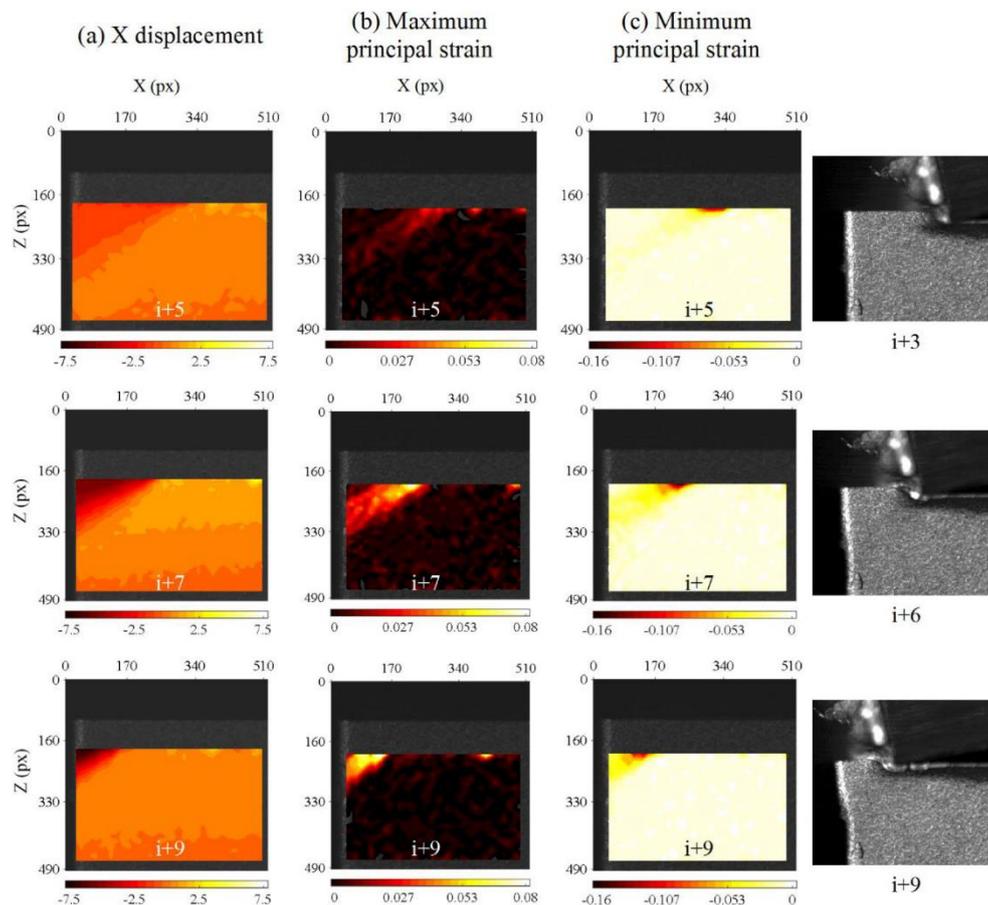


Figure 9: Displacements and principal strain fields evolution during burr without chamfer formation

($\gamma = -10^\circ$): (a) X displacement. (b) Major strain. (c) Minor strain.

In fact, several high localized strain zones with the same orientation are generated during tool displacement. This succession of localized high strain zones seems to pilot the burr root diameter. The strain state evolution and intensity visible in Figure 11a and Figure 11c respectively (observed where the equivalent strain is significant), confirm this observation. A high compression zone acts as a boundary between the currently deformed area, where pure shear occurs, and the rest of the sample. The presence of such compression state reduces considerably the possibility of a crack initiation. Since no rotation occurs during burr without chamfer formation, the term “pivoting point” is not appropriate and should be renamed “burr root initiation zone”.

3.4 Burr propagation with chamfer ($\gamma = +10^\circ$)

In the case of burr without chamfer, cracks always propagate in the cutting direction. Therefore, material is separated from the workpiece to form the chip (Astakhov 1998). As for the case of burr with chamfer, the direction of crack propagation is deviated from the cutting direction in the instant to form the chamfer. This kind of crack propagation is located within of the ZOI, which makes DIC difficult or even impossible. Nevertheless, the strain distribution right before the changing of crack direction gives useful information to understand the mechanisms of burr formation with chamfer.

The evolution of both maximum and minimum principal strains as well as the horizontal displacement during the burr with chamfer are presented in Figure 10. Between images i+7 and i+9, the maximum principal strain increases while the minimum principal strain around the cutting edge decreases. The strain state evolution resulting from both maximum and minimum principal strains are presented in Figure 11b. This figure shows that between the images i+7 and i+9, the strain state around the cutting edge varies from compression to tension, which is in accordance with fractography observations made by Chern (2006b). Finally, the presence of a high compression area around the burr root, visible in Figure 11d, combined to the previous

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

observation, confirms that the overall strain state is propitious to crack propagation within the ZOI to form the chamfer.

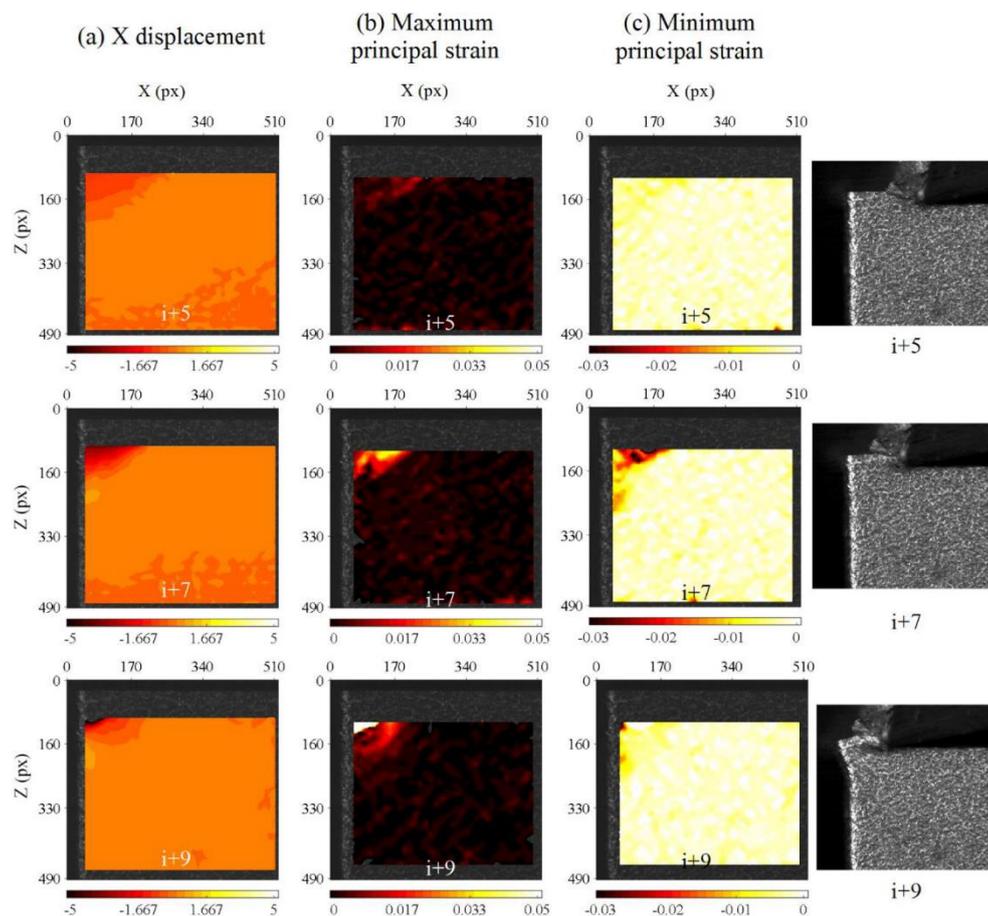


Figure 10: Displacements and principal strain fields evolution during burr formation with chamfer ($\gamma = +10^\circ$). (a) X displacement. (b) Maximum principal strain. (c) Minimum principal strain.

Strain state evolution explains the crack propagation located around the cutting edge. However, residual errors are higher around the cutting edge and around the burr root which tempers that observation. Moreover, the area of analysis is quite limited and useful information to understand the burr with chamfer formation may be lacking. To complement these

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

experimental observations and to complete the analysis, numerical simulation of burr formation with chamfer are performed, as described on the following section.

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

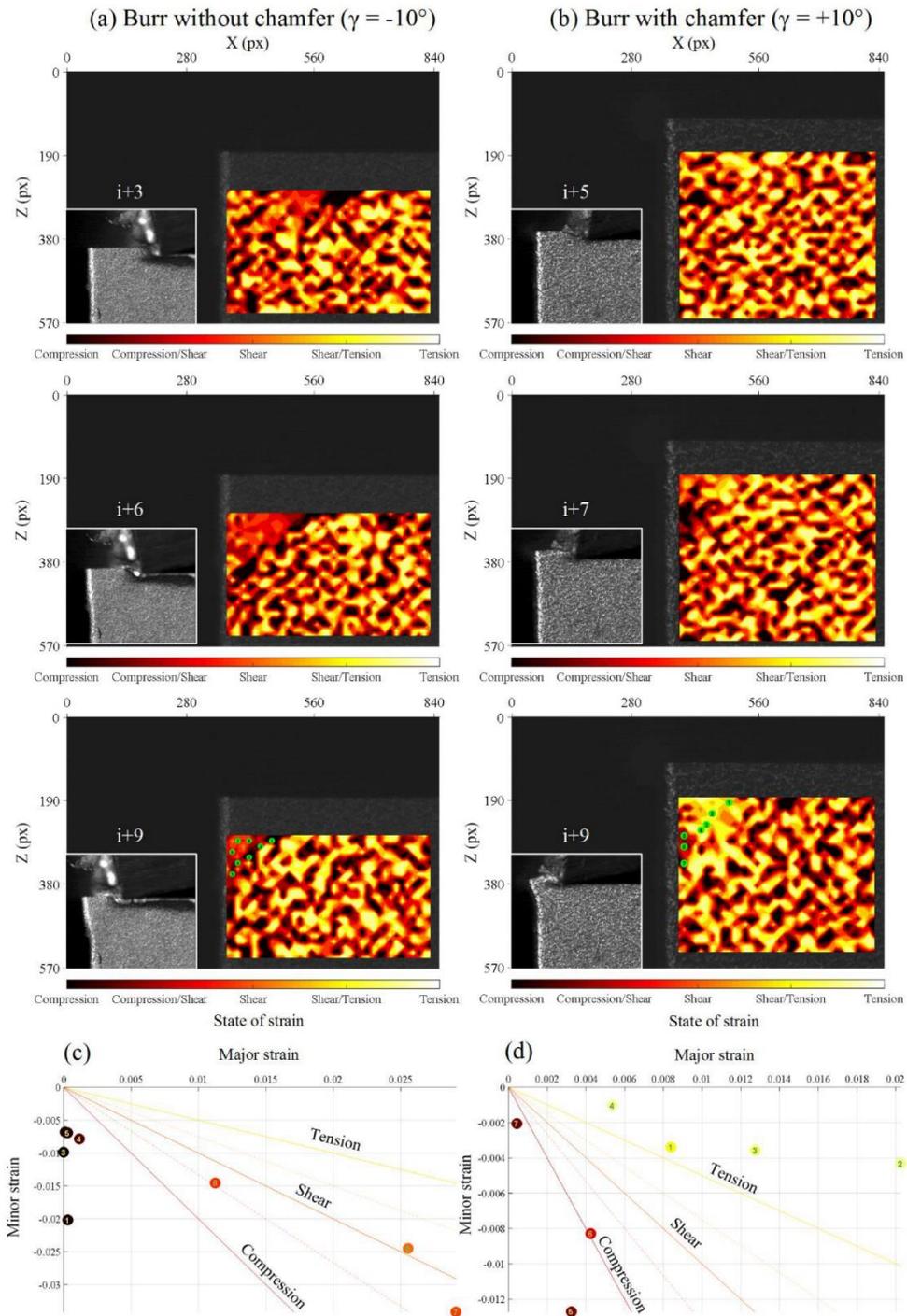


Figure 11: Strain state evolution during both types of burr formation and principal strain at the zones indicated in the images (where the equivalent strain is significant). (a) Burr without chamfer. (b) Burr with chamfer.

4 Numerical simulation of burr formation with chamfer

4.1 Burr formation model

Figure 12 shows the orthogonal cutting model used to analyze burr formation with chamfer under dry cutting conditions. The cutting condition leading to burr with chamfer formation, during DIC analysis, is modelled, ($h = 0.1 \text{ mm}$; $\gamma = +10^\circ$; $V_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$; $\alpha = 10^\circ$ and $r_\beta = 10 \text{ }\mu\text{m}$).

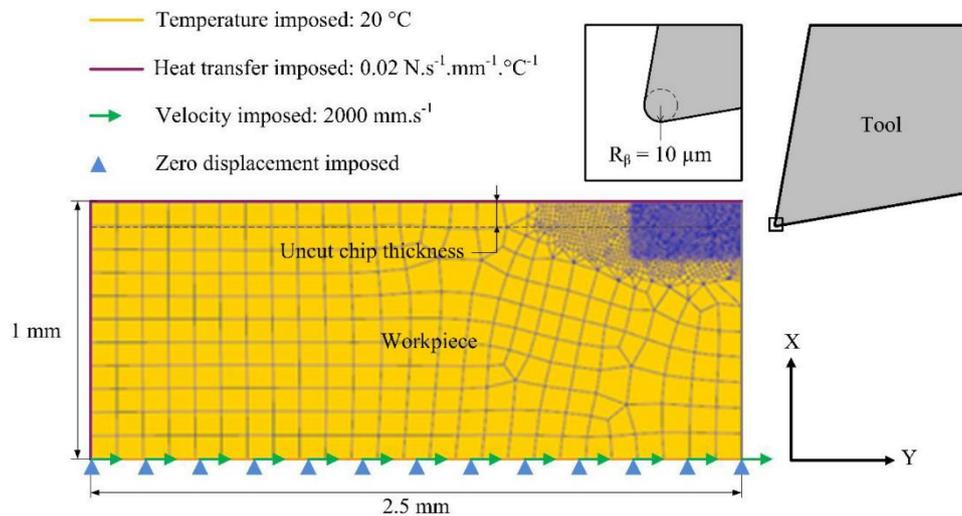


Figure 12: Boundary conditions and elements distribution for the numerical model.

This model was implemented in the finite element code DEFORM-2D, which uses an implicit algorithm with automatic remeshing. The model was initially discretized in approximately 5,000 elements (to ensure at least 20 elements in the uncut chip thickness) with a minimum element size of $5 \text{ }\mu\text{m}$ until burr initiation. At burr initiation, when the stress around the forthcoming burr root increases, the workpiece is remeshed with approximately 10,000 elements, exhibiting a minimum element size of less than $3 \text{ }\mu\text{m}$.

A thermo-mechanical analysis was performed under plane strain conditions. The work-

material behavior is considered elasto-viscoplastic. Young modulus and Poisson ratio are given in Table 1, which are used to represent the elastic behavior. To model the plasticity behavior of the work material, stress-strain data from compression tests performed using a Gleeble 3500 machine over cylindrical samples at several strain-rates were used. This data is represented in Figure 13 through flow stress curves fitted from experimental data.

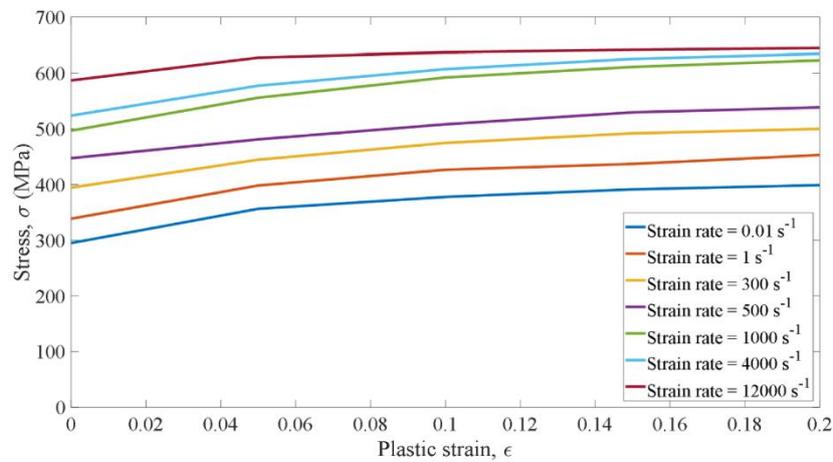


Figure 13 : Flow stress curves for ENAC-ALSi7Mg0.3 + 0.5Cu.

To represent the fracture behavior of the work material, Rice and Tracey (1969) model was used, which is represented by the following equation:

$$C_{crit} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right) d\bar{\epsilon} \quad (1)$$

where C_{crit} is the critical value to be determined, $\bar{\epsilon}_f$ is the strain at fracture, σ_m is the mean stress, $\bar{\sigma}$ is the effective stress, $\sigma_m/\bar{\sigma}$ (or η) represents the stress triaxiality and $\bar{\epsilon}$ is the equivalent strain. This model is used to describe the fracture behavior of materials which are highly stress state dependent. Figure 14 represents the experimental strains at fracture obtained and the corresponding fitted Johnson-Cook's fracture criterion. One can easily see here that the increase of stress triaxiality reduces considerably the fracture strain of these

materials. The value of C_{crit} for the ENAC-ALSi7Mg0.3+0.5Cu – T7 aluminum alloy is 0.3854. This value was determined with the combination of both numerical simulations and experimental compression tests on double-notched specimens, following the procedure described by Abushawashi et al. (2013). The compression test simulation provides strain state and stress state during compression. With the aid of DIC, the experiments help to determine the strain at fracture. The evolution of the stress state until the strain at fracture retrieved from the simulation for several pressure angles, is used as input parameters to determine C_{crit} .

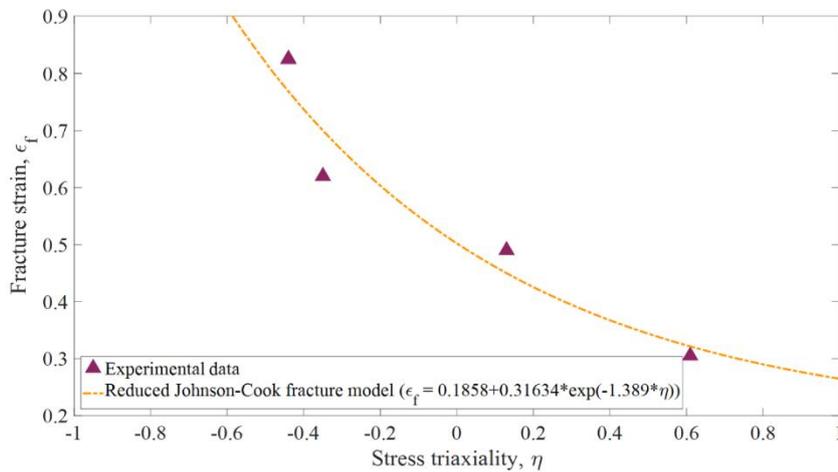


Figure 14: Experimental fracture strain in function of stress triaxiality for ENAC-ALSi7Mg0.3 + 0.5Cu and its corresponding reduced Johnson-Cook fracture model (Johnson and Cook 1985).

Element deletion technique was applied to simulate material separation (fracture), when the integral result represented by equation 1 at the finite element is equivalent or exceeds C_{crit} . The material behavior of the tool was considered rigid, and the corresponding physical properties are taken from DEFORM software database for uncoated tungsten carbide. Tool-chip and tool-workpiece contacts were modelled using a constant shear factor coefficient (m), set to 0.8 based on orthogonal cutting theory (Merchant 1945) and on the overall forces measurements.

The predicted results were compared to the experimental ones concerning the chip compression ratio (CCR), forces, chamfer height, chamfer depth and burr height, as shows Table 3.

Table 3: Comparison between predicted and measured results.

	Measured (average values)	Predicted
Cutting force (N)	382 to 387	256
Feed force (N)	189 to 198	97.6
Chip compression ratio	2.58	1.5
Chamfer depth (μm)	94 to 195	62
Chamfer height (μm)	217 to 315	277
Chamfer angle ($^\circ$)	25 to 35	20.9
Burr height (μm)	20 to 59	6

A comparison between the equivalent strain fields measured with DIC and simulated at the beginning of burr development is presented in Figure 15. The strain intensity obtained by simulation represents from 50 to 80% of the equivalent strain calculated by DIC. This difference is due to errors associated to both experimental determination of strains by DIC and FEM analysis. This aspect must be improved to carry out some quantitative analysis but it is considered acceptable to analyze the overall behavior of the material during burr formation.

Even though the predicted CCR and forces are lower than the experimental ones, the predicted burr characteristics and plastic strain are close to experimental ones. Thereby, an analysis of burr formation with chamfer is carried out using this model.

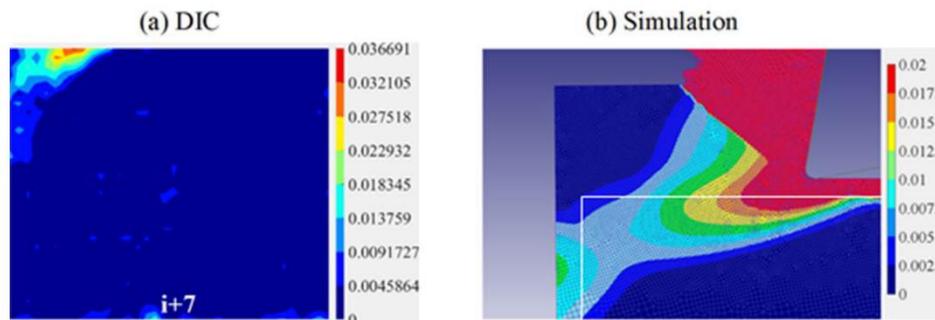


Figure 15: Equivalent strain fields during burr development: (a) measured by DIC; and (b) simulated. The measured distribution corresponds approximately to the rectangular region identified in figure 15b.

4.2 FEA of burr formation with chamfer

To improve the understanding of the mechanisms leading to burr formation with chamfer, the evolution of equivalent plastic strain and stress triaxiality distributions during burr initiation and propagation are investigated. These distributions are represented in Figure 16a and b for the cutting conditions mentioned on the previous section.

4. *Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique*

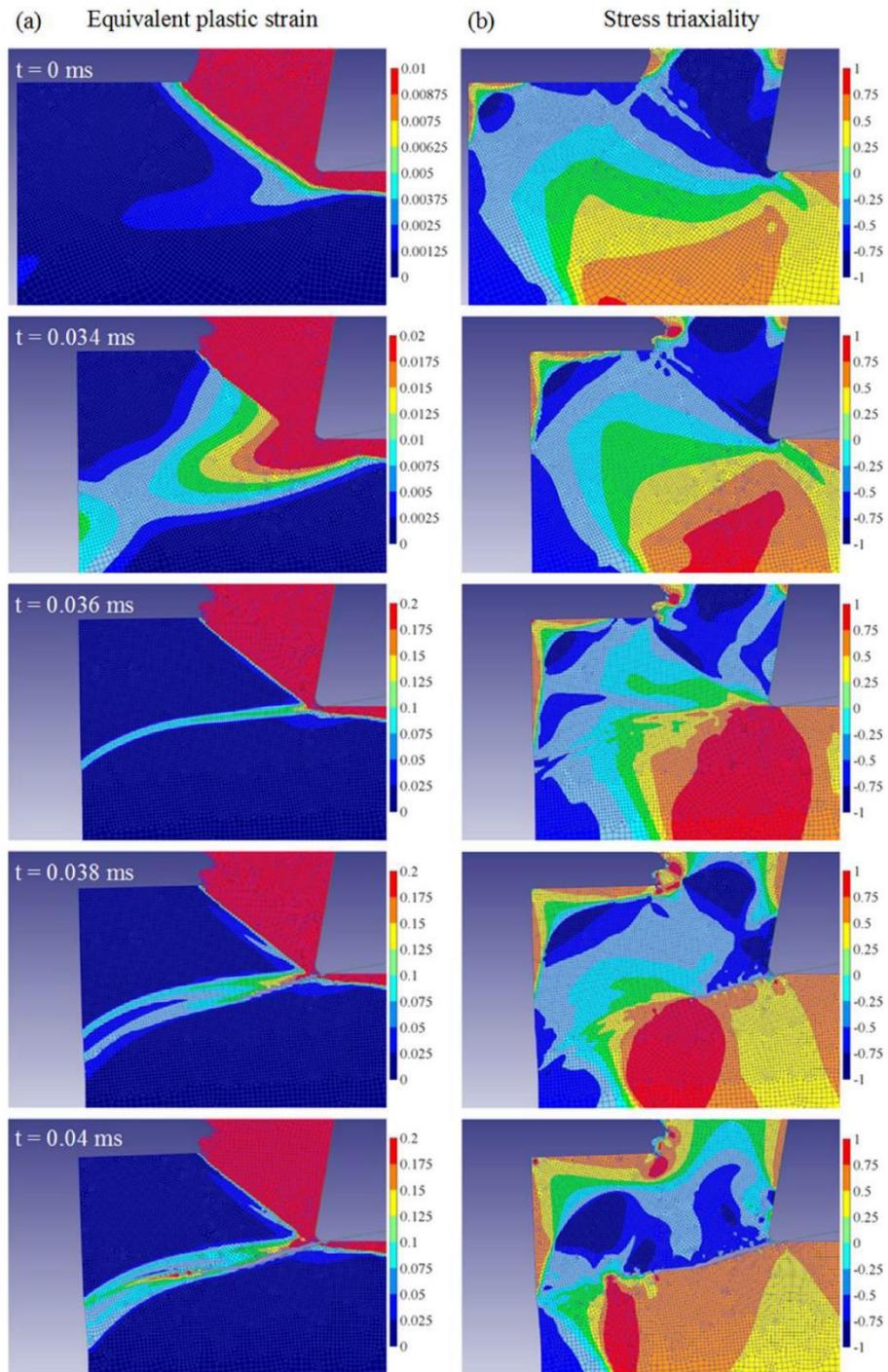


Figure 16: (a) Simulated equivalent plastic strain ($\bar{\epsilon}$) and (b) stress triaxiality (η) during the burr formation with chamfer ($h = 0.1 \text{ mm}$, $\gamma = +10^\circ$).

Figure 16a shows that the equivalent plastic strain distribution during burr initiation and propagation is in good correspondence with Hashimura et al. (1999b) observations and the experimental results presented in previous sections: during burr initiation, strain increases around both the forthcoming burr root and the cutting edge, then, both strain zones intersect each other and burr development starts. Moreover, the stress state analysis provides information about chamfer generation mechanism: stress triaxiality increases from burr initiation to burr propagation. A positive stress triaxiality zone (an indicator of tensile stress state), localized underneath the cutting edge, expands until it reaches the cutting edge. Crack initiation begins and it propagates until the burr with chamfer is fully formed.

5 Comparison between experimental observations and analytical modelling

As explained in introduction, an analytical model of burr height prediction developed by Chern and Dornfeld (1996) is applied, and its validity in relation to the work material used in this study is discussed. Several features are compared:

- Shear angle
- Burr propagation distance
- Deformation angle, β_0
- Main burr morphology along the exit edge (with or without chamfer)
- Burr height or chamfer height depending on the main burr morphology

Firstly, the aim of this comparison is to discuss about the accuracy of the predictive model for ENAC-AlSi7Mg0,3+0,5Cu alloy cutting. Next, the comparison analyzes predicted features if they are over or under estimated and subsequently a few proposals are suggested to improve the model.

Burr height and chamfer height obtained from the model and the experiment are represented in Figure 17 in function of the uncut chip thickness. Since almost no burr with chamfer is produced with the negative tool rake angle and the same for burr without chamfer and

positive tool rake angle and the same goes to burr without chamfer height and chamfer height are plotted in function of tool negative and positive rake angles respectively. It is observed that chamfer height prediction is quite accurate but burr height prediction is slightly overestimated.

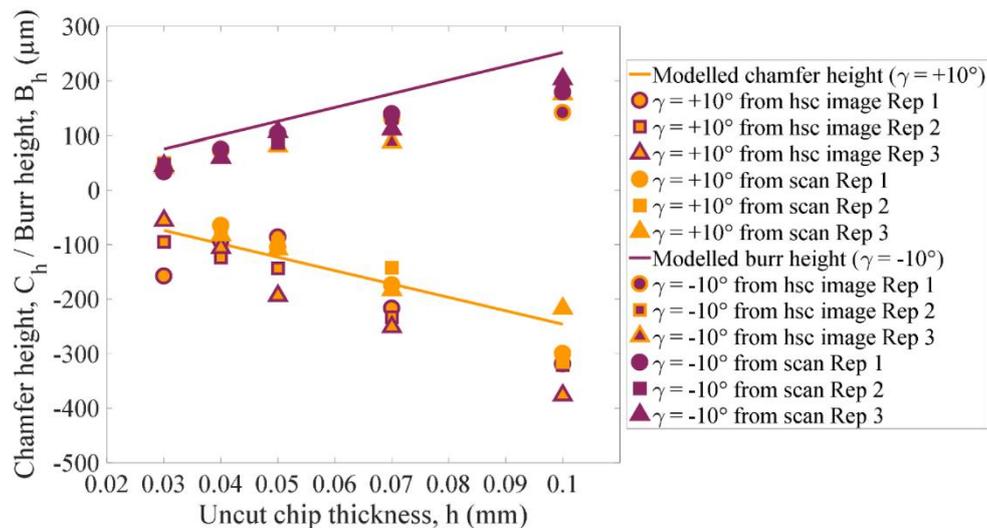


Figure 17: Comparison between prediction (solid lines) and experiment (dots) for burr height and chamfer height. ‘From laser scan’ refers to the average measurements along the exit edge, scanned with the profilometer. ‘From hsc image’ refers to distances directly measured on the high-speed camera images.

According to the model, predicted parameters influencing burr height are the burr propagation distance and the deformation angle. Both model parameters are represented in Figure 18a and Figure 18b in function of the uncut chip thickness.

The burr propagation distance is underestimated while the predicted deformation angle is accurate. Propagation distance ω depends on the primary shear angle and deformation angle. The shear angle is predicted using an equation that does not take into account the influence of rake angle. Moreover, this parameter, presented in Figure 19, is overestimated for about 10°

for both cases. Improving the prediction of this parameters has a major importance on the model accuracy. Nonetheless, if the shear angle becomes more realistic, it will affect the prediction of the deformation angle and the burr propagation distance. The deformation angle is determined using the assumptions of minimum of energy and energy conservation.

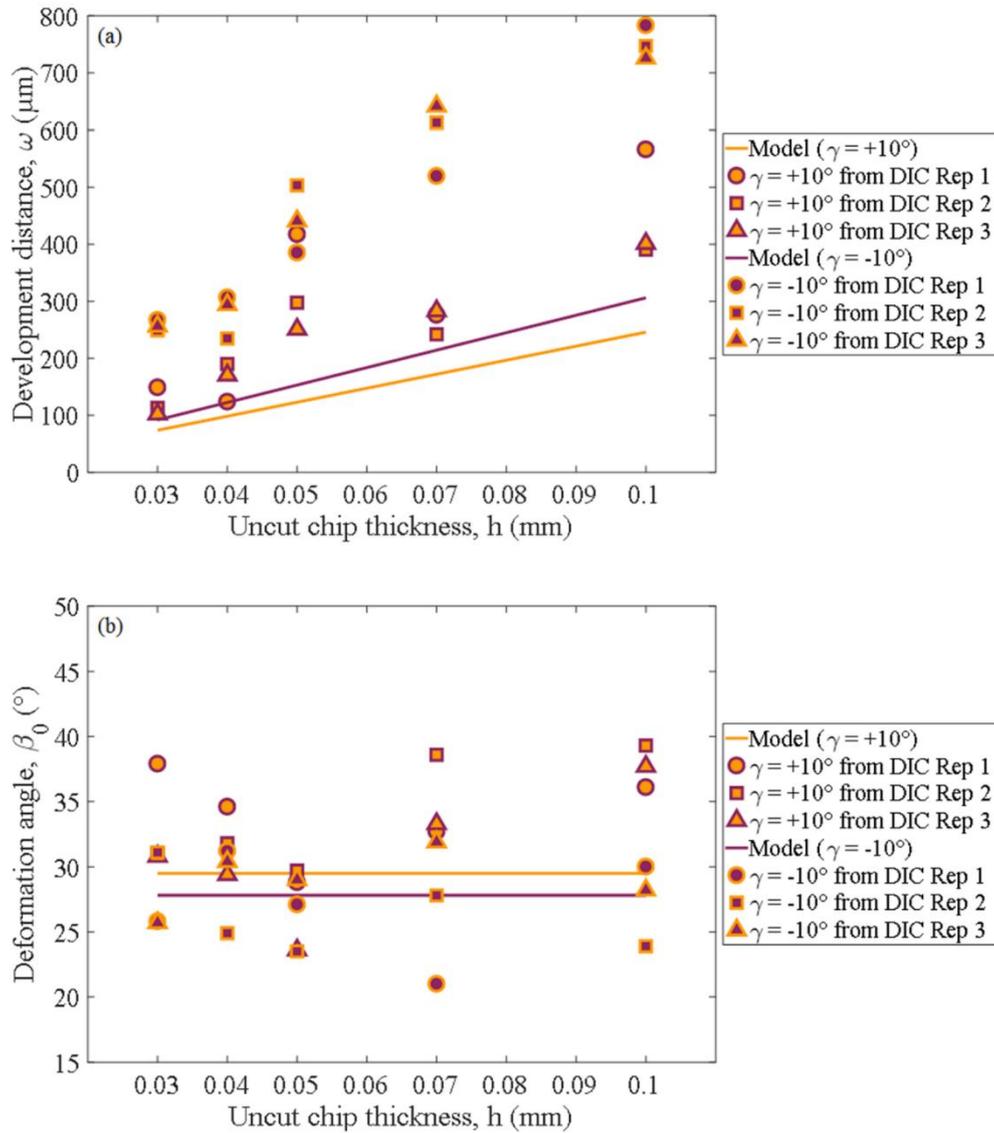


Figure 18: Comparison between predicted and measured results for: (a) burr propagation distance and (b) deformation angle.

According to the model, the work provided for burr formation is described as the sum of work provided for shearing and the work done for bending. After DIC analysis, it is concluded that the localized deformation zone does not rotate. Hence, the work for bending may not be significant compared to shear and tension along the localized deformation zone generated during burr formation. As far as the primary deformation zone is concerned, the work done along this zone should be still considered since chip formation still occurs.

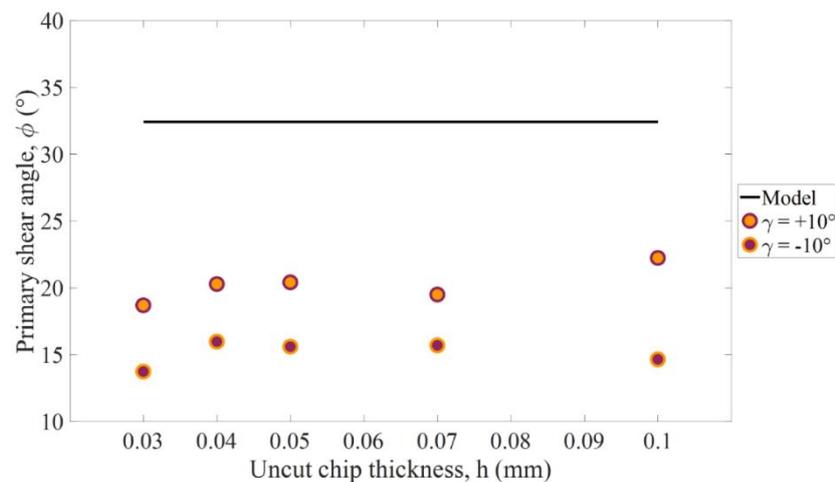


Figure 19: Comparison between predicted and experimental shear angle.

6 Conclusion

The present study aims to analyze burr formation mechanisms (with and without chamfer) using Digital Image Correlation at a common cutting speed, as an improvement of previous studies considering that issue (Ko and Dornfeld 1991; Chern and Dornfeld 1996; Hashimura et al. 1999b). A numerical simulation was performed with the aim of understanding the mechanisms behind burr with chamfer generation. Finally, experimental results are compared to an analytical model developed by Chern and Dornfeld (1996).

DIC analysis allows characterization of the initiation distance, the development distance and the deformation angle. The evolution of the localized high deformation is investigated. Its

analysis does not correspond to the observation made by Chern and Dornfeld (1996) at low cutting speed on highly ductile material. It is observed in this study that the localized deformation zone during burr formation does not rotate, but it translates along the cutting direction while keeping the same angle. Burr root radius is driven by this displacement. In the case of burr with chamfer generation, the analysis of the principal strain fields provides information about the strain distribution before crack initiation. Quasi pure tension occurs around the cutting edge while compression occurs around the burr root. This explains the crack initiation while the tool moves forward. The analysis of stress triaxiality evolution during burr formation based on the numerical simulations confirms the observations made by DIC. A tensile stress zone expands from subsurface located under the tool cutting edge. A crack initiation occurs when this tensile stress zone reaches the tool cutting edge. The crack propagates at the same time as both the cutting tool and the localized tensile stress zone move forward. Finally, at the very end of crack propagation, the compression zone generates a small burr.

To obtain better predictions, several issues can be improved in analytical model proposed by Chern and Dornfeld (1996), including:

- More recent shear angle models should be considered to obtain better shear angle prediction;
- The assumption of a rotation of the first deformation zone should be replaced by a displacement of this zone keeping the same orientation;
- Work done for primary shear during chip formation should be considered;
- Stress triaxiality has an influence on the fracture strain, thus in cutting and burr formation. To improve the prediction of burr with chamfer dimensions, a damage criterion using stress triaxiality to determine the fracture strain for the appropriate stress state could be used.

7 Acknowledgements

The authors would like to thank Bourgogne Franche-Comté Region for supporting this research project. The authors would like to thank to François Hild (LMT-Cachan) for his help on digital image correlation analysis and Stéphane Kapoujyan (master's degree student) for the material mechanical characterization.

8 References

- Abushawashi, Y.; Xiao, X.; Astakhov, V. (2013) A novel approach for determining material constitutive parameters for a wide range of triaxiality under plane strain loading conditions. *International Journal of Mechanical Sciences*, 74: 133–142.
- Astakhov, V.P. (1998) *Metal Cutting Mechanics*. CRC Press.
- Aurich, J.C.; Dornfeld, D.; Arrazola, P.J.; Franke, V.; Leitz, L.; Min, S. (2009) Burrs—Analysis, control and removal. *CIRP Annals*, 58(2): 519–542.
- Baizeau, T.; Campocasso, S.; Fromentin, G.; Rossi, F.; Poulachon, G. (2015) Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools. 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (Vol. 31). Karlsruhe, Germany, Elsevier, 166–171.
- Chern, G.-L. (2006) Study on mechanisms of burr formation and edge breakout near the exit of orthogonal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1–3): 152–157.
- Chern, G.-L.; Dornfeld, D.A. (1996) Burr/Breakout Model Development and Experimental Verification. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 118(2): 201–206.
- Gillespie, L.K.; Blotter, P.T. (1976) The Formation and Properties of Machining Burrs. *Journal of Engineering for Industry*, 98(1): 66.
- Hashimura, M.; Chang, Y.P.; Dornfeld, D. (1999) Analysis of Burr Formation Mechanism in Orthogonal Cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 121(1): 1–7.
- Hild, F.; Roux, S. (2012) Comparison of local and global approaches to digital image correlation. *Experimental Mechanics*, 52(9): 1503–1519.
- ISO 13715 (2017). Saga Web - NF ISO 13715, accessed September 12, 2018, available at <https://sagaweb-afnor-org.rpl.ensam.eu/fr-FR/sw/Consultation/Xml/1420769/?Ing=FR&supNumDos=FA177597>.
- Iwata, K.; Ueda, K.; Okuda, K. (1982) Study of mechanism of burrs formation in cutting based on direct SEM observation. *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, 48(4): 510–515.
- Johnson, G.R.; Cook, W.H. (1985) Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1): 31–48.
- Ko, S.-L.; Dornfeld, D.A. (1991) A Study on Burr Formation Mechanism. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 113(1): 75–87.
- Ko, S.-L.; Dornfeld, D.A. (1996a) Analysis of fracture in burr formation at the exit stage of metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 58(2–3): 189–200.
- Ko, S.-L.; Dornfeld, D.A. (1996b) Burr formation and fracture in oblique cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 62(1–3): 24–36.
- Kumar, S.; Dornfeld, D. (2003) Basic Approach to a Prediction System for Burr Formation in Face Milling. *Journal of Manufacturing Processes*, 5(2): 127–142.

- Leopold, J.; Freitag, H.; Hoyer, K.; al, et (2005) Modeling and simulation of burr formation - State of the art and future trends. 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations 2005. Proceedings, 73–83.
- Merchant, M.E. (1945) Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5): 267–275.
- Park, I.W.; Dornfeld, D.A. (1999) A Study of Burr Formation Processes Using the Finite Element Method: Part I. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 122(2): 221–228.
- Pottier, T.; GERMAIN, G.; CALAMAZ, M.; Morel, A.; COUPARD, D. (2014) Sub-millimeter measurement of finite strains at cutting tool tip vicinity. *Experimental Mechanics*, 54(6): 1031–1042.
- Regel, J.; Stoll, A.; Leopold, J. (2009) Numerical analysis of crack propagation during the burr formation process of metals. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 6(1/2): 54.
- Régnier, T.; Fromentin, G.; D'Acunto, A.; Outeiro, J.; Marcon, B.; Crolet, A. (2018) Phenomenological Study of Multivariable Effects on Exit Burr Criteria During Orthogonal Cutting of AlSi Alloys Using Principal Components Analysis. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 140(10): 101006-101006–10.
- Régnier, T.; Fromentin, G.; Marcon, B.; Outeiro, J.; D'Acunto, A.; Crolet, A.; Grunder, T. (2018) Fundamental study of exit burr formation mechanisms during orthogonal cutting of AlSi aluminium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 257: 112–122.
- Rice, J.R.; Tracey, D.M. (1969) On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields*. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 17(3): 201–217.
- Sutton, M.A.; Orteu, J.J.; Schreier, H. (2009) *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications*. Springer US.

4.3. Détermination des lois de comportement pour la simulation numérique de la coupe de l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu

Avant de simuler la coupe orthogonale de l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu, il est indispensable d'en déterminer le comportement mécanique. Les caractéristiques mécaniques sont déterminées à partir de données d'essais de traction, internes à l'entreprise. Cependant, des essais sont à réaliser afin de déterminer les lois de plasticité et d'endommagement. Ces travaux ont été en partie réalisés par [Kapoujyan 2017] lors d'un stage de master recherche en support de l'étude.

4.3.1. Comportement en plasticité

Le comportement en plasticité du matériau est déterminé à partir d'essais de compression réalisés à température ambiante pour plusieurs vitesses de déformation, détaillées en Table 4-1. Les essais sont réalisés par le laboratoire IDMEC de l'université de Lisbonne, détenteur d'une machine de compression à haute vitesses de déformation pouvant atteindre les 200% de déformation, contre 20% à 30% pour les barres de Hopkinson.

Table 4-1. Vitesses de déformation appliquées pour les essais de plasticité.

Quasi-statique	Basse vitesse	Hautes vitesses de déformation					
		150	300	500	1000	4000	12000
0,01	1						

Des essais réalisés à certaines vitesses de déformation sont reproduits jusqu'à trois fois afin de vérifier la répétabilité des courbes obtenues. La FIGURE 4-1 représente les courbes de compression obtenues pour une vitesse de déformation de 0,01 s⁻¹. Comme le montre cet exemple puis les autres courbes disponibles en Annexe D, les résultats obtenus sont répétables.

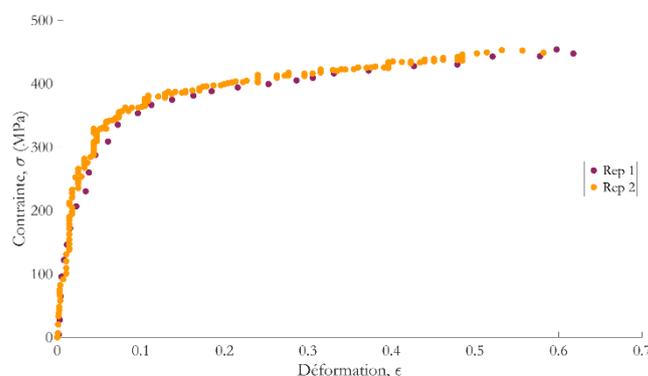


FIGURE 4-1. Courbes de compression obtenues pour une vitesse de déformation de 0,01 s⁻¹.

Néanmoins, pour certaines vitesses de déformation, comme celle représentée en FIGURE 4-2, les courbes présentent de fortes oscillations, typiques des essais dynamiques. Ces vitesses de

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

déformation ne sont pas prises en compte pour la détermination du comportement plastique du matériau. Les courbes sont ensuite traitées afin de supprimer les données concernant la déformation élastique du matériau.

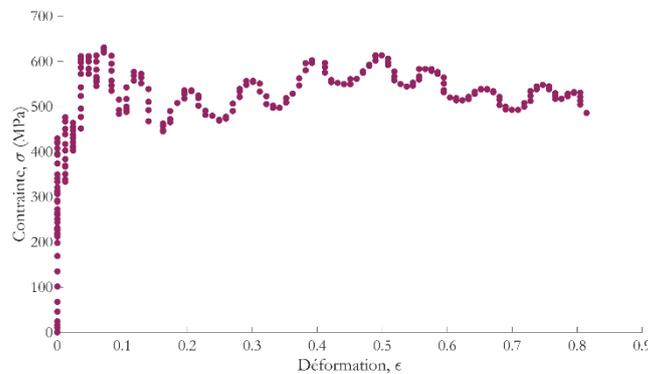


FIGURE 4-2. Courbe de compression obtenue pour une vitesse de déformation de 150 s⁻¹.

Dans un premier temps, l'identification de coefficients suivant la loi de comportement de Johnson-Cook, dont l'équation est décrite en équation 4-7, est prévue, sans prise en compte de la contribution thermique. Cependant, comme le montre la FIGURE 4-3, les coefficients de la loi identifiés ne permettent pas de décrire correctement le comportement plastique du matériau, notamment pour de fortes vitesses de déformation. Une autre loi de comportement est donc nécessaire. Il est finalement décidé de renseigner directement les données des courbes contrainte-déformation expérimentales, après traitement, dans le logiciel de simulation numérique DEFORM2D v11, pour représenter le comportement en plasticité du matériau. La partie plastique des courbes expérimentales est discrétisée en 5 valeurs de contraintes pour une déformation plastique allant de 0 à 0,2.

$$\sigma_{JC} = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r} \right)^m \right) \quad (4-7)$$

Avec :

- A (MPa) : limite d'élasticité du matériau ;
- B (MPa), n : coefficients définissant l'écrouissage du matériau ;
- C : coefficient définissant la dépendance de la contrainte à la vitesse de déformation ;
- $\dot{\varepsilon}_0$ (s⁻¹) : vitesse de déformation de référence (1 s⁻¹) ;
- m : coefficient définissant la dépendance de la contrainte à la température (ici m = 0) ;
- T_r (°C) : température de référence des essais (souvent température ambiante) ;

- T_f (°C) : température de fusion.

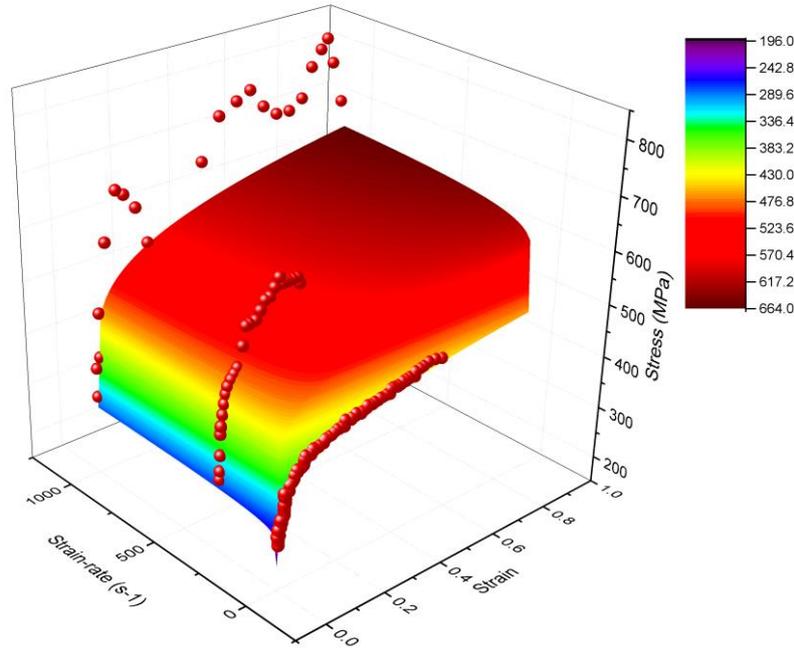


FIGURE 4-3. Superposition du modèle de Johnson-Cook (surface) et des courbes de compression (points) pour des vitesses de déformation allant de $0,1 \text{ s}^{-1}$ à 1000 s^{-1} .

4.3.2. Evolution de la déformation à la rupture

La loi d'endommagement de Rice and Tracey ([Rice et Tracey 1969]), définie en équation 4-8, est choisie pour sa bonne description de l'évolution de la déformation à la rupture en fonction de la triaxialité des contraintes (η), cf. équation 4-9. Effectivement, il est indiqué dans l'introduction de ce manuscrit que le comportement à la rupture de l'alliage étudié est considéré comme particulièrement dépendant de son état de contrainte.

$$C = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \exp\left(\frac{3}{2}\eta(\bar{\epsilon})\right) d\bar{\epsilon} \quad (4-8)$$

$$\eta = \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \quad (4-9)$$

Avec :

- C : valeur critique d'endommagement ;
- $\bar{\epsilon}_f$: déformation à la rupture ;
- σ_H (MPa) : contrainte hydrostatique ;
- σ_{eq} (MPa) : contrainte équivalente.

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

La loi d'endommagement est déterminée à partir d'essais de compression sur des éprouvettes dites « doubles entailles », introduites par [Abushawashi, Xiao et Astakhov 2013]. La variation de l'angle de pression, défini en FIGURE 4-4, permet de modifier l'évolution de l'état de contrainte dans la zone d'observation, durant la déformation, à partir de simples essais de compression. Un angle de pression inférieur à 90° engendre un état de contrainte de compression ($\eta < 0$), supérieur à 90° , de traction ($\eta > 0$) et égal à 90° , de cisaillement ($\eta = 0$). Par conséquent, des essais de compression d'éprouvettes double entaille pour plusieurs valeurs d'angles de pression sont réalisés. Leur forte épaisseur permet de générer un état plan de déformation, caractéristique de la coupe orthogonale.

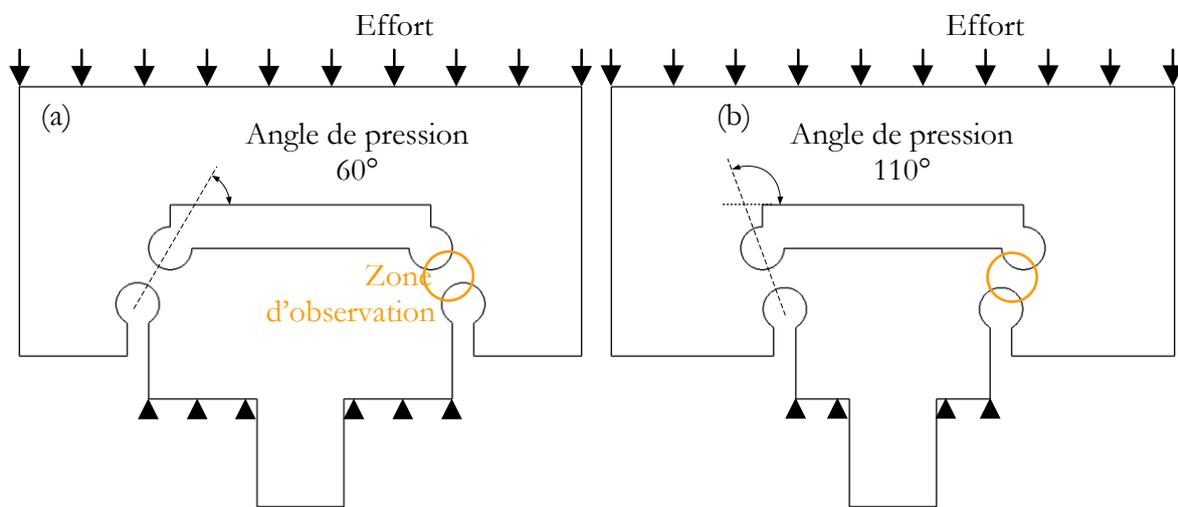


FIGURE 4-4. Géométrie des éprouvettes doubles entailles pour des angles de pression de 60° (a) et 110° (b).

La procédure de détermination de la valeur critique d'endommagement (C) est détaillée en FIGURE 4-5a.

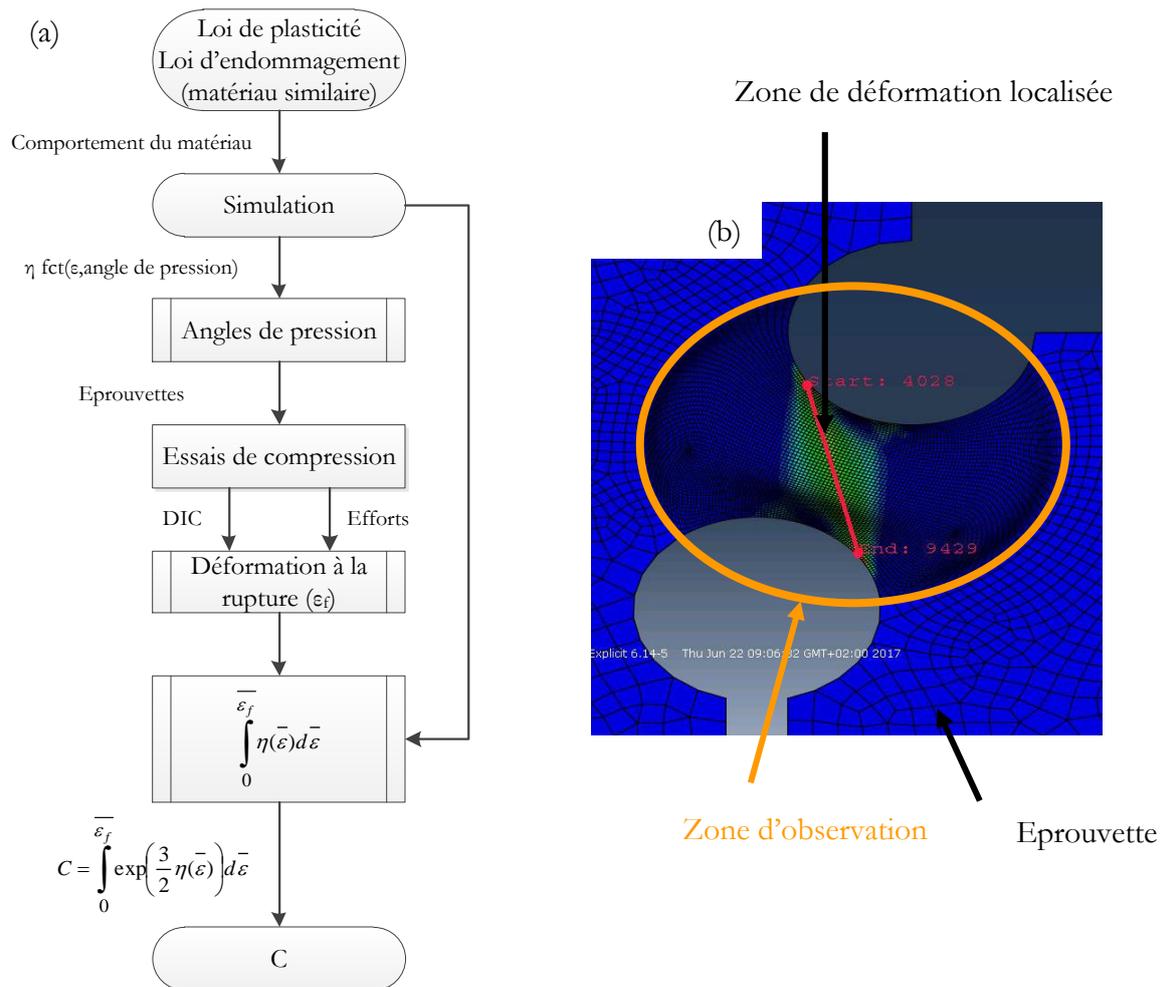


FIGURE 4-5. Procédure de détermination de la valeur critique d'endommagement.

Dans un premier temps, il est nécessaire de déterminer l'étendue des angles de pressions à tester afin de couvrir un maximum de valeurs de triaxialités des contraintes. Pour cela, des simulations d'essais de compression d'éprouvettes doubles entailles sont réalisées sur le logiciel ABAQUS/Explicit. Une loi d'endommagement de Johnson-Cook modifiée, décrite en équation 4-10, décrivant le comportement d'un alliage AlSi7Mg0,3 et dont les coefficients sont déterminés par [Mae et al. 2009], est implémentée afin de déterminer la triaxialité des contraintes à l'initiation de la rupture dans ce matériau. Les deux alliages ayant des comportements proches, la déformation à la rupture ne devrait pas varier considérablement, la valeur de la triaxialité à l'initiation de la rupture, non plus. Les valeurs d'angle de pression retenues après simulation sont présentées en Table 4-2, avec les valeurs de triaxialité des contraintes à l'initiation de la rupture estimées.

$$\epsilon_{f_{JC}} = D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta) \quad (4-10)$$

D_1 , D_2 et D_3 représentent les coefficients de la loi de Johnson-Cook modifiée (ici $D_1 = 0$; $D_2 = 0,443$; $D_3 = -2,281$) [Mae et al. 2009]

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

Table 4-2. Angles de pression retenus et leur triaxialité des contraintes à la rupture simulée, correspondante.

Angle de pression (°)	50	55	60	80	90	110
Triaxialité des contraintes	-0,53	-0,38	-0,17	0,04	0,17	0,58

Les éprouvettes double entailles correspondant aux angles de pression sélectionnés sont ensuite obtenues par découpe électroérosion puis texturées par sablage, afin de créer un mouchetis nécessaire pour mesurer la déformation par corrélation d'images numériques. Les essais sont réalisés sur une machine de traction/compression Instron 1185 visible sur la FIGURE 4-6, d'une capacité d'effort maximal de 100 kN. Le déplacement de la traverse mobile, dont la vitesse est fixée à $0,1 \text{ mm.s}^{-1}$, est mesuré en temps réel par un capteur LVDT. Une précharge de 100 N est réalisée sur l'éprouvette afin de s'assurer d'aucun mouvement parasite de cette dernière lors du lancement de l'essai. Une caméra Basler acA2000, munie d'un objectif 35 mm à focale fixe, filme une des deux zones de rupture avec une fréquence d'acquisition de 10 image.s^{-1} .

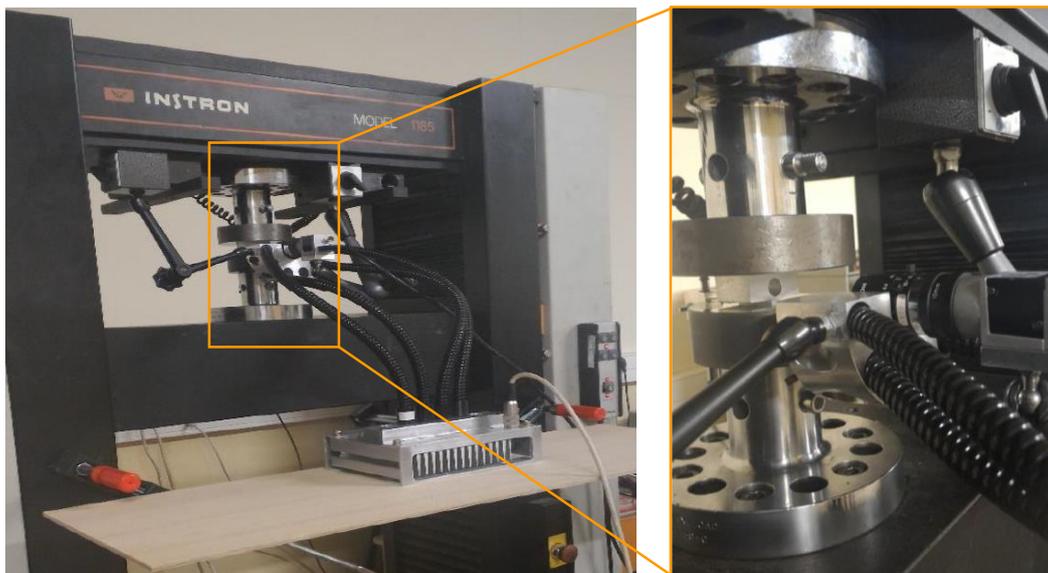


FIGURE 4-6. Dispositif expérimental.

Le dépouillement des essais se fait en deux étapes. La première étape consiste à calculer, à l'aide d'un logiciel de corrélation d'images numériques, la distribution de la déformation, à partir du champ de déplacement, dans la zone d'observation jusqu'à la fin de l'essai. Pour cela, le logiciel 7D est utilisé. Dans un second temps, les évolutions de la déformation équivalente et des efforts sont comparées. Lorsque l'effort diminue, la déformation calculée correspondante est la déformation à l'initiation de la rupture. En fonction de la triaxialité des contraintes, la rupture peut être initiée à cœur ou en surface, comme visible en FIGURE 4-7, dans la zone d'observation.

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

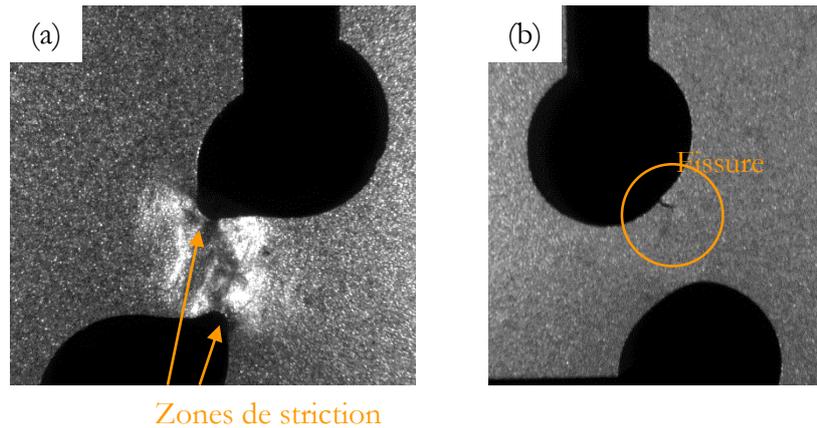


FIGURE 4-7. Différentes zones d'initiation de la rupture pour des angles de pression de (a) 50° et (b) 110°.

L'évolution de la triaxialité en fonction de la déformation équivalente disposée en FIGURE 4-8 pour chaque essai, ainsi que la valeur de triaxialité à l'initiation de la rupture (à cœur ou en surface), sont par la suite déterminées. Par la suite, chaque courbe est décrite par une fonction polynômiale identifiée. Enfin, les valeurs critiques d'endommagement, disposées en Table 4-3, sont calculées à partir de l'équation 4-8. La valeur critique médiane est finalement implémentée dans le logiciel DEFORM2D ($C = 0,385$).

Table 4-3. Valeurs critiques d'endommagement et déformations à la rupture déterminés pour chaque angle de pression.

Angle de pression (°)	50	55	60	80	90	110
Déformation à l'initiation de la rupture	-	0,825	0,62	0,49	0,305	0,12
Valeur critique d'endommagement (C)	-	0,385	0,334	0,467	0,701	0,299

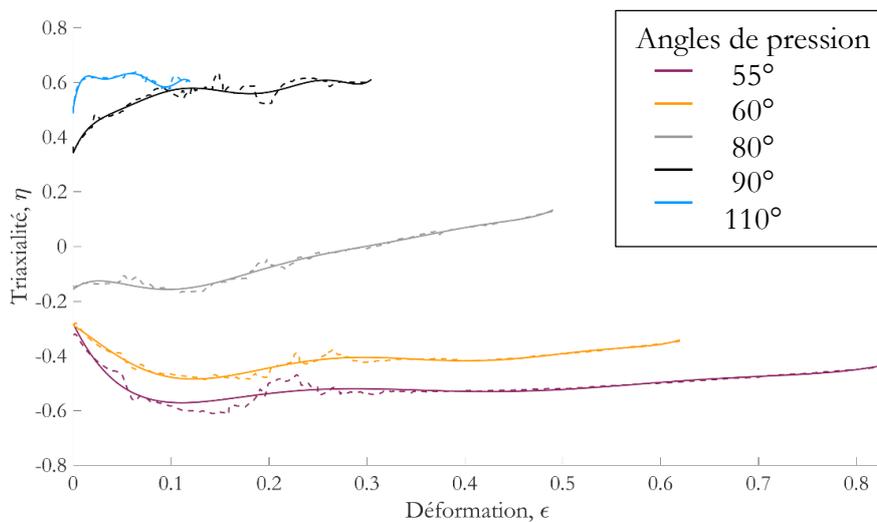


FIGURE 4-8. Evolution de la triaxialité des contraintes en fonction de la déformation équivalente.

4.4. Bilan

Les mécanismes de formation des bavures avec et sans chanfrein sont décrits à l'aide de la corrélation d'images numériques et de la simulation numérique. La corrélation d'images numériques confirme les différentes étapes formant le processus de formation des bavures, décrites par [Hashimura, Chang et Dornfeld 1999], et certaines hypothèses prises en compte dans le modèle établi par [Chern et Dornfeld 1996] sont remises en causes. Contrairement à un basculement supposé de la zone de cisaillement négatif autour de la racine de la bavure, il semble que, dans le cas de l'AlSi7Mg0,3+0,5Cu, la zone de cisaillement négatif translate suivant la direction de coupe.

La comparaison des états de déformation en fonction de la morphologie de la bavure générée semble confirmer les hypothèses établies dans le précédent chapitre. Lors de la formation d'une bavure sans chanfrein avec un angle de coupe négatif, la zone de cisaillement négatif est suivie par une zone de compression de la matière, augmentant localement la déformation à la rupture, sous l'effet de la réduction de la triaxialité des contraintes η . Dans le cas opposé, un angle de coupe positif engendre une zone de triaxialité des contraintes proche de 1 (traction pure) au niveau de l'arête de l'outil et de compression, ($\eta \approx -1$), au niveau de la racine de la bavure, favorisant considérablement une amorce de fissuration. Ces observations sont similaires aux conclusions de l'analyse par éléments finis de la formation d'une bavure avec chanfrein. Il aurait été intéressant d'analyser de la même façon la formation d'une bavure sans chanfrein, cependant, malgré la rigueur apportée à l'obtention des paramètres de plasticité et d'endommagement, il n'a pas été possible de générer une bavure sans rupture le long de la zone de cisaillement négatif.

Finalement, le modèle proposé par [Chern et Dornfeld 1996] est éprouvé dans le cas de l'AlSi7Mg0,3+0,5Cu et montre des faiblesses. Des propositions d'amélioration sont énoncées à partir des nouvelles observations, dans l'optique future de l'établissement d'un modèle plus prédictif.

4. Analyse des mécanismes de formation de bavures par corrélation d'images numériques et simulation numérique

5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage

5.	Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage....	117
5.1.	Modélisation des efforts de coupe.....	118
5.1.1.	Démarche d'identification du modèle.....	120
5.1.2.	Dispositif expérimental.....	123
5.1.3.	Plans d'expérience et résultats	126
5.2.	Etude de la formation des bavures	131
5.2.1.	Démarche expérimentale.....	131
5.2.2.	Influence des différentes conditions opératoires sur les bavures	132
5.2.3.	Identification d'un modèle de hauteur des bavures	137
5.3.	Etude d'une stratégie de modification de la morphologie des bavures	140
5.4.	Bilan.....	144

Nous avons vu dans la littérature et les précédents chapitres que la formation des bavures est étroitement liée à l'épaisseur coupée, la profondeur de passe et la séquence de sortie des arêtes [[Bourlet et al. 2016], [Olvera et Barrow 1998], [Hashimura, Hassamontr et Dornfeld 1999]]. Ces paramètres régissent aussi les efforts de coupe [Kienzle 1952]. Ainsi, pour un couple arête-matière défini, il est possible de décrire la formation des bavures à partir des efforts de coupe. Toutefois, il a été démontré en coupe orthogonale que les bavures formées sur l'alliage $AlSi7Mg0,3+0,5Cu$ sont hétérogènes et la proportion d'une morphologie de bavure par rapport à une autre dépend fortement de l'épaisseur coupée et de l'angle de coupe de l'outil. Une évolution de la valeur moyenne des deux morphologies de bavure produites est malgré tout notable. Parmi les deux morphologies de bavures distinguées, les bavures avec chanfrein présentent des caractéristiques intéressantes dans le cadre de l'amélioration de la qualité des pièces. En effet, ces bavures sont en général plus petites et plus robustes. De plus, contrairement aux bavures sans chanfrein qui voient leur hauteur augmenter suite à une succession de passes, ces bavures ont plutôt tendance à voir la hauteur et la profondeur de leur chanfrein diminuer. Les dimensions de ces chanfreins « naturels »

sont malgré tout trop faible (difficilement visibles à l'œil nu) pour avoir un quelconque impact esthétique ou sur la qualité de la pièce.

Le chapitre 5 a donc pour but d'établir les bases pour adapter un modèle de prédiction de la hauteur des bavures en surfaçage en fonction des efforts sur une dent en sortie matière, ainsi que de proposer une nouvelle stratégie permettant de favoriser la formation de ce type de bavures. Pour cela, la section 5.1 s'intéresse à la modélisation des efforts de coupe dans le cas du fraisage à grande vitesse à la fraise à plaquettes tangentielles PCD sur l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu. Une étude de la formation des bavures en surfaçage est ensuite proposée en section 5.2. Cette étude a pour objectif d'identifier les valeurs moyennes et distributions des bavures en fonction des paramètres opératoires. Le lien entre les efforts de coupe et les critères de caractérisation des bavures sera analysé. Enfin, en section 5.3, une stratégie de minimisation de la hauteur des bavures est proposée, stratégie basée sur les observations réalisées dans le chapitre 2, qui ont permis d'identifier une dépendance du taux de bavure avec chanfrein à l'épaisseur coupée. Ces bavures sont en général plus petites que les bavures sans chanfrein, mais aussi plus robuste et donc moins propices à un arrachement et une pollution du système mécanique. Enfin une synthèse est proposée en section 5.4.

5.1. Modélisation des efforts de coupe

Comme évoqué dans le chapitre 1, le modèle d'efforts de coupe proposé un modèle mécanistique développé par [Dorlin 2016], dont la méthode d'identification est adaptée au fraisage à grande vitesse. Le principe est donc basé sur la discrétisation d'arêtes, dont le principe est rappelé en FIGURE 5-1. Les plaquettes étudiées possédant une inclinaison d'arête nulle et aucun rayon de bec, les coefficients suivant la composante $\vec{\theta}$ sont donc considérés comme nuls. De plus une hypothèse d'indépendance des segments entre eux est supposée. La quasi-totalité des paramètres opératoires est modifiée, mis à part l'opération étudiée. Ces différences nécessitent des modifications, évoquées en aval, dans l'algorithme et la démarche expérimentale.

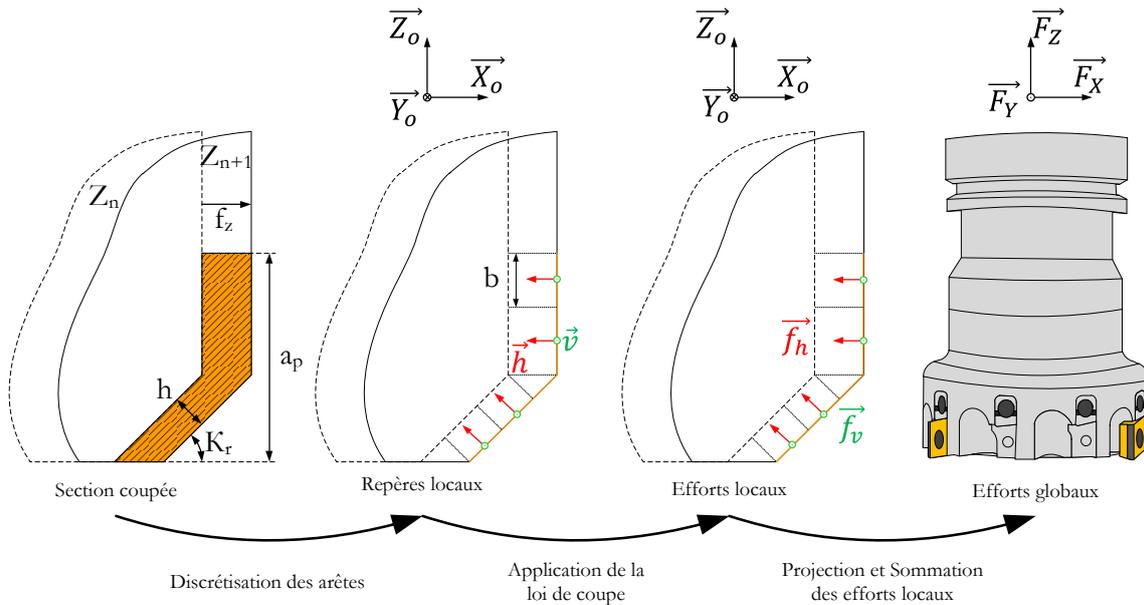


FIGURE 5-1. Principe de la discrétisation d'arêtes, rapporté à la géométrie des plaquettes utilisées dans l'étude.

Le calcul de l'épaisseur coupée est réalisé d'après une approche numérique développée par [Fromentin et Poulachon 2010]. L'épaisseur coupée à une position angulaire θ_i , correspond à la distance entre la position de la dent i considérée et le point d'intersection de la normale à la cycloïde formée par le passage de cette dent, avec la cycloïde formée par la dent $i-1$ (voir schéma détaillé en FIGURE 5-2). En formulant indépendamment l'équation de chaque dent, cette démarche de calcul de l'épaisseur coupée permet de prendre en compte l'influence du faux rond radial, qui peut atteindre des valeurs non négligeables dans le cas de l'utilisation d'outil tournants à plaquettes (cf. 5.2.1). Enfin, le calcul est borné dans le domaine en appliquant deux conditions :

- l'épaisseur coupée calculée est définie positive ;
- la position suivant Y de la dent considérée doit être supérieure à la différence entre le rayon de la fraise et l'engagement radial.

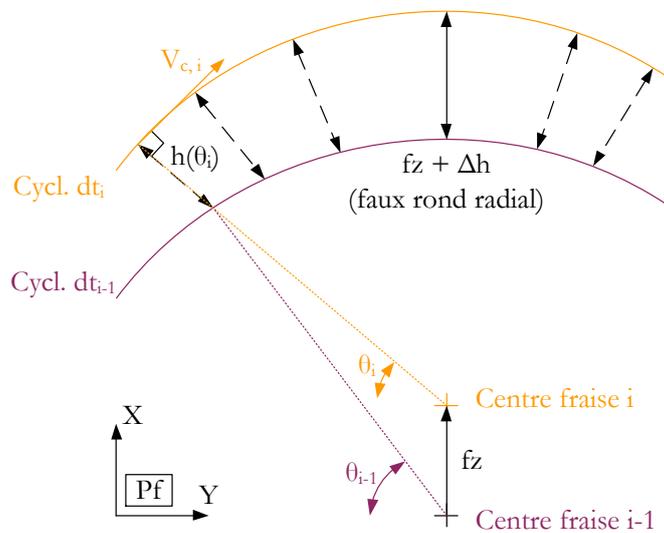


FIGURE 5-2. Schéma de détermination de l'épaisseur coupée, d'après [Fromentin et Poulachon 2010].

Suite aux observations réalisées par [Dorlin 2016], concernant la détermination des efforts à faible épaisseurs coupées par différentes lois de coupe, la loi de coupe locale utilisée ici est établie par Armarego et décrite en équation 4-7.

$$f_{i,j} = k_{e,i} + k_{c,i}h_j \quad (5-11)$$

Avec :

- $i \in \{\vec{v}, \vec{h}\}$ (repère local) ;
- j : segment considéré ;
- k_e : coefficient d'énergie spécifique associé à l'effet « edge » ;
- k_c : coefficient d'énergie spécifique associé à l'effet « cut ».

Enfin, les équations 5-12, 5-13 et 5-14 représentent la détermination des efforts dans le repère pièce, dans le cas de l'étude, après suppression de l'effet de la composante $\vec{\sigma}$.

$$F_X(\theta) = \sum_{j=1}^Z \sum_{i=1}^{Nb_{seg}} (f_{h_i}(\theta_{z,j}) \sin(K_{r_{i,j}}) \cos(\theta_{z,j}) - f_{v_i}(\theta_{z,j}) \sin(\theta_{z,j})) b_i \quad (5-12)$$

$$F_Y(\theta) = \sum_{j=1}^Z \sum_{i=1}^{Nb_{seg}} (f_{h_i}(\theta_{z,j}) \sin(K_{r_{i,j}}) \sin(\theta_{z,j}) + f_{v_i}(\theta_{z,j}) \cos(\theta_{z,j})) b_i \quad (5-13)$$

$$F_Z(\theta) = \sum_{j=1}^Z \sum_{i=1}^{Nb_{seg}} -f_{h_i}(\theta_{z,j}) \cos(K_{r_{i,j}}) b_i \quad (5-14)$$

Avec :

- i : segment considéré ;
- j : dent considérée ;
- z : altitude considérée ;
- θ : position angulaire considérée ;
- b : largeur de l'arête considérée en prise, ou du segment considéré (cf. Section 1.2.2).

5.1.1. Démarche d'identification du modèle

Plusieurs étapes constituent la démarche de modélisation des efforts de coupe proposée. Dans un premier temps, les efforts de coupe mesurés sont traités par un premier algorithme, dont les grandes lignes sont détaillées en FIGURE 5-3. Ce traitement est essentiel afin de fournir à l'algorithme d'identification un signal moyenné par tour, dénué d'un maximum de mesures parasites, mais aussi de caractériser la variabilité des signaux. Le filtrage des signaux d'efforts par moyenne mobile centrée consiste, comme son nom l'indique, à moyennner la valeur d'un effort à une position angulaire donnée, par une étendue symétrique des efforts adjacents (cf. équation 5-

15). La valeur de l'étendue angulaire, n , équivaut au nombre de points mesurés sur la période du bruit à filtrer. Cette technique de filtrage permet de fortement limiter le retard temporel du signal filtré.

$$F_{\theta_{mm}} = \frac{1}{n} \sum_{k=i-\frac{n-1}{2}}^{i+\frac{n-1}{2}} F_k \quad (5-15)$$

Avec :

- F_0 : Effort à la position angulaire considérée ;
- n : nombre de points définissant la période du bruit à filtrer (toujours impair car il inclut la position angulaire considérée).

Une superposition des efforts en fonction de la position angulaire est ensuite réalisée. Les efforts mesurés pour chaque position angulaire sont moyennés par tour et leurs étendues sont représentées. L'étape de traitement propose aussi d'extraire les efforts suivant une liste de valeurs angulaires définie. La réduction des données ainsi réalisée, a un objectif double. Tout d'abord, elle permet de réduire le temps nécessaire à l'identification des coefficients de la loi de coupe. La liste renseignée permet aussi de ne pas tenir compte des positions angulaires pour lesquelles aucune dent n'est en prise. Si tel était le cas, l'identification serait faussée par l'impossibilité de trouver une solution à une équation imposant qu'un effort nul (modélisé) soit égal à un effort mesuré non nul (bruit). Les graphiques modifiés après chaque étape du traitement pour un essai sont détaillés en FIGURE 5-4.

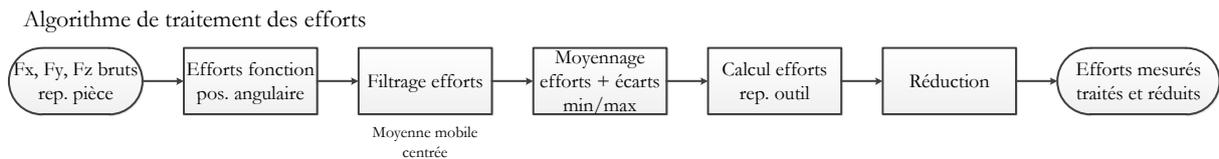


FIGURE 5-3. Etapes de l'algorithme de traitement des efforts.

Suite au traitement des efforts de coupe, un algorithme de simulation des efforts avec des coefficients quelconques est utilisé afin de générer les équations à partir des données d'efforts réduites (voir FIGURE 5-5a et b). Ces équations, ainsi que les efforts traités, sont ensuite utilisés par l'algorithme d'identification inverse (FIGURE 5-5c), dont le principe est de déterminer les coefficients de la loi de coupe locale en minimisant la somme des écarts relatifs au carré entre les efforts simulés à partir de coefficients quelconques et les efforts mesurés traités.

5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage

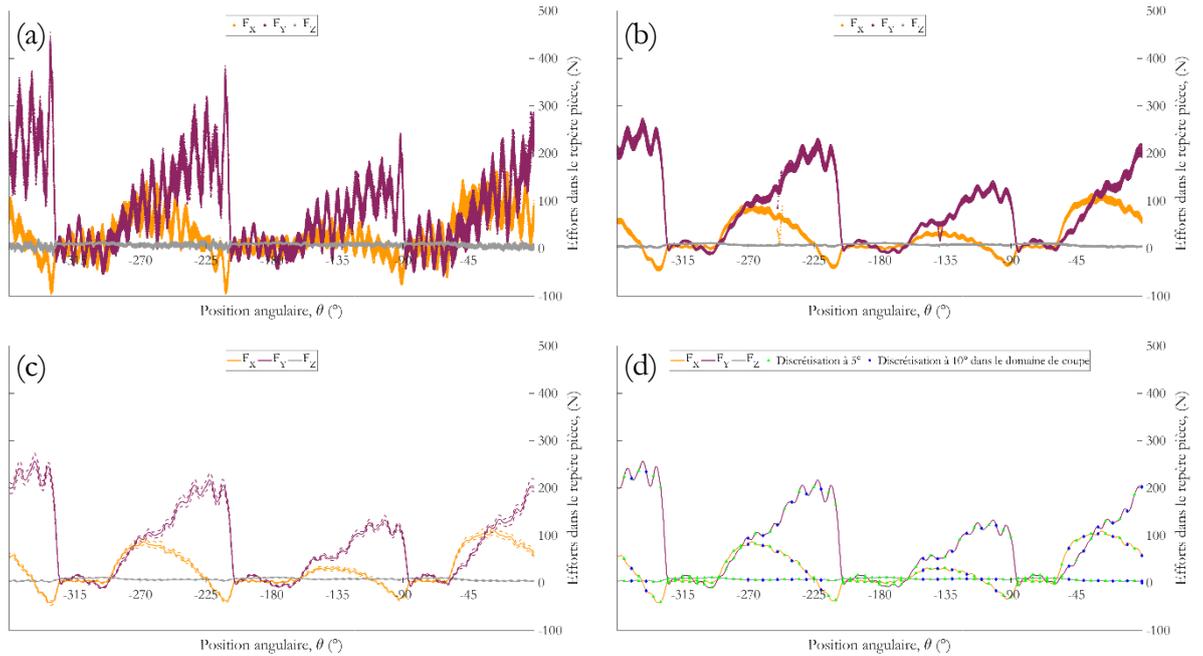
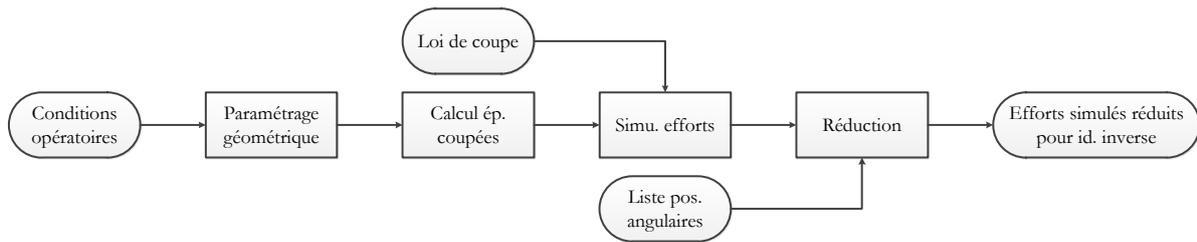


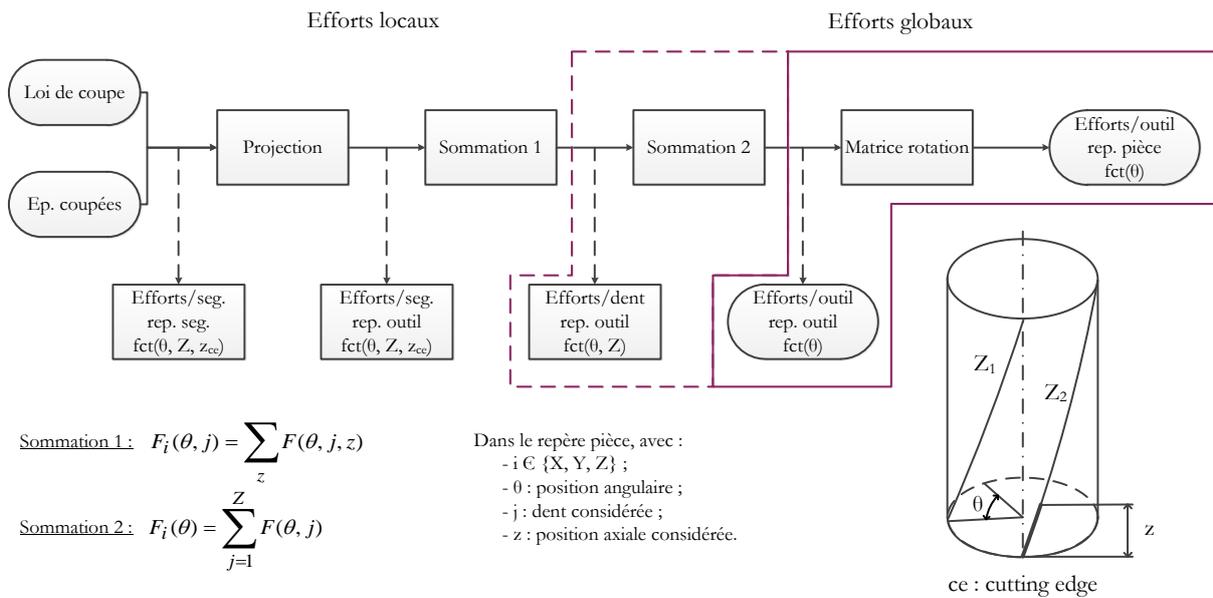
FIGURE 5-4. Signaux d'efforts obtenus après chaque étape de l'algorithme de traitement : (a) Recalés angulairement, (b) Filtrés, (c) Moyennés, (d) Discrétisés tous les 5° et 10° dans le domaine de coupe.

Une fois les coefficients identifiés, l'algorithme de simulation est relancé avec ces derniers, afin de simuler les efforts de coupe pour le couple arête - matière étudié. Finalement, les efforts simulés et mesurés traités sont disposés sur un même graphique afin de pouvoir les comparer et valider ou non les coefficients. Cette dernière étape peut inclure des essais n'ayant pas servi à l'identification afin de vérifier la robustesse du modèle.

(a) Algorithme de simulation des efforts



(b) Algorithme de passage efforts locaux/efforts globaux



(c) Algorithme d'identification inverse



FIGURE 5-5. Etapes des algorithmes de simulation des efforts (a), de détermination des efforts globaux (b) et d'identification inverse (c).

5.1.2. Dispositif expérimental

Configuration des essais

Le dispositif expérimental, détaillé en FIGURE 5-6, est simplement composé d'une platine dynamométrique Kistler 9255 sur laquelle est fixée une éprouvette. Après avoir dégauchi chaque élément, une opération de contournage de l'éprouvette est réalisée avant le début des essais afin d'assurer un parallélisme optimal entre les surfaces de sortie de l'éprouvette et les axes de la machine. L'outil utilisé est une fraise à plaquettes tangentielles, de diamètre $\varnothing = 80$ mm, dotée de 9 logements. Les inserts PCD, brasés sur des corps de plaquette en carbure, possèdent un angle de

5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage

coupe radial $\gamma_f = -2^\circ$ et un angle d'hélice nul. La position angulaire de l'outil durant les essais est mesurée à partir du codeur de broche à une fréquence de 100 kHz, afin d'assurer l'acquisition d'au moins le tiers des 2048 valeurs de position sur un tour, correspondant à une résolution angulaire régulière d'environ $0,53^\circ$ (voir les valeurs de fréquences d'impulsion en fonction de la vitesse de coupe en Table 5-1). L'algorithme de traitement des efforts de coupe nécessite des mesures provenant d'une configuration en avalant, avec une avance suivant l'axe X-.

Table 5-1. Résolutions angulaires obtenues pour les différentes vitesses de coupe programmées.

V_c (m.min ⁻¹)	$f_{\text{rotation fraise}}$ (Hz)	$f_{\text{impulsions codeur}}$ (kHz)	Résolution angulaire (°)
500	33,2	67,9	0,18
1000	66,3	135,8	0,35
2000	132,6	271,6	0,53

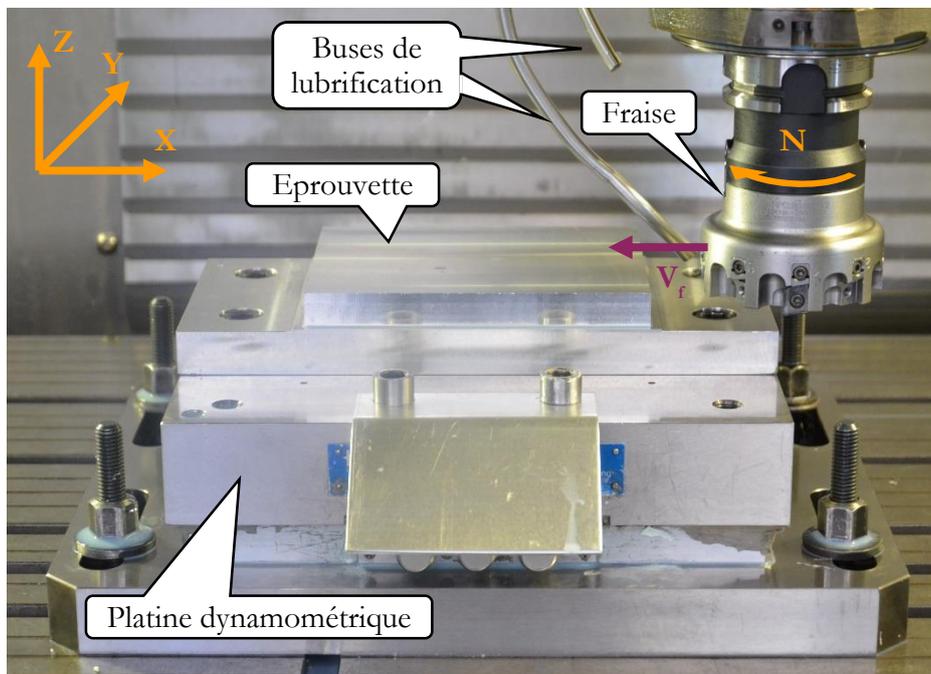


FIGURE 5-6. Dispositif expérimental dédié aux essais de fraisage pour la modélisation des efforts de coupe.

Mesure du faux-rond

L'épaisseur coupée par chaque dent peut varier fortement en fonction de l'excentricité de la fraise, appelée faux-rond radial. Le modèle d'efforts de coupe permet de renseigner le faux-rond radial moyen de chaque dent par rapport à une dent de référence, afin d'intégrer l'erreur de faux-rond radial dans le calcul de l'épaisseur coupée. Une méthode de mesure de faux-rond radial par triangulation laser a été développée par [Prat 2014] pour une mesure sur des fraises à plaquettes carbure. Cependant, après avoir testé cette méthode, il semble que la triangulation laser ne fonctionne pas correctement sur les inserts en PCD. Deux solutions sont alors évoquées, métalliser les inserts ou effectuer la mesure manuellement au comparateur. Le dispositif testé pour la

métallisation des inserts étant peu fiable, la solution de métallisation n'est pas retenue. La mesure manuelle avec un comparateur au micron pourvu d'une touche bombée est donc adoptée, comme détaillé en FIGURE 5-7. Le faux-rond radial de chaque dent est mesuré à trois altitudes puis moyenné.

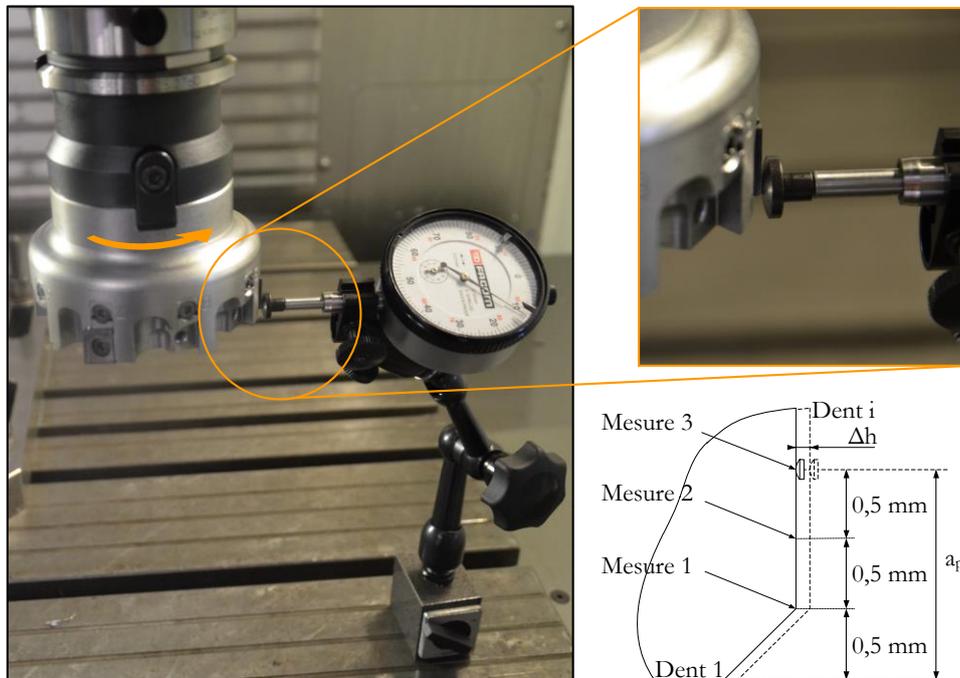


FIGURE 5-7. Mesure du faux-rond radial de la fraise.

Le graphique présenté en FIGURE 5-8 correspond aux mesures réalisées avant au début de deux campagnes différentes, sans démontage des plaquettes entre ces deux campagnes. De par leur proximité étroite avec les valeurs de faux-rond radial mesurées avant essai. Les résultats montrent un faux-rond radial considérablement élevé, pouvant atteindre jusqu'aux alentours de 50 μm , soit plus de 15% de l'avance à la dent maximale testée et 30% de l'avance minimale.

La différence de hauteur entre les dents influe quant à elle sur la profondeur de passe réelle de chaque dent. Cette variation de hauteur, appelée faux-rond axial, est mesurée lors d'une première campagne, bien qu'elle ne soit pas prise en compte dans le modèle. En effet cette variation est faible (3% au maximum) en proportion comparée à l'ordre de grandeur des profondeurs de passe testées.

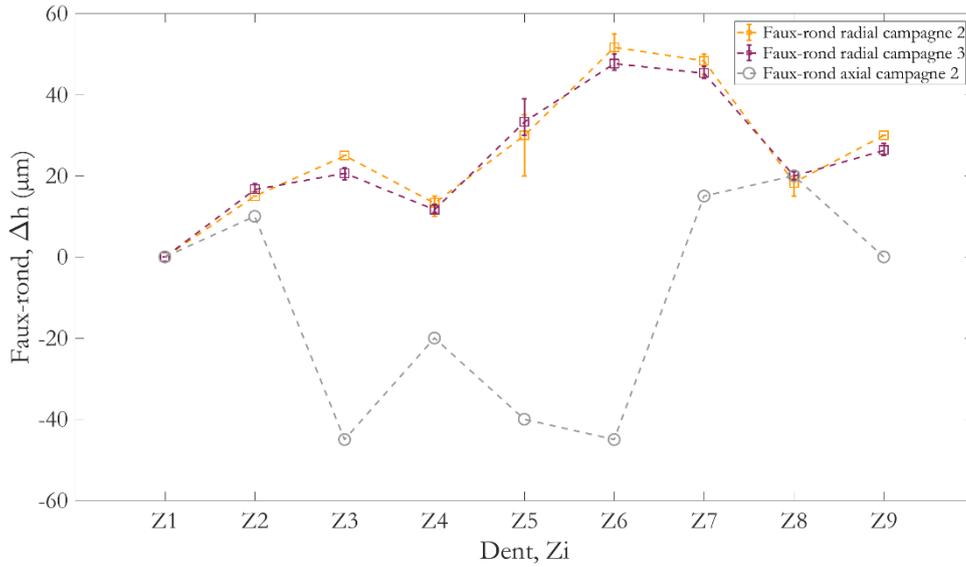


FIGURE 5-8. Différents faux-ronds mesurés.

5.1.3. Plans d'expérience et résultats

Afin de modéliser correctement les efforts de coupe, il est nécessaire de parfaitement connaître la position angulaire d'une arête de référence. Initialement, la mesure par triangulation laser permettait de mesurer l'écart angulaire entre la dent 1 d'une fraise et la position zéro du repère codeur. La mesure manuelle ne permet bien évidemment pas de mesurer cet écart angulaire. Afin de recalibrer manuellement la position angulaire des dents par rapport aux mesures codeur, il est décidé de réaliser certains essais sans continuité de coupe, notion qui traduit la proportion de dents en prise simultanément, afin de pouvoir visualiser la position angulaire des fronts d'efforts au moment de l'entrée en matière d'une dent. Un essai avec peu de continuité de coupe permet donc d'identifier la position angulaire à laquelle la dent de référence rentre en matière, comme le montrent les deux premières configurations visibles en FIGURE 5-9.

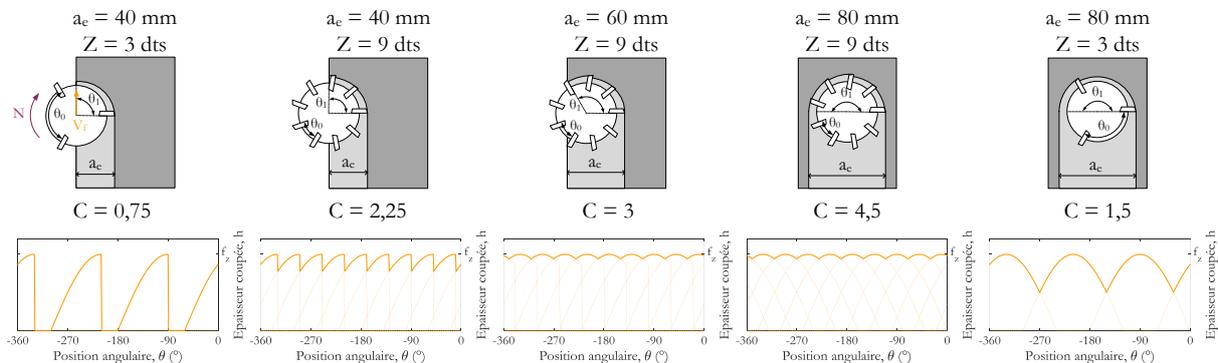


FIGURE 5-9. Différentes conditions opératoires testées lors des campagnes d'essais et leurs continuités de coupe correspondantes.

Un premier écart angulaire référentiel codeur/dent de référence est renseigné dans le programme de traitement qui est ensuite lancé. La comparaison entre une simulation de l'essai (avec

5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage

des coefficients quelconques mais cohérents) et les efforts mesurés permet de vérifier le calage, par superposition des signaux. Le recalage angulaire est alors facilement déterminable à l'écart angulaire entre deux points mesurés près. La FIGURE 5-11 représente la comparaison entre les signaux d'efforts mesurés et simulés, après recalage angulaire. Les pics d'efforts représentent l'entrée des dents en matière (ici 3 dents).

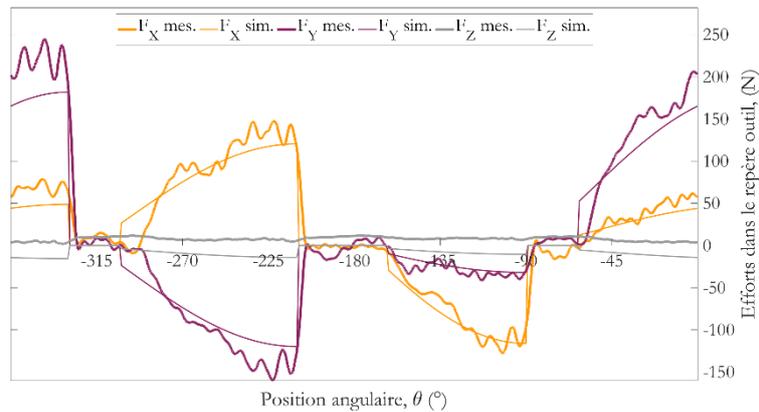


FIGURE 5-10. Comparaison des signaux d'efforts simulés et mesurés, après recalage angulaire. ($V_c = m.min^{-1}$; $f_z = 0,15 mm.tr^{-1}.dt^{-1}$; $a_e = 40 mm$; $a_p = 1,5 mm$; $Z = 3$).

Trois campagnes distinctes sont réalisées dans le cadre de la modélisation des efforts de coupe. La première campagne a pour objectif d'identifier les coefficients de la loi de coupe dans les conditions les plus fidèles possibles au contexte industriel en termes de vitesses de coupe et d'avance à la dent. Les conditions de coupe utilisées sont présentées en Table 5-2.

Table 5-2. Conditions opératoires pour la première campagne d'essais concernant les efforts de coupe.

Essai	V_c (m.min ⁻¹)	f_z (mm.tr ⁻¹ .dt ⁻¹)	a_e (mm)	a_p (mm)	Z
FR_EDC_1_1	1000	0,15	40	1,5	9
FR_EDC_1_2	1000	0,15	60	1,5	9
FR_EDC_1_3	1000	0,30	40	1,5	9
FR_EDC_1_4	1000	0,30	60	1,5	9
FR_EDC_1_5	2000	0,15	40	1,5	9
FR_EDC_1_6	2000	0,15	60	1,5	9
FR_EDC_1_7	1000	0,15	40	1,5	3

La géométrie d'outil (inclinaison d'arête nulle) et la vitesse de coupe appliquée sont cependant favorables à l'entrée en résonance du système usinant, même dans le cas le plus favorable à la stabilisation dynamique des efforts. Comme le montre la FIGURE 5-11, les signaux d'efforts acquis sont inexploitable. La fréquence de résonance de la platine étant du même ordre de grandeur que la fréquence de passage des dents, l'application du filtrage par moyenne centrée ne changerait rien quant à la qualité du signal.

5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage

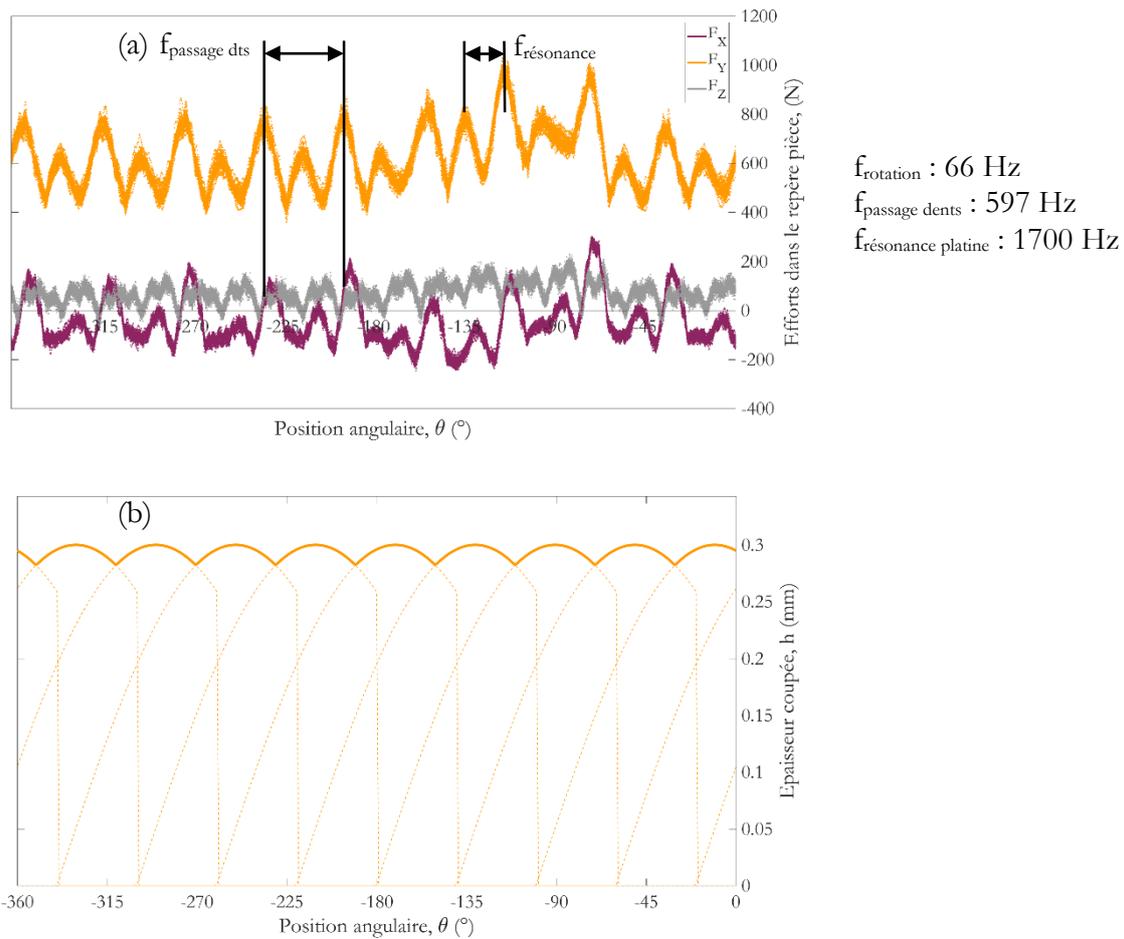


FIGURE 5-11. Exemple de signaux d'efforts obtenus lors d'essais à vitesses de coupe trop élevées (a) et épaisseurs coupées théoriques (sans faux rond) correspondantes (b). ($V_c = 1000 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,3 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$; $a_c = 60 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 9$).

Afin de palier à ce phénomène, il est décidé d'effectuer une campagne d'identification de la vitesse de coupe la plus élevée exploitable sous différentes conditions d'engagement radial. Ainsi, 3 vitesses de coupe sont testées (500 m.min^{-1} , 300 m.min^{-1} et 100 m.min^{-1}). L'impact de la réduction de la vitesse de coupe sur l'intensité des efforts est connu comme minimale dans le cas du couple outil-matière PCD/Alliage d'aluminium, en effet l'énergie spécifique de coupe varie peu en fonction de ce paramètre. Cette affirmation est vérifiée par la comparaison de trois essais à vitesses de coupe différentes proposée en FIGURE 5-12.

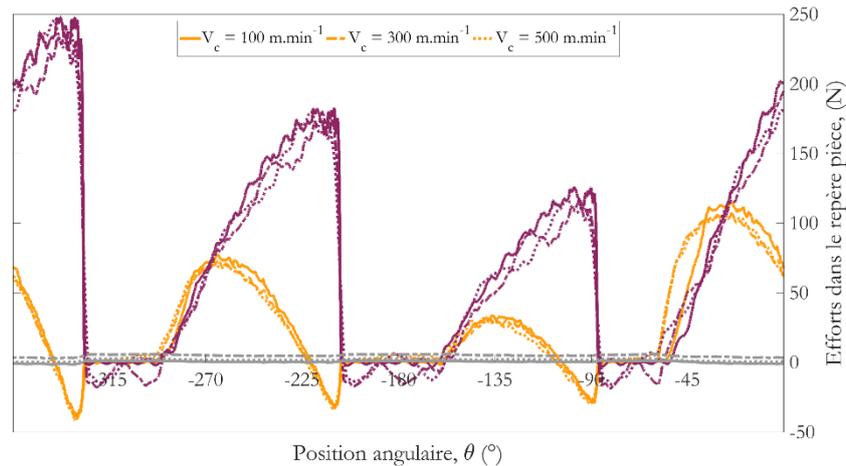


FIGURE 5-12. Efforts mesurés à trois vitesses de coupe différentes. ($f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$; $a_e = 40 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$).

Après analyse, il en résulte que l'application d'une vitesse de coupe de 500 m.min^{-1} permet de suffisamment réduire l'oscillation des signaux, notamment en configuration de rainurage (i.e. bonne continuité de coupe). Cette vitesse de coupe est alors utilisée pour l'identification finale des coefficients régissant la loi de coupe. Trois essais sont réalisés et listés en Table 5-3. Les deux essais de rainurage ($a_e = 80 \text{ mm}$) servent ensuite de données d'entrée pour l'identification des coefficients. Le troisième essai, moins stable, est quant à lui utilisé uniquement pour vérifier la validité du modèle a posteriori. Après détermination de la période angulaire des oscillations, le filtrage par moyenne mobile centrée est fixé à 61 points, correspondant à un filtrage passe bas avec une fréquence de coupure de 1113 Hz.

Table 5-3. Conditions opératoires pour la seconde campagne d'essais concernant les efforts de coupe.

Essai	$V_c \text{ (m.min}^{-1}\text{)}$	$f_z \text{ (mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}\text{)}$	$a_e \text{ (mm)}$	$a_p \text{ (mm)}$	Z	C
FR_EDC_3_1	500	0,15	40	1,5	3	0,75
FR_EDC_3_2	500	0,15	80	1,5	3	1,5
FR_EDC_3_3	500	0,3	80	1,5	3	1,5

La FIGURE 5-13 représente la comparaison entre un essai utilisé pour l'identification et la simulation correspondante avec les coefficients identifiés, ainsi que les erreurs absolues calculées pour chaque degré de la position angulaire de la fraise. La comparaison dénote la capacité du modèle à prédire les efforts de coupe suivant les composantes F_x et F_y . Cependant, comme souligné par [Dorlin 2016], l'incertitude de mesure du faux rond semble avoir un impact sur l'erreur globale du modèle, du fait de la modification de la plage angulaire de travail d'une dent. En effet, l'écart entre les signaux mesurés et simulés est maximal lorsque les dents 4 et 7, sont en prise. Au-delà de l'écart direct entre l'effort maximal mesuré/simulé fournit par la dent, un décalage angulaire est aussi notable entre les signaux, provenant de l'écart de proportion angulaire des dents en prise.

5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage

Par conséquent, une meilleure détermination ou une réduction considérable du faux-rond radial est nécessaire pour réduire l'erreur absolue entre les signaux. Il est par contre à noter que la modélisation des efforts suivant la composante F_z ne correspond pas aux efforts mesurés. Tout d'abord, les efforts mesurés étant quasiment nuls, il est normal que les erreurs, même absolues, soient maximales. Ensuite, l'écart moyen entre les efforts axiaux mesurés et modélisés dans le cas du fraisage épaulé a été identifié par [Dorlin 2016] comme provenant du talonnage des arêtes frontales sur la surface usinée, phénomène non pris en compte de la modèle.

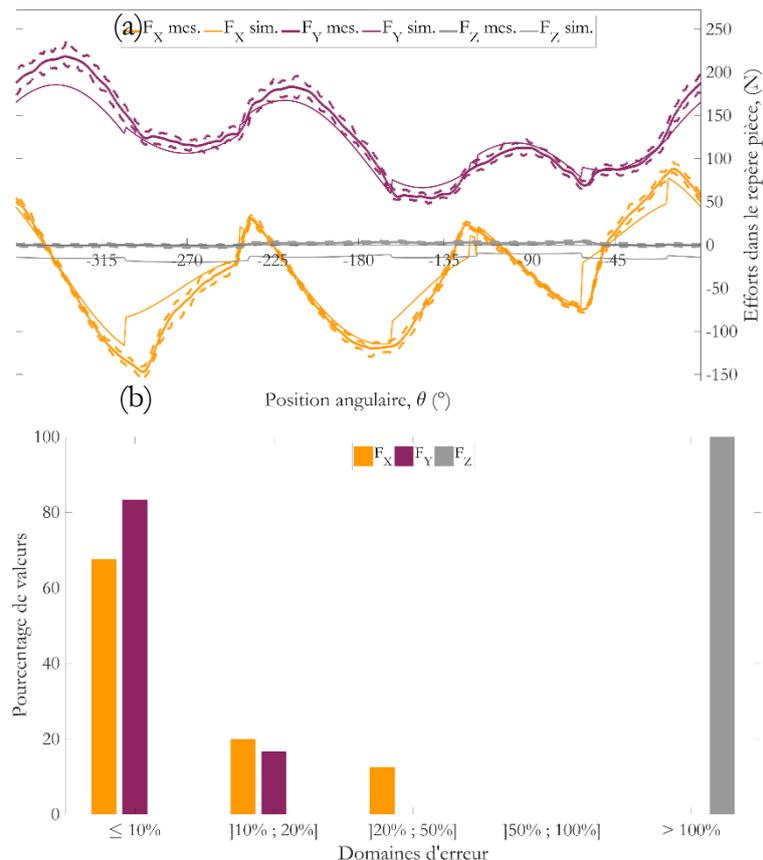


FIGURE 5-13. Comparaison entre efforts modélisés et mesurés dans le cas d'un essai utilisé pour l'identification (a) et distribution des erreurs absolues (b). ($V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dt}^{-1}$; $a_e = 80 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$).

Comme indiqué plus tôt, le modèle est confronté aux efforts mesurés pour un essai sans continuité de coupe, non utilisé pour l'identification des coefficients (cf. FIGURE 5-14). Il est évident que le calcul d'erreur est impacté par l'écart entre les signaux mesurés et modélisés lorsqu'aucune dent n'est en prise. De plus, des effets inertiels au moment de la fin de coupe d'une dent sont visibles, engendrant un décalage angulaire entre les signaux. Néanmoins, les erreurs sont du même ordre de grandeur que pour l'essai précédent, le modèle semble donc robuste. Les comparaisons de la totalité des essais réalisés lors de la seconde et de la troisième campagne sont disponibles en Annexe E.

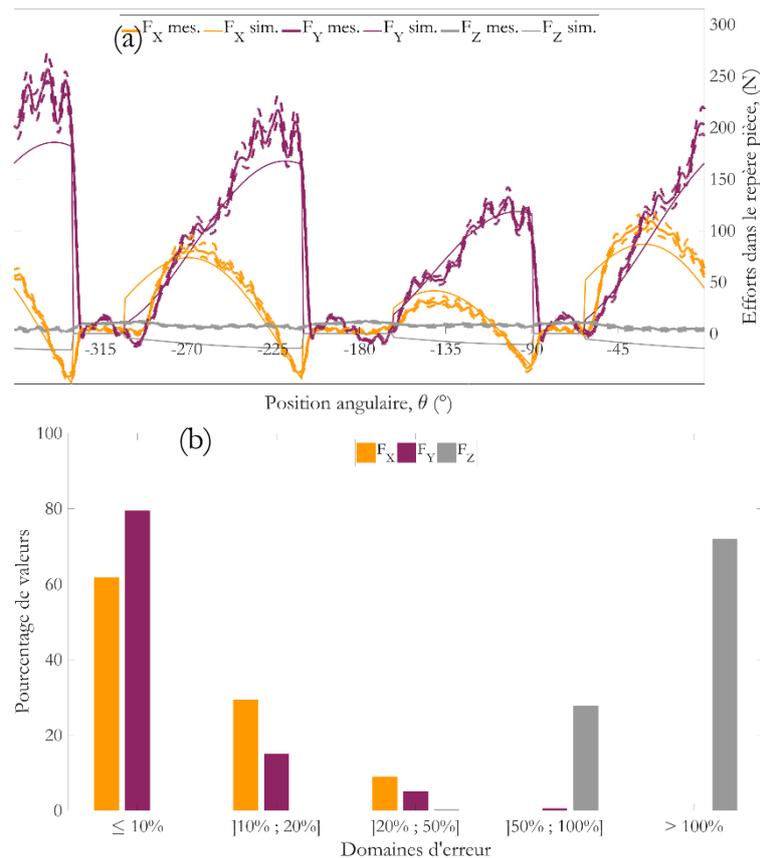


FIGURE 5-14. Comparaison entre efforts modélisés et mesurés dans le cas d'un essai n'ayant pas servi à l'identification (a) et distribution des erreurs absolues (b). ($V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dt}^{-1}$; $a_e = 40 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$).

En conclusion, la modélisation des efforts de coupe dans le cas du fraisage à grande vitesse à l'outil PCD, qui plus est à faible inclinaison d'arête, n'est pas dénuée de toute difficulté. Une adaptation d'un modèle éprouvé lors d'essais réalisés à faible dynamique sur la quantification du faux rond, le choix des conditions opératoires ainsi que les paramètres de filtrage. Les coefficients identifiés semblent permettre l'établissement d'une simulation correcte pour les composantes F_x et F_y . La modélisation de la composante F_z , quant à elle, reste perfectible. Une prise en compte du talonnage des dents sur la surface usinée pourrait contribuer à cette amélioration.

5.2. Etude de la formation des bavures

5.2.1. Démarche expérimentale

La démarche de modélisation des efforts de coupe présentée en section 5.1 nécessite une configuration de fraisage en avalant. Or, afin d'étudier la formation des bavures de sortie générées en fraisage, les essais doivent être réalisés en opposition. Les campagnes d'essais sont donc distinctes. La FIGURE 5-15 présente les configurations de surfaçage et de mesure des bavures.

La procédure expérimentale est décomposée en deux étapes. Un essai de fraisage est tout d'abord effectué, puis la fraise est enlevée et remplacée par le profilomètre laser, afin de mesurer les bavures produites. Afin de mesurer une longueur importante de l'arête générée, le

déclenchement du laser n'est plus piloté par les fronts du codeur d'axe linéaire, qui fournirait une quantité de données trop volumineuse. Un trigger CN piloté par actions synchrones déclenche les impulsions du laser pour un pas de mesure de 50 μm , sur une étendue de 100 mm. L'angle de sortie d'arête Φ_e (cf. FIGURE 5-15), tel que défini par [Bourlet et al. 2016] et déterminé par l'équation 5-16, paramètre important lorsqu'il s'agit d'étudier la formation des bavures, est aussi représenté. Comme énoncé dans l'état de l'art, certaines études ont eu pour ambition d'étudier l'influence de l'angle de sortie d'arête pour une avance à la dent fixe. Or, comme le montre l'équation 5-17, l'épaisseur coupée de sortie s'exprime en fonction de ces deux paramètres. Afin de découpler les effets de l'épaisseur coupée de sortie (liée à l'intensité des efforts générés en sortie d'outil) et de l'angle de sortie d'arête (lié à la séquence de sortie des arêtes ainsi que l'orientation des efforts) sur la formation des bavures, l'avance à la dent est modifiée de sorte que l'épaisseur coupée de sortie soit gardée constante pour chaque essai.

$$\Phi_e = \arcsin\left(1 - \frac{2a_e}{D}\right) \quad (5-16)$$

$$h_{ex} = f_z \cos(\Phi_e) \quad (5-17)$$

Avec :

- a_e : engagement radial ;
- D : diamètre de l'outil ;
- f_z : avance à la dent.

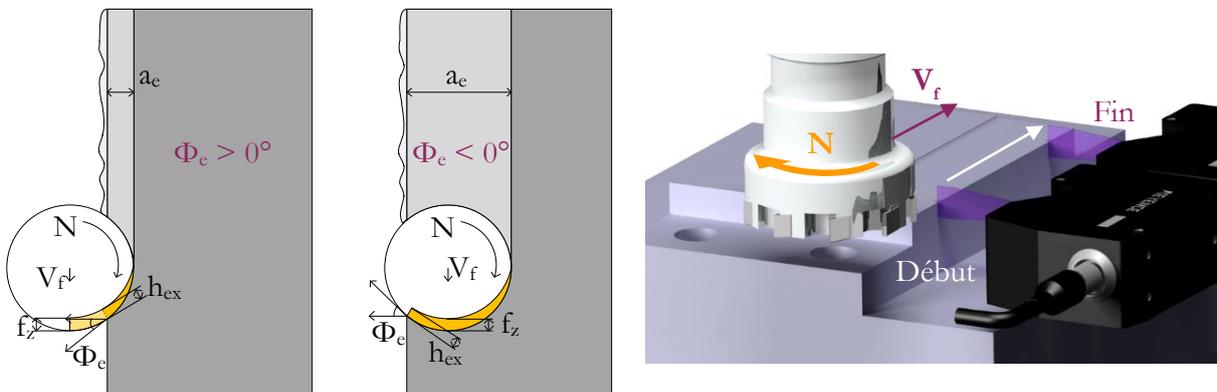


FIGURE 5-15. Configurations de surfacage pour l'étude de la formation des bavures et représentation de l'angle de sortie d'arête défini par [Bourlet et al. 2016] (a) et configuration de mesure des bavures au laser après fraisage (b).

5.2.2. Influence des différentes conditions opératoires sur les bavures

Cette section présente les résultats obtenus à partir de différentes campagnes d'essais. Le but de la section est de dégager des tendances quant à la morphologie des bavures générées en fonction de différents paramètres opératoires, dans le cas particulier de l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu.

Profondeur de passe et vitesse de coupe

Afin d'étudier l'influence de la profondeur de passe axiale et de la vitesse de coupe sur la formation des bavures, les conditions de coupe standard préconisées en surfacage d'ébauche et de finition par l'entreprise sont utilisées. La FIGURE 5-16a représente l'évolution de la hauteur des bavures en fonction des conditions de coupe citées, pour un angle de sortie d'arête nul. Le graphique soulève une légère réduction de la hauteur de bavures sans chanfrein, cependant la tendance n'est pas assez significative pour être interprétée comme une influence certaine. Au sujet de la profondeur de passe axiale, une légère augmentation de la hauteur des deux morphologies de bavures est à noter, ce qui rejoint les observations réalisées par [Bourlet et al. 2016]. De plus, la proportion de bavures avec chanfrein, représentée en FIGURE 5-16b, augmente sensiblement (entre 10% et 30%). L'augmentation des efforts, liée à une section coupée plus importante peut expliquer cette sensibilité.

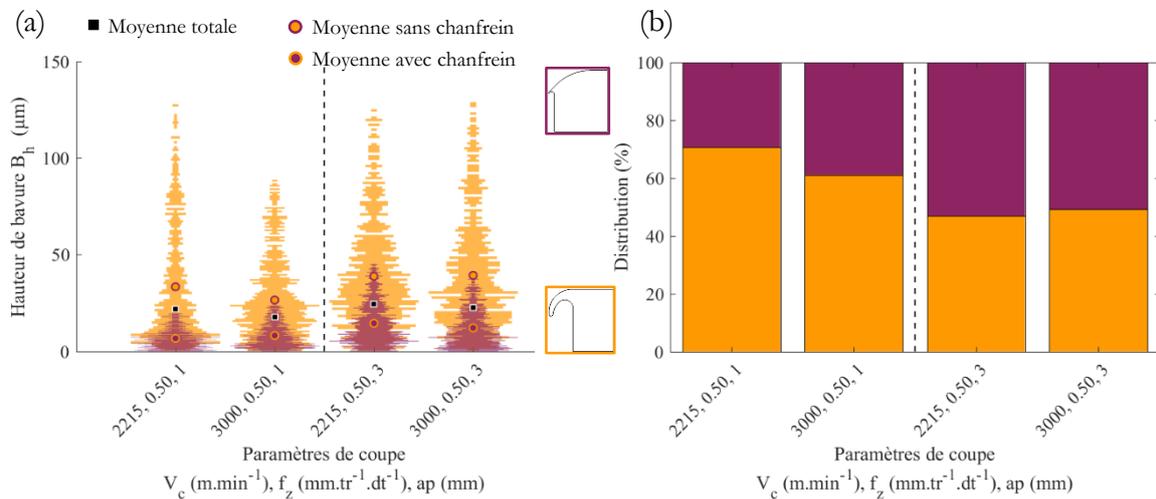


FIGURE 5-16. Influence de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe axiale : distribution de la hauteur de bavures (a) et proportion de bavures avec et sans chanfrein (b). ($\Phi_e = 0^\circ$; $a_e = D/2$).

Angle de sortie d'arête

L'angle de sortie d'arête est un des paramètres majeurs contrôlant la morphologie et la hauteur des bavures. Ce paramètre est lié avec la séquence de sortie des arêtes ainsi que l'orientation de l'effort de coupe et son intensité. Les différentes morphologies des bavures générées en fonction de trois angles de sortie d'arête sont présentées en FIGURE 5-17.

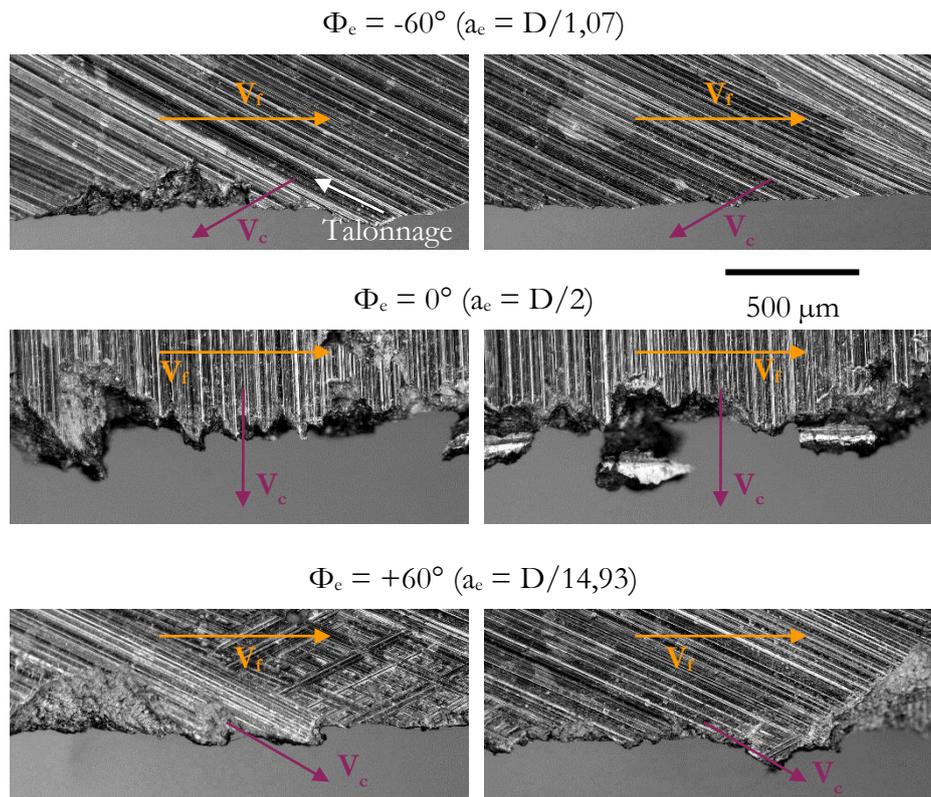


FIGURE 5-17. Morphologies de bavures obtenues en fonction de l'angle de sortie d'arête, pour une épaisseur coupée de sortie constante ($V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $b_{ox} = 0,5 \text{ mm}$; $a_p = 2 \text{ mm}$).

D'après les images obtenues au microscope, un angle de sortie d'arête nul produit d'avantage de bavures avec chanfrein. Quelques bavures intermédiaires sont aussi remarquées. Ces constatations peuvent encore une fois être expliquées par l'augmentation de la section coupée lors de la sortie des dents. La distribution des bavures avec et sans chanfrein, visible en FIGURE 5-18a est en accord avec les images analysées. L'évolution des proportions est quasiment symétrique autour de $\Phi_e = 0^\circ$, cependant un angle de sortie positif paraît encore plus propice à la formation de bavures sans chanfrein. Cette légère différence entre les angles de sorties positifs et négatifs pourrait s'expliquer par l'orientation de la face de coupe au moment de la sortie de la dent. En effet, les plaquettes utilisées sont dotées d'un angle de coupe γ_f de -2° . L'arête frontale est donc en déphasage de 2° par rapport à l'angle de sortie. Autrement dit, pour un angle de sortie de -2° , l'arête frontale sortante est parallèle à la surface de sortie de la pièce. Un déphasage est alors engendré dans les mécanismes de sortie des arêtes. Cependant, l'écart entre l'angle de coupe et l'angle de sortie est très faible, c'est pourquoi cette interprétation est à mettre au conditionnel. Les mêmes observations sont permises concernant l'évolution de la hauteur des bavures présentée en FIGURE 5-18b. Un angle de sortie nul génère des bavures, avec et sans chanfrein, plus hautes (moyenne des hauteurs). L'étendue des valeurs mesurées est aussi plus importante. Ceci peut s'expliquer par l'apparition de bavures intermédiaires.

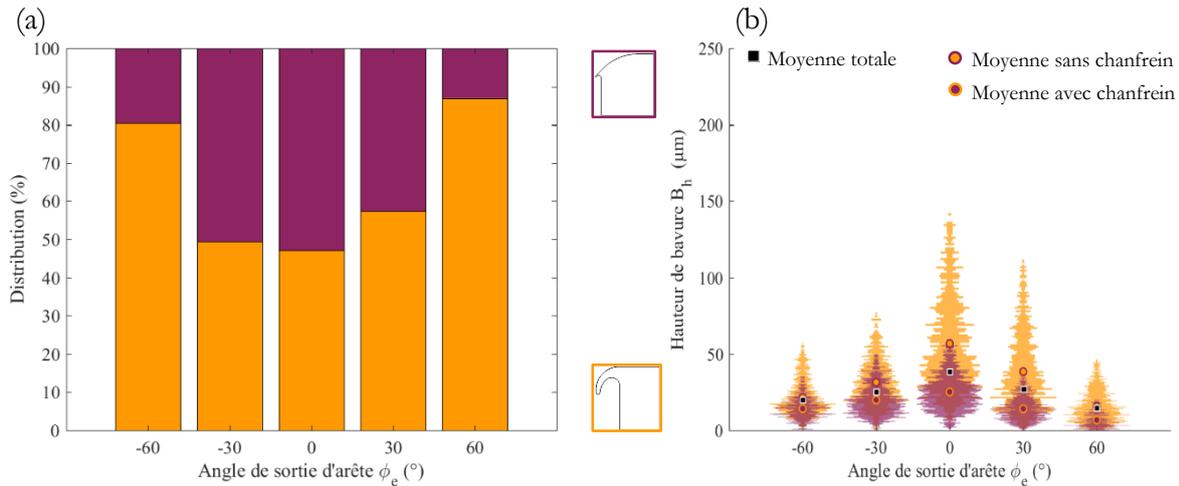


FIGURE 5-18. Influence de l'angle de sortie d'arête : proportion de bavures avec et sans chanfrein (a) et distribution de la hauteur des bavures (b) ($V_c = 3000 \text{ m.mir}^{-1}$; $f_z = 0,6 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$).

Avance à la dent

La dépendance des bavures générées par rapport à l'avance à la dent paraît différente en fonction des angles de sortie. Tout d'abord, pour un angle de sortie nul, la proportion de bavures avec chanfrein, présentée en FIGURE 5-19a, augmente considérablement entre $f_z = 0,17 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$ et $f_z = 0,4 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$, passant de 20% à 50%, avant de se stabiliser. Or, pour un angle de sortie de 30° , présenté en FIGURE 5-20a, l'augmentation intervient entre $f_z = 0,4 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$ et $f_z = 0,6 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$ et dépasse difficilement les 10%. Les différents angles de sorties, présentés en Annexe F, dénotent une faible dépendance à l'avance à la dent. Cette différence de sensibilité, s'explique par la projection de l'épaisseur coupée en fonction de l'angle de sortie d'arête. Plus l'angle de sortie est important en valeur absolue, plus faible est la différence d'épaisseur coupée de sortie pour deux avances à la dent différentes. Ainsi, la variation de la section coupée et des efforts sont plus faibles.

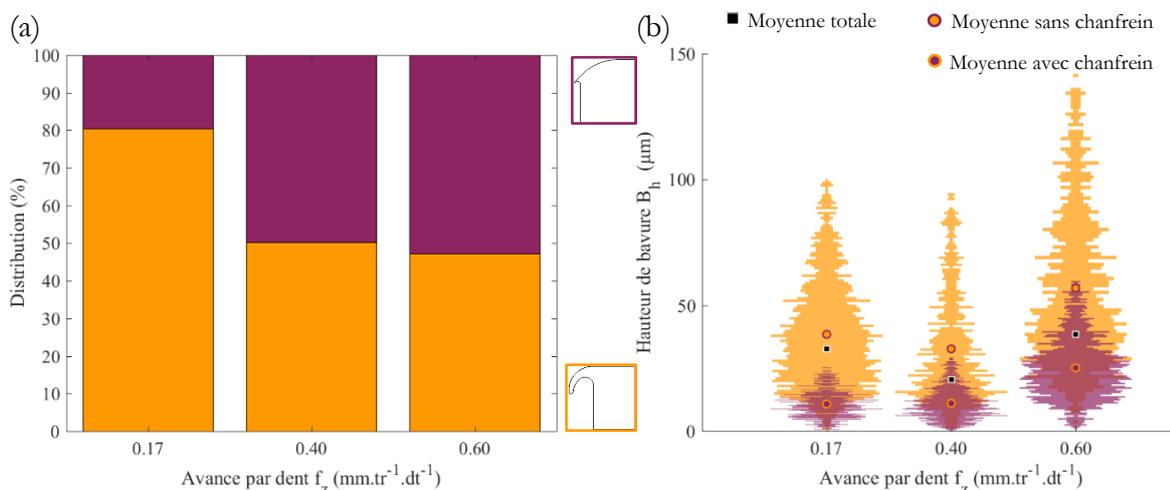


FIGURE 5-19. Influence de l'avance à la dent : proportion de bavures avec et sans chanfrein (a) et distribution de la hauteur des bavures (b). ($V_c = 3000 \text{ m.mir}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $\Phi_e = 0^\circ$).

Concernant l'évolution de la hauteur des bavures, une légère augmentation de la hauteur de bavures avec chanfrein en fonction de l'avance à la dent est notable, indépendamment de l'angle de sortie (voir FIGURE 5-19b et FIGURE 5-20b). L'étendue des valeurs mesurées augmente aussi sensiblement. Les mêmes raisons qu'évoquées pour l'influence de la profondeur de passe axiale ou l'angle de sortie d'arête, mettant en avant l'augmentation des efforts, sont supposées.

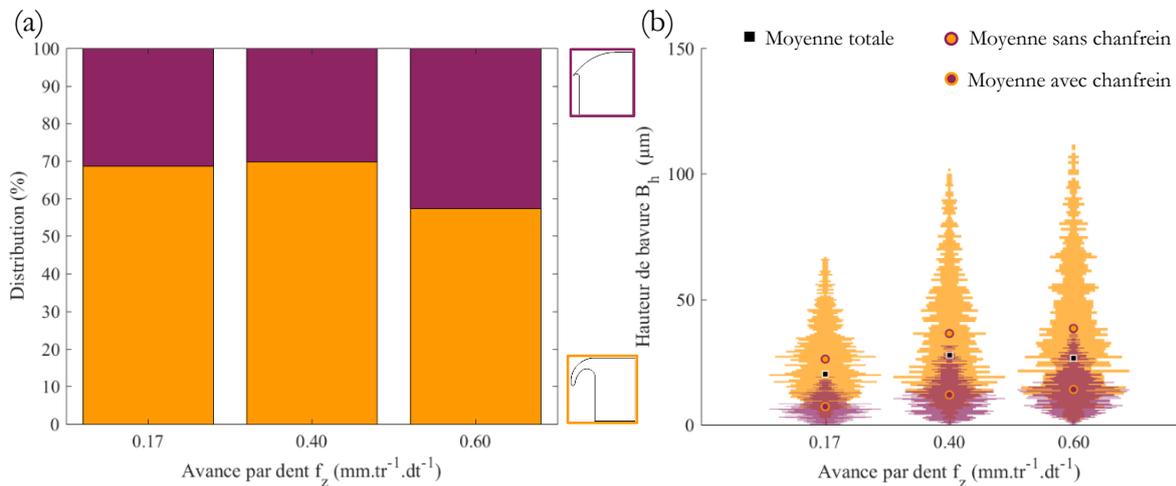


FIGURE 5-20. Influence de l'avance à la dent : proportion de bavures avec et sans chanfrein (a) et distribution de la hauteur des bavures (b). ($V_c = 3000 \text{ m.min}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $\Phi_c = 30^\circ$).

Géométrie de plaquettes

Une nouvelle géométrie de plaquettes, dont l'industriel étudie les performances, est investiguée en termes de génération de bavures. La géométrie générale des plaquettes est identique à celles étudiées jusqu'à présent, cependant les inserts sont orientés afin de produire des inclinaisons radiale et axiale de la plaquette de $+5^\circ$. Une légère diminution du taux de bavures avec chanfrein lors de l'utilisation des nouvelles plaquettes est à noter sur la FIGURE 5-21a. Cette tendance va à l'encontre des observations réalisées en coupe orthogonale, où l'utilisation d'angles de coupe positifs augmente le taux de bavures avec chanfrein. Cependant, la contribution des arêtes sur la formation des bavures est difficile à interpréter sans observation de la coupe lors de la sortie d'une dent en fraisage. Peu de différences entre les hauteurs de bavures générées respectivement par les deux plaquettes testées sont distinguées en FIGURE 5-21b, si ce n'est pour l'avance à la dent de $0,6 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$. Néanmoins, il est difficile de conclure à partir d'une tendance isolée. Finalement, une différence répétable est observable en ce qui concerne la morphologie des chanfreins générés.

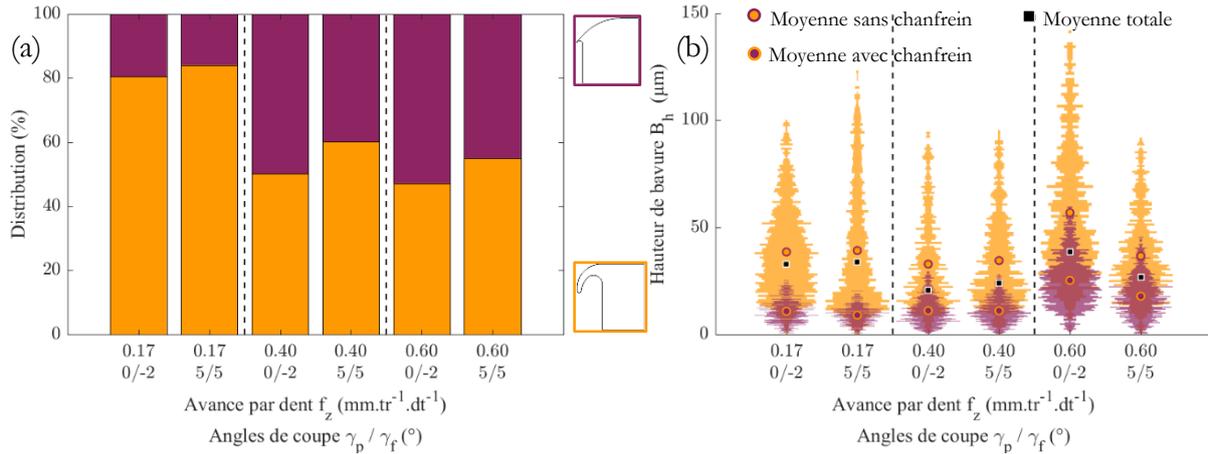


FIGURE 5-21. Influence de la géométrie d'outil : proportion de bavures avec et sans chanfrein (a) et distribution de la hauteur des bavures (b). ($V_c = 3000 \text{ m.min}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $\Phi_e = 0^\circ$).

5.2.3. Identification d'un modèle de hauteur des bavures

Suite aux observations réalisées précédemment ainsi que des demandes de l'entreprise, un modèle phénoménologique sur la hauteur des bavures avec et sans chanfrein, est adapté de [Bourlet et al. 2016]. Ce modèle phénoménologique, détaillé en équation 5-18, appliqué à la formation des bavures en surfacage de l'alliage considéré à l'outil PCD, prend en compte les efforts de coupe modélisés précédemment, ainsi que l'angle de sortie d'arête. L'effort de coupe F_c , englobe les contributions de la profondeur de passe axiale et de l'avance à la dent, paramètres pris en compte dans le modèle initial. Enfin, un découplage de l'influence de l'effort de coupe et de l'angle de sortie d'arête est proposé. L'influence de l'angle d'arête-matière (wedge angle) n'est pas étudiée ici, cependant, d'après les éléments de littérature y faisant référence, ainsi que les observations réalisées sur l'évolution des bavures avec chanfrein passe après passe, il serait nécessaire de le prendre en compte dans l'optique d'améliorer la robustesse du modèle.

$$B_{h_i} = a_i [F_C^{b_i} \cos(\Phi_e)^{c_i}] \quad (5-18)$$

Avec :

- i : avec/sans chanfrein ;
- a, b, c : coefficients à identifier
- F_C : Effort de coupe (déterminé ici à partir de F_x et F_y simulés)

Les tendances concernant les hauteurs de bavures avec et sans chanfrein sont sensiblement identiques, seule l'intensité des valeurs semble différer. Ainsi le modèle décrivant les deux morphologies est similaire mais les coefficients sont identifiés séparément. La comparaison entre les valeurs moyennes mesurée et simulées, ainsi que la représentation des erreurs absolues sont proposées en FIGURE 5-22, pour une liste d'essais disposés en TABLE. L'écart type des valeurs mesurées pour chaque essai est aussi représenté.

5. Modélisation des efforts de coupe et étude de la formation de bavures en fraisage

Table 5-4. Conditions opératoires testées.

Numéro	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
V_c (m/min)	2215								3000														
f_z (mm.tr ⁻¹ .dt ⁻¹)	0,28		0,5		0,17		0,5		0,17					0,4					0,6				
a_p (mm)	1	3	1	3	1	3	1	3	1,5														
Φ_c (°)	0								-60	-30	0	30	60	-60	-30	0	30	60	-60	-30	0	30	60

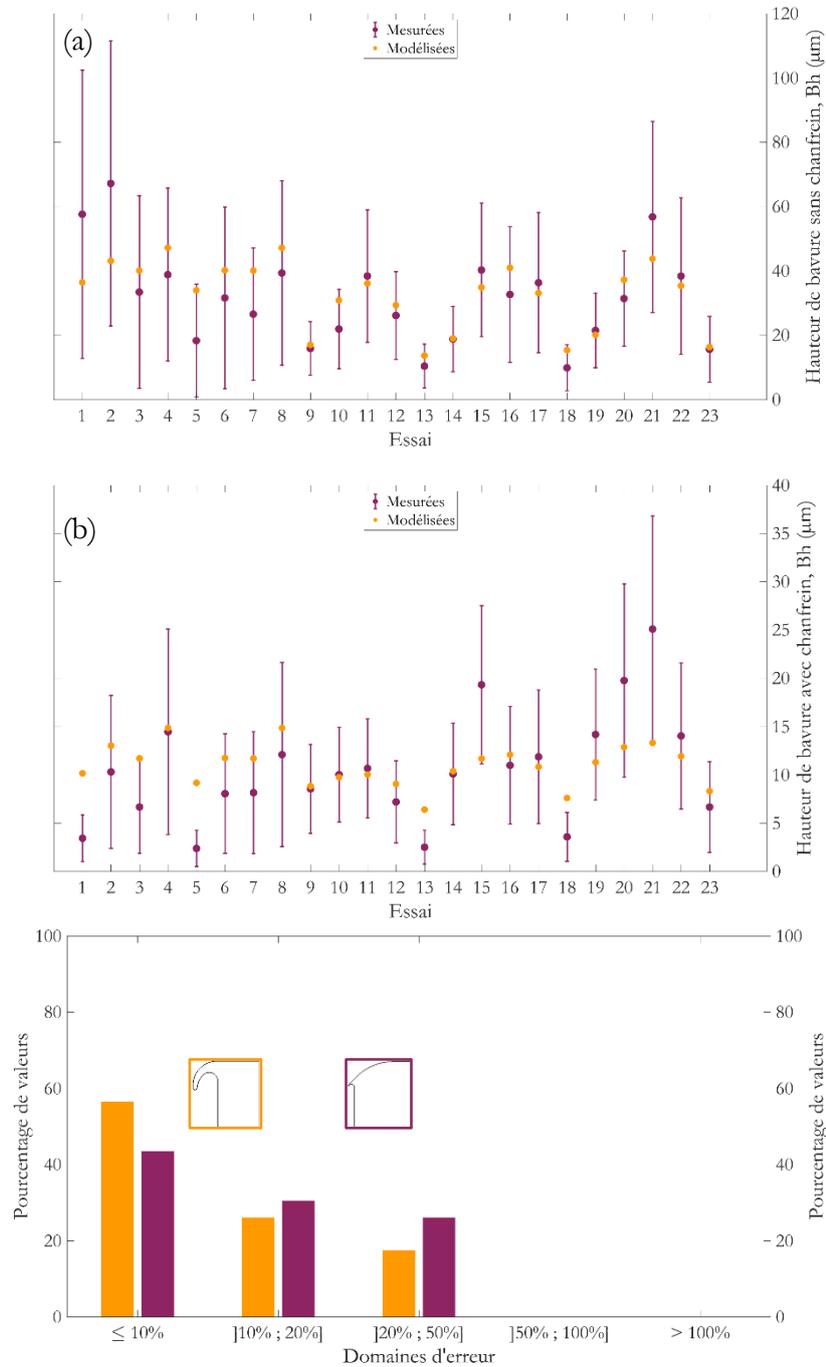


FIGURE 5-22. Comparaison entre les hauteurs de bavure sans (a) et avec (b) chanfrein simulées et mesurées. Distribution de l'erreur absolue du modèle (c).

A la vue des résultats, le modèle est perfectible, cependant, la majorité des valeurs moyennes simulées se trouvent dans l'écart type des valeurs mesurées, de plus l'évolution des valeurs mesurées

et simulée est identique, cependant l'intensité de cette évolution est moindre dans le cas de la simulation, le modèle semble donc manquer de paramètres influents. L'hétérogénéité locale de l'alliage, ainsi que la difficulté que représente la compréhension du phénomène, rendent l'établissement de modèles compliqué. Les essais de répétabilité présentés dans le chapitre 2, le prouvent. De plus, afin de mieux comprendre les mécanismes de formation des bavures en fraisage, il serait intéressant de visualiser la sortie des dents à l'aide d'une caméra rapide, pour plusieurs séquences de sortie d'arête. Ainsi, les contributions de l'arête frontale et de l'arête latérale sur l'arrachement ou la déformation de la matière pourraient être analysées en fonction de ce paramètre, lié à l'angle de sortie d'arête et à l'angle de coupe radial γ_f des dents (ici $\gamma_f = -2^\circ$). Un modèle composé de deux, voire trois, formulations ($\Phi_e + \gamma_f < 0^\circ$; $\Phi_e + \gamma_f = 0^\circ$; $\Phi_e + \gamma_f > 0^\circ$) serait judicieux si la formation des bavures est effectivement différente en fonction de la séquence de sortie. La visualisation de la sortie des dents sur plusieurs tours pourrait aussi permettre d'identifier une influence hypothétique de l'effort axial engendré par l'indentation des dents sur la surface usinée, évoquée dans la section 5.1.3, sur l'augmentation des bavures formées initialement lors de l'enlèvement de matière. Enfin, il serait intéressant d'exprimer l'évolution de la hauteur moyenne des bavures en fonction de l'effort généré uniquement sur la section liée à l'arête de la pièce sur laquelle les bavures sont générées, schématisée en FIGURE 5-23. Cependant le modèle de discrétisation ne permet pas, pour le moment, de prendre en compte la répartition des efforts dans cette zone.

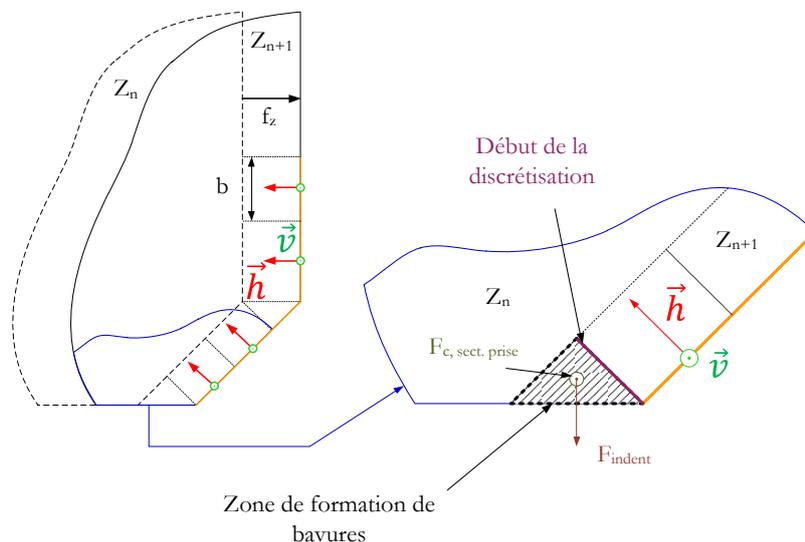


FIGURE 5-23. Schéma de principe portant sur la relation entre les efforts générés durant la sortie de l'outil et la formation des bavures.

Finalement, une réflexion est à avoir sur le paramètre statistique le plus pertinent à modéliser (moyenne, hauteur maximale, hauteur minimale). En effet, les bavures les plus

remarquées sont souvent les bavures les plus grandes, apparaissant à faibles proportions le long d'une arête usinée. Néanmoins, la formation de ce type de bavures est difficile.

5.3. Etude d'une stratégie de modification de la morphologie des bavures

Cette section s'appuie sur les observations réalisées en chapitre 2, concernant l'évolution de la morphologie d'une bavure avec chanfrein passe après passe, ainsi que les travaux de [Saha et Das 2014] sur la minimisation des bavures par des arêtes de sortie avant surfacage. L'idée est de proposer une nouvelle stratégie de minimisation des bavures en favorisant, lors de la dernière passe d'ébauche, la formation de bavures avec chanfrein, plus courtes, plus robustes et plus homogènes, donc moins contraignantes. Une finition peut ensuite être réalisée avec une profondeur de passe inférieure à la profondeur de chanfrein minimale générée, afin de respecter les exigences d'état de surface sans générer de nouvelles bavures.

La démarche expérimentale est identique au sous-chapitre 5.2, en termes de configuration de fraisage. Dans un premier temps, une plaquette grande avance PCD, de type hexagonal et possédant un K_r de 15° et un plat de planage de 0,3 mm, est utilisée. Des plaquettes carbure sont disposées dans les deux autres logements afin d'équilibrer la fraise, leur hauteur est modifiée afin qu'elles n'interfèrent pas avec la matière pendant l'essai. La géométrie de la plaquette d'étude permet une orientation plus verticale de l'épaisseur coupée maximale, générant des efforts axiaux plus importants, notamment sur la section coupée par le plat de planage. Les conditions opératoires de cette première campagne d'essais sont détaillées en Table 5-5. Les valeurs d'avance à la dent sont calculées en fonction de l'épaisseur de copeau maximale générée.

Table 5-5. Conditions opératoires pour la première campagne de formation de bavures avec chanfrein.

Essai	V_c (m.min ⁻¹)	f_z (mm.tr ⁻¹ .dt ⁻¹)	h_{max} (mm)	Φ_e (°)	a_p (mm)	Z
FR_BAV_CH1_1	1000	0,60	0,15	0	1	1
FR_BAV_CH1_2	1000	0,75	0,2	0	1	1
FR_BAV_CH1_3	1000	0,93	0,25	0	1	1
FR_BAV_CH1_4	1000	1,12	0,3	0	1	1

L'avance à la dent étant supérieure au plat de planage, il est évident que certaines portions de la surface usinée ne sont pas coupées lors de la sortie matière de la dent, comme indiqué en FIGURE 5-24. Cependant, la procédure de détermination de la morphologie des bavures à partir des mesures par profilomètre laser ne peut différencier une bavure sans chanfrein d'une arête nette (non coupée ou coupée en entrée matière).

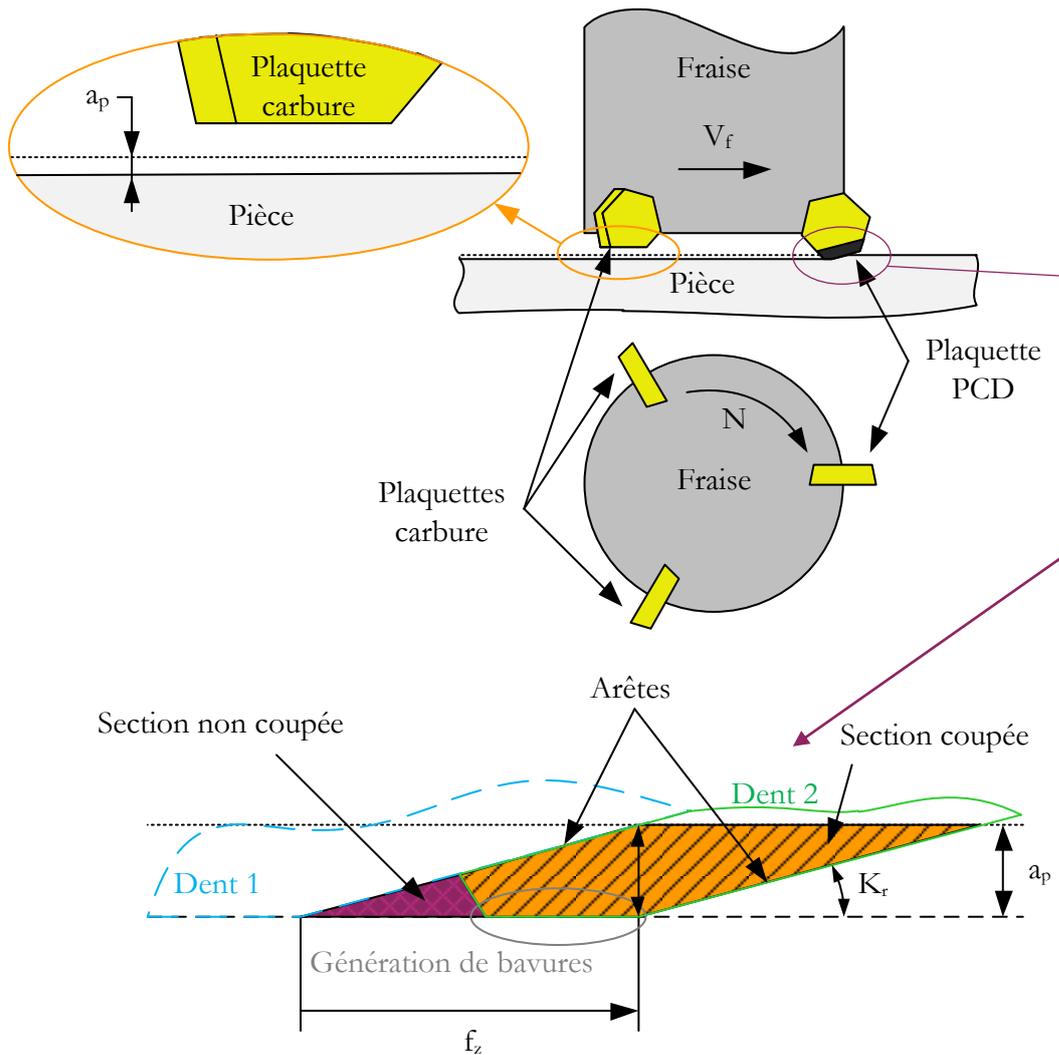


FIGURE 5-24. Schéma représentatif de la section non coupée dans le cas d'une avance à la dent plus importante que le plat de planage.

Les distributions des morphologies de bavures (avec ou sans chanfrein) sont alors présentées en FIGURE 5-25, avec et sans prise en compte de la portion de surface non coupée en sortie de dents. D'après les résultats obtenus, la proportion de bavures avec chanfrein semble effectivement considérablement augmenter en fonction de l'avance à la dent. Une augmentation d'environ 34% des bavures avec chanfrein entre les conditions extrêmes testées est à noter en tenant compte de la proportion de matière enlevée. En termes d'augmentation de la proportion de bavures avec chanfrein, la stratégie semble donc intéressante. La hauteur des bavures est l'élément essentiel à prendre en considération.

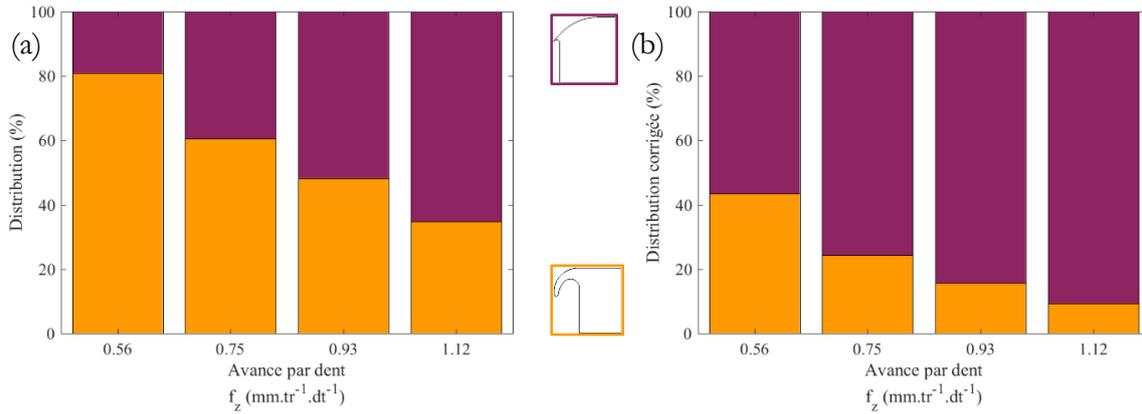


FIGURE 5-25. Proportion de bavures avec et sans chanfrein dans le cas du fraisage à grande avance, avant correction de la proportion d'arête coupée (a) après correction (b). ($V_c = 1000 \text{ m.min}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $\Phi_e = 0^\circ$).

La FIGURE 5-26a montre la distribution des hauteurs de bavures générées. Toute comparaison gardée avec les bavures générées lors des essais avec les plaquettes tangentielles, la hauteur de bavures moyenne, ainsi que l'étendue des hauteurs de bavures générées sont très faibles. De plus, si l'attention est portée sur la proportion de bavures dépassant un seuil de $50 \mu\text{m}$, visible en FIGURE 5-26b, établi par certains constructeurs automobiles, il est clairement établi que les spécifications sont quasiment respectées. Finalement, les profondeurs minimales des chanfreins générés, présentées en FIGURE 5-26c, semblent répétables (environs $60 \mu\text{m}$) et pourraient contenir une passe de finition. Une avance à la dent sélectionnée entre $0,56 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$ et $0,75 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$ semble donner les meilleurs résultats.

Une seconde campagne est réalisée après avoir fait réaffûter l'insert dans l'optique d'obtenir un plat de planage de $0,6 \text{ mm}$ minimum. Après contrôle, le plat de planage n'est pas conforme aux spécifications et est en réalité de $0,55 \text{ mm}$. L'objectif de cette deuxième campagne est de comparer la morphologie des bavures formées pour une avance à la dent « faible » et une avance à la dent relativement élevée. Initialement, un plan d'essai comprenant plusieurs angles de sortie d'arête est prévu. Cependant, après casse du profilomètre laser, uniquement deux essais sont réalisés, comme présenté en Table 5-6.

Table 5-6. Conditions opératoires pour la seconde campagne de formation de bavures avec chanfrein.

Essai	$V_c \text{ (m.min}^{-1}\text{)}$	$f_z \text{ (mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}\text{)}$	$\Phi_e \text{ (}^\circ\text{)}$	$a_p \text{ (mm)}$	Z
FR_BAV_CH2_1	1000	0,17	0	1	1
FR_BAV_CH2_2	1000	0,6	0	1	1

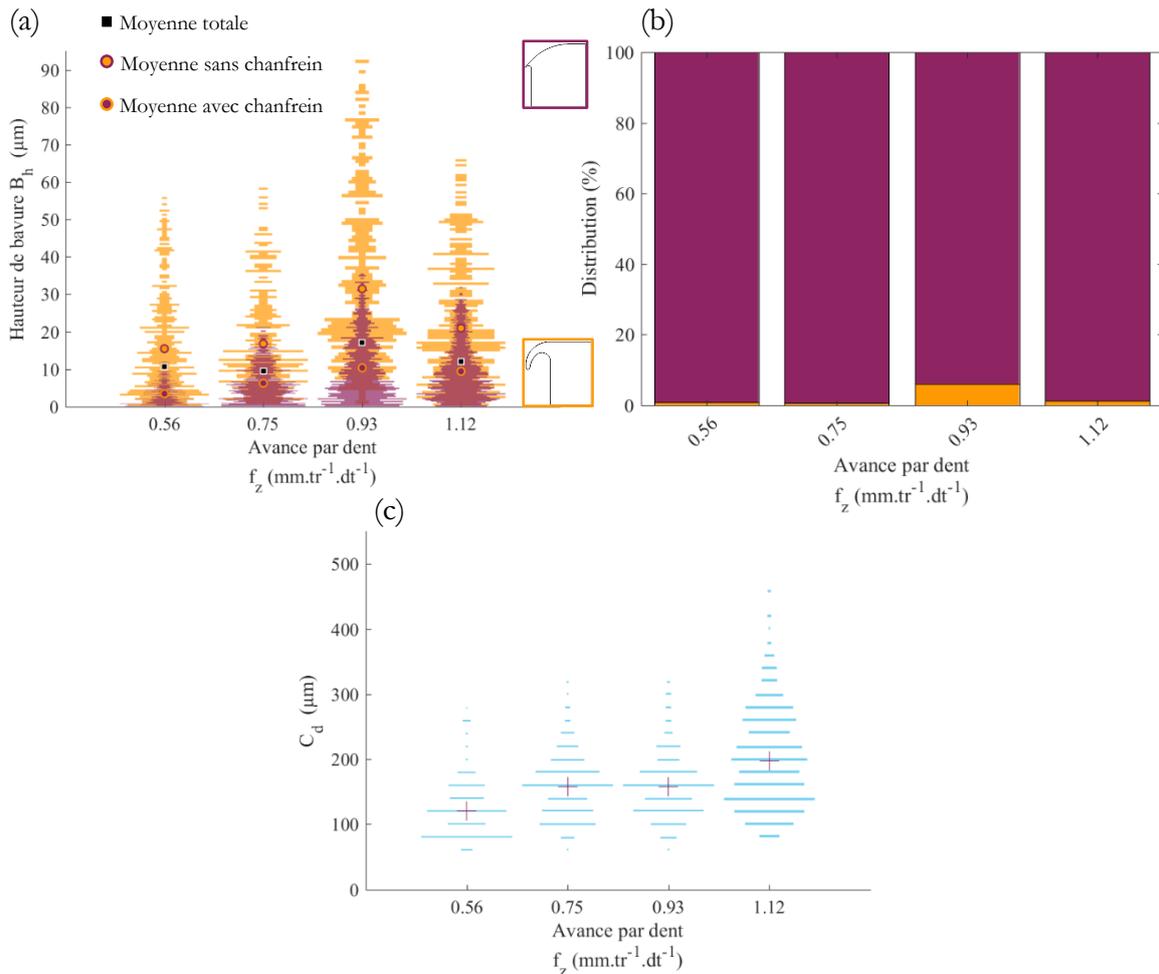


FIGURE 5-26. Distribution de la hauteur de bavures (a), proportion de bavures avec et sans chanfrein (b) et distribution de la profondeur de chanfreins (c), dans le cas du fraisage à grande avance. ($V_c = 1000 \text{ m.min}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $\Phi_e = 0^\circ$).

Les bavures générées sont ensuite visualisées au microscope Keyence VHX-1000 et représentées en FIGURE 5-27. La comparaison montre une nette différence de morphologie des bavures générées en fonction de l'avance à la dent. Lorsque l'avance à la dent est fixée à $0,17 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$, presque uniquement des bavures sans chanfrein sont générées. Le peu de bavures avec chanfrein présentes est difficilement visible ou dû à des défauts métallurgiques. D'un autre côté, les bavures générées pour $f_z = 0,6 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$ sont principalement des bavures avec chanfrein. La hauteur des bavures générées semble aussi moins importante en moyenne. Il faut aussi prendre en compte qu'une section non coupée de $50 \mu\text{m}$ est présente pour cette condition de coupe, engendrée par l'écart dimensionnel entre l'avance à la dent et le plat de planage (initialement prévu à $0,6 \text{ mm}$ mais fourni avec une longueur de $0,55 \text{ mm}$).

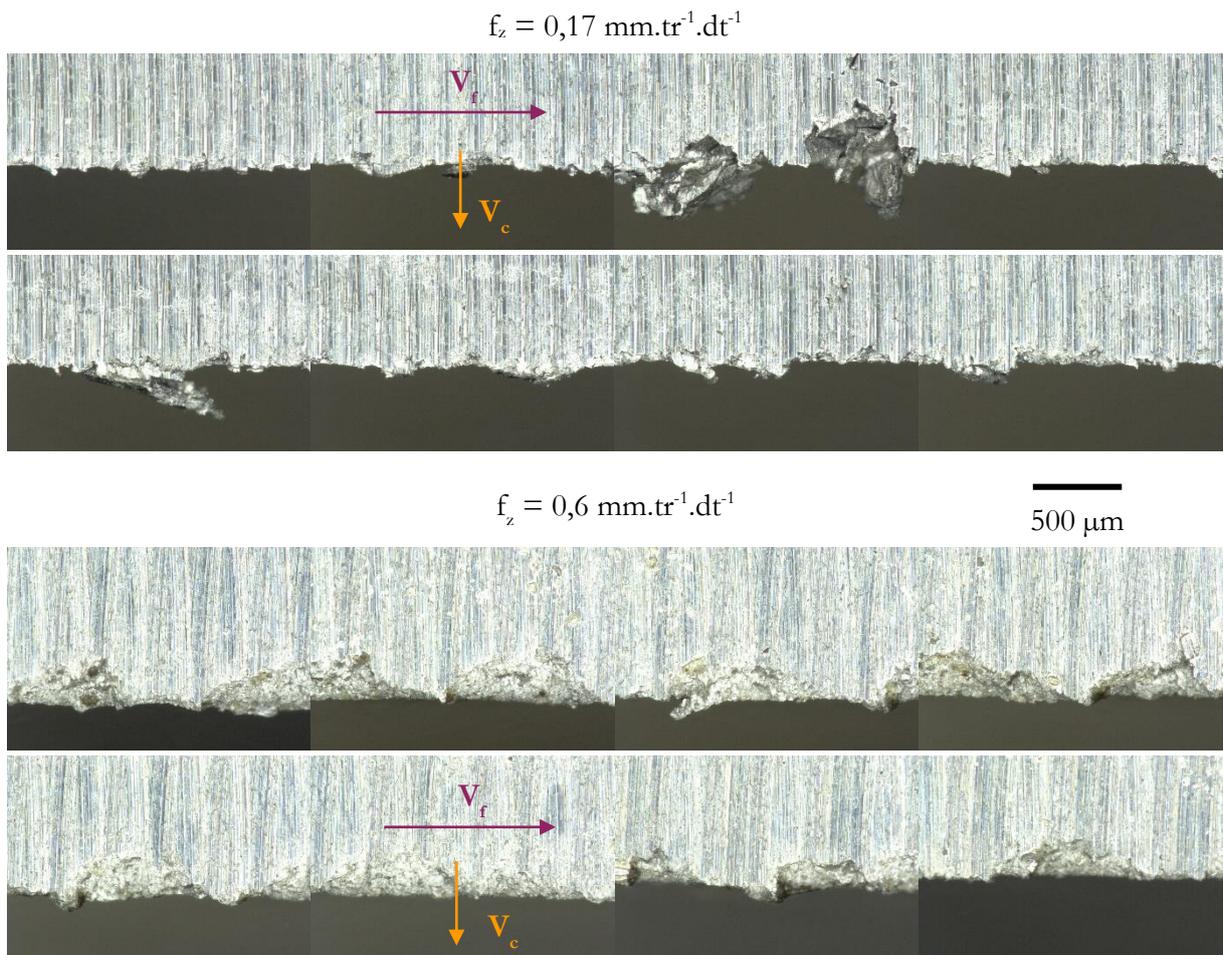


FIGURE 5-27. Morphologies de bavures obtenues en fonction de l'avance à la dent. ($V_c = 1000 \text{ m.min}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $\Phi_e = 0^\circ$; $a_e = D/2$).

Ces premières campagnes laissent à penser que la stratégie proposée peut apporter de nouvelles opportunités concernant la formation de bavures moins contraignantes pour les assemblages mécaniques. Cependant, des investigations plus poussées doivent être menées. La robustesse de la méthode en fonction de l'angle de sortie d'arête ainsi que l'évolution de la hauteur des bavures moyennes mais aussi maximales doivent être étudiées. Enfin, la constance de la hauteur des bavures après une passe de finition doit être vérifiée afin de valider la stratégie.

5.4. Bilan

Ce dernier chapitre propose, en premier lieu, un modèle d'effort de coupe adapté au surfacage grande vitesse de l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu . Des adaptations en termes de méthodes de détermination du faux-rond radial, conditions opératoires et détermination du décalage angulaire entre le référentiel codeur et la dent de référence sont mises en avant. Bien que de nombreuses difficultés soient rencontrées, les erreurs associées au modèle mécanistique sont acceptables au niveau global. Les coefficients établis peuvent ainsi être appliqués par l'entreprise afin de simuler

les efforts produits lors de leurs opérations d'ébauche, sans que les erreurs de simulation n'impactent considérablement la variation de puissance maximale nécessaire.

Dans une seconde approche, plutôt liée aux opérations de finition, le modèle peut simuler l'effort généré en sortie matière, avec une précision qui demeure plus aléatoire, du fait d'un effet transitoire important. Ces efforts sont utilisés comme données d'entrée au modèle de hauteur de bavures proposé, établi à partir d'un modèle phénoménologique préexistant et adapté en fonction des observations complémentaires apportées. Encore une fois, les erreurs cumulées entre la simulation des efforts, l'hétérogénéité locale du matériau et le manque de connaissances concernant les mécanismes de formation des bavures en fraisage en fonction de leur séquence de sortie, ne permettent pas d'établir un modèle précis. Un travail expérimental est donc nécessaire afin de mieux appréhender le phénomène. Néanmoins, les hauteurs simulées sont comprises dans les écarts types mesurés. Finalement, une nouvelle stratégie de réduction de la hauteur des bavures en favorisant la formation de bavures avec chanfrein est esquissée. Les résultats semblent prometteurs mais de nombreux facteurs restent à investiguer, comme la maîtrise de la morphologie des chanfreins générés ou encore l'influence de la passe de finition sur la modification des chanfreins.

Conclusions et perspectives

L'étude développée dans ce manuscrit s'inscrit dans une démarche d'optimisation des lignes de production et d'amélioration de la qualité des pièces. Dans cette optique, deux sujets étroitement liés sont étudiés : l'analyse de la formation des bavures générées lors de la sortie matière d'un outil ou d'une dent, et la modélisation des efforts de coupe. La totalité de l'étude se focalise sur le cas de la coupe de l'alliage d'aluminium-silicium AlSi7Mg0,3+0,5Cu , dont la finalité est le fraisage grande vitesse à l'outil PCD.

Le premier chapitre constitue une revue de littérature portant sur les travaux effectués en ce qui concerne la formation des bavures ainsi que la modélisation des efforts de coupe. Il en ressort que la formation des bavures est un sujet vaste et complexe, dont le manque de définition est pointé du doigt. En effet, la multitude de morphologies de bavures générées en fonction de l'opération, des conditions opératoires, ou encore du matériau usiné, complexifie la normalisation des critères. Pour les mêmes raisons, ainsi que par la limitation des moyens de l'époque, les mécanismes régissant la formation des bavures sont encore peu connus. De nombreuses hypothèses sont émises par différents auteurs afin d'établir des modèles de hauteur de bavures plus ou moins prédictifs, mais n'ont jamais été vérifiées. L'amélioration de la compréhension de ces mécanismes est donc primordiale. Finalement, plusieurs auteurs lient la formation des bavures avec les efforts générés lors de la coupe, directement, ou indirectement en étudiant l'influence des conditions opératoires telles que la profondeur de passe axiale ou l'avance à la dent.

Suite à l'état de l'art établi, un second chapitre, constitué autour du premier article publié, propose d'étudier la formation générale des bavures en coupe orthogonale. Une méthode de mesure in situ machine, par profilomètre laser est développée afin de caractériser la variabilité géométrique des bavures. Ce chapitre a plusieurs objectifs. Dans un premier temps, la volonté de mieux caractériser les bavures générées amène à la proposition de nouveaux critères de caractérisation de deux morphologies de bavures générées. Des termes simples basés sur des observations géométriques les définissent. Une hétérogénéité de la morphologie des bavures générées le long d'une éprouvette est constatée pour la totalité des essais. L'hypothèse d'une influence de la géométrie locale de l'arête de coupe est rejetée de par le caractère aléatoire du positionnement des deux morphologies de bavures générées. De plus, la proportion d'une morphologie de bavure par rapport à l'autre évolue en fonction de l'épaisseur coupée. Une dépendance de la formation des bavures à la microstructure locale du matériau, plus ou moins intensifiée par les efforts générés lors de la coupe, est donc plus probable. Enfin, le cumul de

hauteur des bavures est étudié et met en évidence plusieurs scénarii en fonction de la morphologie de la bavure considérée et de l'épaisseur coupée. Le scénario le plus critique en termes de hauteur de bavures concerne les bavures sans chanfrein, dont la hauteur augmente passe après passe, jusqu'à ce que la bavure s'enroule autour d'elle-même. La longueur de la bavure augmente alors toujours mais la hauteur ne varie plus. Une étude réalisée dans le cadre de vitesses de coupe plus élevée, à l'outil PCD permet de confirmer les tendances générales du cumul de bavures observées en rabotage. Cependant, l'étude montre qu'au bout d'un certain nombre de passes cumulées, la bavure formée se détache pour former une bavure avec chanfrein.

Les observations réalisées dans le premier article et le nombre important de paramètres géométriques introduits, définissant les bavures, justifie le choix d'analyser l'influence des conditions opératoires sur l'évolution de ces paramètres, par le biais d'une méthode statistique décrivant les dépendances linéaires entre les variables étudiées. Une dépendance à l'épaisseur coupée, du taux de bavures avec ou sans chanfrein formées le long d'une éprouvette est observée. L'évolution des paramètres caractéristiques des chanfreins est aussi accréditée à l'épaisseur coupée. L'interprétation physique proposée est la tendance de la triaxialité des contraintes à augmenter proche de l'arête de coupe lorsque l'épaisseur coupée devient importante. Par conséquent, le matériau est plus favorable à une rupture ductile le long de la zone de déformation localisée à l'initiation de la bavure. L'angle de coupe semble influencer sur la hauteur des bavures pour sensiblement les mêmes raisons. L'analyse en profondeur des résultats du calcul statistique, montre que l'angle de coupe a aussi un rôle sur l'évolution du taux de bavures avec ou sans chanfrein.

Les mécanismes de formation des bavures étant peu connus, une mesure de champs de déplacement et de déformation dans la pièce par corrélation d'images numériques, durant la formation des bavures, est proposée, ainsi qu'une modélisation par éléments finis de la formation d'une bavure avec chanfrein. L'analyse par corrélation d'image, réalisée pour les deux morphologies de bavures générées permet de mieux comprendre les mécanismes impliqués. La zone de déformation localisée semble ne pas pivoter, comme certains auteurs en émettaient l'hypothèse, mais plutôt principalement translater en suivant la direction de coupe de l'outil. Une analyse de l'état de déformation montre que la formation d'une bavure avec chanfrein est favorisée par l'apparition d'une zone en traction pure proche de l'arête de coupe, et de compression pure au niveau de la racine de la bavure. A ce moment-là, la simulation par élément finis permet d'analyser la suite. La triaxialité des contraintes montre que l'avancée de l'outil engendre des contraintes de traction pure en pointe de fissure, permettant la propagation de cette dernière jusqu'à séparation complète avec l'éprouvette. D'un autre côté, lors de la formation d'une bavure sans chanfrein, l'état de déformation semble plus proche du cisaillement pur et de la compression le long de la zone de

déformation localisée. Ainsi, la déformation à la rupture est plus importante, réduisant le risque d'amorce d'une fissure. Un modèle analytique est aussi critiqué, et des axes d'amélioration sont proposés afin de pouvoir prédire plus correctement les hauteurs de bavures générées.

Enfin, un dernier chapitre englobe la totalité des études portant sur le fraisage grande vitesse de l'alliage étudié, basées sur les observations réalisées dans les chapitres précédents ainsi que sur la littérature. Dans un premier temps, la méthodologie d'identification d'un modèle d'efforts de coupe, de type phénoménologique est adaptée au cas de l'usinage grande vitesse. Les efforts modélisés sont corrects vis-à-vis des essais mesurés, mis à part l'effort axial, car certains phénomènes ne sont pas pris en compte. Une analyse générale de la formation des bavures dans le cas particulier de l'AlSi7Mg0,3+0,5Cu est proposée, suivie de l'adaptation d'un modèle phénoménologique de hauteur de bavures. Ce modèle est modifié afin de faire apparaître les efforts de coupe en tant que données d'entrée et de découpler la modélisation de la hauteur des bavures avec et sans chanfrein. Le taux d'erreurs reste élevé mais les valeurs simulées sont comprises dans les étendues de mesure et ont les mêmes tendances que les hauteurs moyennes de bavures générées lors des essais. Finalement, une nouvelle stratégie de réduction de la hauteur des bavures est proposée, basée sur les observations réalisées dans le premier article concernant l'évolution des bavures avec chanfrein lors d'une accumulation de passes. Cette stratégie propose d'utiliser une fraise grande avance pour générer un taux de bavures avec chanfrein plus élevé. Les premières observations sont convaincantes mais des investigations complémentaires sont nécessaires afin de confirmer la viabilité de cette stratégie.

Suite aux nombreuses pistes explorées et ouvertes lors de ces travaux, les perspectives sont nombreuses. Dans un premier temps, il serait intéressant d'identifier les lois de comportement de l'alliage plus finement, afin de fournir une simulation plus robuste de la formation des bavures en coupe orthogonale et pouvoir simuler la formation de bavures sans chanfrein.

Dans un autre contexte, les propositions d'amélioration du modèle analytique développé dans la littérature pourraient être prise en compte afin d'adapter le modèle aux observations réalisées à l'aide de la corrélation d'image. La prise en compte de l'état de contrainte ou de l'état de déformation dans le mode de formation des bavures pourrait améliorer la prédiction de la morphologie finale des bavures générées. Aussi, afin de prendre en compte l'hétérogénéité des bavures formées, il serait judicieux de proposer un modèle permettant de déterminer plusieurs taux de bavures dont les hauteurs sont comprises entre deux seuils.

Une amélioration du modèle d'efforts de coupe est à prévoir, afin de prendre en compte l'effet d'indentation soulevé par [Dorlin 2016], pour une meilleure identification de l'effort axial.

L'intégration de la contribution de l'arête en bout sur les efforts de coupe permettrait de déterminer l'effort rapporté sur la portion en prise avec l'arête de la matière où la bavure sera formée. Enfin, la mesure de faux-rond doit pouvoir être améliorée. Dans le cas d'inserts en PCD, dont l'utilisation d'un laser rouge est compromise, un laser bleu, dont la longueur d'onde réduite permet une mesure plus précise, sera testé. En outre, ce laser permettrait de réduire considérablement le pas de discrétisation axial du faux-rond, et le temps de mesure.

Le modèle de hauteur des bavures nécessite plusieurs améliorations. Tout d'abord, la réduction des erreurs liées au modèle d'efforts de coupe permettra de fournir des données d'entrée plus proches de la réalité. Ensuite, un protocole expérimental de visualisation de la formation des bavures de sortie en fraisage, en fonction de la séquence de sortie des arêtes, est en cours de développement. Les observations permettront d'établir la dépendance et le couplage de l'arête latérale et de l'arête frontale sur la formation des bavures, puis de proposer une nouvelle formulation du modèle.

Finalement, des essais complémentaires concernant la stratégie de réduction des bavures en fraisage grande avance doivent être réalisés. La réduction de la hauteur moyenne et du taux de bavures dépassant le seuil de 50 μm doit être confirmée pour différents angle de sortie d'arête. Ensuite, l'homogénéité et la répétabilité des chanfreins formés doit être analysée, afin d'identifier les conditions de coupe idéales à appliquer pour la passe de finition. Finalement, l'influence de l'opération de finition sur l'évolution morphologique des chanfreins et bavures générés à l'étape précédente, permettrait de valider, ou non la viabilité de la stratégie proposée.

Références

- Abdelhafeez, A. M., S. L. Soo, D. K. Aspinwall, A. Dowson et D. Arnold. « Burr Formation and Hole Quality when Drilling Titanium and Aluminium Alloys ». *Procedia CIRP*, CIRPe 2015 - Understanding the life cycle implications of manufacturing, 37 (2015), 230-35.
- Abushawashi, Yalla, Xinran Xiao et Viktor Astakhov. « A novel approach for determining material constitutive parameters for a wide range of triaxiality under plane strain loading conditions ». *International Journal of Mechanical Sciences* 74 (2013), 133-42.
- Albrecht, P. « New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting ». *Journal of Engineering for Industry* 82, no 4 (1960), 348-57.
- Altintas, Yusuf. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. 2^e éd. Cambridge: Cambridge University Press, 2012. <https://www.cambridge.org/core/books/manufacturing-automation/458526DE5ED43CC0FE1AEB19A80DEC06>.
- Armarego, E. J. A. et C. J. Epp. « An investigation of zero helix peripheral up-milling ». *International Journal of Machine Tool Design and Research* 10, no 2 (1970), 273-91.
- Armarego, E. J. A. et R. C. Whitfield. « Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction ». *CIRP Annals* 34, no 1 (1985), 65-69.
- Aurich, J. C. « SpanSauber : Untersuchung zur Beherrschung der Sauberkeit von zerspanend hergestellten Bauteilen, Ergebnisworkshop, Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation ». Technische Universität Kaiserslautern, 2006.
- Aurich, J. C., D. Dornfeld, P. J. Arrazola, V. Franke, L. Leitz et S. Min. « Burrs—Analysis, control and removal ». *CIRP Annals* 58, no 2 (2009), 519-42.
- Baizeau, Thomas. « Développements expérimentaux et numériques pour la caractérisation des champs cinématiques de la coupe de l'acier 100 CrMo 7 durci pour la prédiction de l'intégrité de surface ». Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech, 2016.
- Baizeau, Thomas, Frédéric Rossi, Gérard Poulachon et José Carlos Outeiro. « Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model ». *CIRP Annals* 65, no 1 (2016), 81-84.
- Bissey, Stéphanie. « Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement ». Thesis, Paris, ENSAM, 2005. <http://www.theses.fr/2005ENAM0004>.
- Bourlet, Clément, Guillaume Fromentin, Elias Harika et Arnaud Crolet. « Analysis and Modeling of Burr Formation During the Plane Milling of Cast Aluminum Alloy Using Polycrystalline Diamond Tools ». *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 138, no 8 (2016), 081010-081010-12.
- Campocasso, Sébastien. « Développement d'une expérimentation de mesure de champs cinématiques en coupe orthogonale par imagerie double-frame et éclairage laser pulsé ». Rapport de post-doctorat. Cluny, France, 2016.
- . « Développement d'un modèle d'efforts de coupe multi-opérations et multi-matériaux. Application au tournage du cuivre pur dans différents états métallurgiques. », 2013, 277.
- Campocasso, Sébastien, Jean-Philippe Costes, Guillaume Fromentin, Stéphanie Bissey-Breton et Gérard Poulachon. « Improvement of Cutting Forces Modeling Based on Oriented Cutting Tests ». *Procedia CIRP* 8 (2013), 206-11.
- Cherif, Mehdi. « Modélisation générique des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance de l'usinage ». Thesis, Nantes, 2003. <http://www.theses.fr/2003NANT2090>.

- Chern, Gwo-Lianq. « Experimental observation and analysis of burr formation mechanisms in face milling of aluminum alloys ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46, no 12 (2006a), 1517-25.
- . « Study on Mechanisms of Burr Formation and Edge Breakout near the Exit of Orthogonal Cutting ». *Journal of Materials Processing Technology* 176, no 1-3 (2006b), 152-57.
- Chern, Gwo-Lianq et David A. Dornfeld. « Burr/Breakout Model Development and Experimental Verification ». *Journal of Engineering Materials and Technology* 118, no 2 (1996), 201-6.
- Chern, Gwo-Lianq, Ying-Jeng Engin Wu, Jyun-Cheng Cheng et Jian-Cheng Yao. « Study on burr formation in micro-machining using micro-tools fabricated by micro-EDM ». *Precision Engineering* 31, no 2 (2007), 122-29.
- Chu, Chih-Hsing. « A framework for burr minimization in a CAD/CAM integrated environment ». *LMA Annual Reports*, 1999, 15-19.
- Chu, Chih-Hsing et David Dornfeld. « Geometric Approaches for Reducing Burr Formation in Planar Milling by Avoiding Tool Exits ». *Journal of Manufacturing Processes* 7, no 2 (2005), 182-95.
- da Silva, Luiz Carlos, Paulo Rosa da Mota, Márcio Bacci da Silva, Emmanuel Okechukwu Ezugwu et Álisson Rocha Machado. « Study of burr height in face milling of PH 13-8 Mo stainless steel—Transition from primary to secondary burr and benefits of deburring between passes ». *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 10 (2015a), 61-67.
- . « Study of Burr Behavior in Face Milling of PH 13-8 Mo Stainless Steel ». *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 8 (2015b), 34-42.
- da Silva, Luiz Carlos, Paulo Rosa da Mota, Márcio Bacci da Silva, Wisley Falco Sales, Álisson Rocha Machado et Mark James Jackson. « Burr Height Minimization Using the Response Surface Methodology in Milling of PH 13-8 Mo Stainless Steel ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 87, no 9 (2016), 3485-96.
- D'Acunto, Alain, Gael Le Coz, Abdelhadi Moufki, Daniel Dudzinski et Laszlo Toth. « Usinage à sec d'un cuivre nanostructuré, intégrité de surface. », 9. Tours, 2016.
- Dorlin, Théo. « 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 », 2016, 229.
- Dorlin, Théo, Guillaume Fromentin et Jean-Philippe Costes. « Generalised Cutting Force Model Including Contact Radius Effect for Turning Operations on Ti6Al4V Titanium Alloy ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 86, no 9-12 (2016), 3297-3313.
- Dornfeld, D. A., J. S. Kim, H. Dechow, J. Hewson et L. J. Chen. « Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 48, no 1 (1999), 73-76.
- Fromentin, Guillaume et Gérard Poulachon. « Geometrical Analysis of Thread Milling—Part 2: Calculation of Uncut Chip Thickness ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 49, no 1-4 (2010), 81-87.
- Gaitonde, V. N., S. R. Karnik, B. T. Achyutha et B. Siddeswarappa. « Methodology of Taguchi Optimization for Multi-Objective Drilling Problem to Minimize Burr Size ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 34, no 1 (2007), 1-8.
- Ghassemali, Ehsan, Martin Riestra, Toni Bogdanoff, Bharath S. Kumar et Salem Seifeddine. « Hall-Petch equation in a hypoeutectic Al-Si cast alloy: grain size vs. secondary dendrite arm spacing ». *Procedia Engineering*, International Conference on the Technology of Plasticity, ICTP 2017, 17-22 September 2017, Cambridge, United Kingdom, 207 (2017), 19-24.
- Gillespie, L. K. « Burrs Produced by End Milling ». Bendix Corp., Kansas City, Mo. (USA), 1 septembre 1976. <https://www.osti.gov/biblio/7259917>.
- . « The Formation and Properties of Machining Burrs ». *All Graduate Theses and Dissertations*, 1973. <https://digitalcommons.usu.edu/etd/4558>.

- Gillespie, L. K. et P. T. Blotter. « The Formation and Properties of Machining Burrs ». *Journal of Engineering for Industry* 98, no 1 (1976), 66.
- Hashimura, M., Y. P. Chang et David Dornfeld. « Analysis of Burr Formation Mechanism in Orthogonal Cutting ». *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 121, no 1 (1999), 1-7.
- Hashimura, M., J. Hassamontr et D. A. Dornfeld. « Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation ». *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 121, no 1 (1999), 13-19.
- Hashimura, M., K. Ueda, D. Dornfeld et K. Manabe. « Analysis of Three-Dimensional Burr Formation in Oblique Cutting ». *CIRP Annals* 44, no 1 (1995), 27-30.
- Hosford, William F., dir. « Slip-Line Field Theory ». Dans *Fundamentals of Engineering Plasticity*, 47-67. Cambridge: Cambridge University Press, 2013. <https://www.cambridge.org/core/books/fundamentals-of-engineering-plasticity/slipline-field-theory/01C9199D69965C8E09332A47C454F520>.
- Huang, Yong et Steven Y. Liang. « Force Modelling in Shallow Cuts with Large Negative Rake Angle and Large Nose Radius Tools—Application to Hard Turning ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 22, no 9 (2003), 626-32.
- ISO 13715. « Saga Web - NF ISO 13715 », 2017. <https://sagaweb-afnor-org.rp1.ensam.eu/fr-FR/sw/Consultation/Xml/1420769/?lng=FR&supNumDos=FA177597>.
- . « ISO 13715:2000 - Dessins techniques -- Arêtes de forme non définie -- Vocabulaire et indications sur les dessins », 2000. <https://www.iso.org/fr/standard/27925.html>.
- Iwata, Kazuaki, Kanji Ueda et Koichi Okuda. « Study of mechanism of burrs formation in cutting based on direct SEM observation ». *Journal of the Japan Society of Precision Engineering* 48, no 4 (1982), 510-15.
- Jones, S. D. et R. J. Furness. « An experimental study of burr formation for face milling 356 aluminum ». *TRANSACTIONS-NORTH AMERICAN MANUFACTURING RESEARCH INSTITUTION OF SME*, 1997, 183-188.
- Kachanov, L. M. *Fundamentals of the Theory of Plasticity*. Courier Corporation, 2004. Google-Books-ID: XJeRDQAAQBAJ.
- Kapoujyan, Stéphane. « Modélisation du comportement mécanique des alliages d'aluminium de fonderie pour la simulation de la formation de la bavure en usinage ». Rapport de Master Recherche, 23 juin 2017.
- Karnik, S. R., V. N. Gaitonde et J. P. Davim. « A Comparative Study of the ANN and RSM Modeling Approaches for Predicting Burr Size in Drilling ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 38, no 9 (2008), 868-83.
- Kaymakci, M., Z. M. Kilic et Y. Altintas. « Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 54-55 (2012), 34-45.
- Kienzle, O. « Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeuge und Werkzeugmaschinen. » *VDI Z* 94 (1952).
- Kim, Y.J., J.H. Kim, Ko et B.K. Kim. « Development of Intelligent System to Minimize Burr Formation in Face Milling ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 29, no 9 (2006), 879-84.
- Ko, et S W Park. « Development of an Effective Measurement System for Burr Geometry ». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 220, no 4 (2006), 507-12.
- Ko, et David A. Dornfeld. « Burr Formation and Fracture in Oblique Cutting ». *Journal of Materials Processing Technology* 62, no 1-3 (1996a), 24-36.
- . « Analysis of Fracture in Burr Formation at the Exit Stage of Metal Cutting ». *Journal of Materials Processing Technology* 58, no 2-3 (1996b), 189-200.

- . « A Study on Burr Formation Mechanism ». *Journal of Engineering Materials and Technology* 113, no 1 (1991), 75-87.
- Kumar, Satish et David Dornfeld. « Basic Approach to a Prediction System for Burr Formation in Face Milling ». *Journal of Manufacturing Processes* 5, no 2 (2003), 127-42.
- Leopold, J., H. Freitag, K. Hoyer et et al. « Modeling and simulation of burr formation - State of the art and future trends ». Dans *8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations 2005. Proceedings*, 73-83, 2005.
- Leopold, J. et G. Schmidt. « Methods of burr measurement and burr detection », 1860:223-29. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2004.
- Mae, H, X Teng, Y Bai et T Wierzbicki. « Ductile Fracture Locus of AC4CH-T6 Cast Aluminium Alloy », 2009, 6.
- Mallock, A. « The Action of Cutting Tools ». *Proceedings of the Royal Society of London* 33 (1881), 127-39.
- McClintock, F. A. « A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes ». *Journal of Applied Mechanics* 35, no 2 (1968), 363-71.
- Merchant, M. Eugene. « Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip ». *Journal of Applied Physics* 16, no 5 (1945), 267-75.
- Meum, Erik. « Development of Burr Measurement System ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41 (2000).
- Miyake, Teruaki, Akihiro Yamamoto, Waichiro Kishimoto, Keiichi Yamanaka et Kensuke Takano. « Study of Burr Formation in Face Milling (1st Report) ». *Journal of the Japan Society for Precision Engineering* 53, no 1 (1987), 98-104.
- Molinari, A. et A. Moufki. « A New Thermomechanical Model of Cutting Applied to Turning Operations. Part I. Theory ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45, no 2 (2005), 166-80.
- Moufki, A. et A. Molinari. « A New Thermomechanical Model of Cutting Applied to Turning Operations. Part II. Parametric Study ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45, no 2 (2005), 181-93.
- Nakao, Y. « Measurement of drilling burr by image processing technique », 309-12. Crystal City, 2001.
- Nakayama, Kazuo et Minoru Arai. « Burr Formation in Metal Cutting ». *CIRP Annals* 36, no 1 (1987), 33-36.
- Narayanaswami, R. et D. Dornfeld. « Burr Minimization in Face Milling: A Geometric Approach ». *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 119, no 2 (1997), 170-77.
- Niknam, Seyed Ali et Victor Songmene. « Analytical Modelling of Slot Milling Exit Burr Size ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 73, no 1 (2014), 421-32.
- Olvera, O et G Barrow. « Influence of Exit Angle and Tool Nose Geometry on Burr Formation in Face Milling Operations ». *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 212, no 1 (1998), 59-72.
- Olvera, O. et G. Barrow. « An experimental study of burr formation in square shoulder face milling ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 36, no 9 (1996), 1005-20.
- Park, I. W. et D. A. Dornfeld. « A Study of Burr Formation Processes Using the Finite Element Method: Part I ». *Journal of Engineering Materials and Technology* 122, no 2 (1999a), 221-28.
- . « A Study of Burr Formation Processes Using the Finite Element Method: Part II—The Influences of Exit Angle, Rake Angle, and Backup Material on Burr Formation Processes ». *Journal of Engineering Materials and Technology* 122, no 2 (1999b), 229-37.
- Pekelharing, A. J. « The Exit Failure in Interrupted Cutting ». *CIRP Annals* 27, no 1 (1978), 5-10.

- Prat, David. « Développement et modélisation de stratégies de fraisage 5 axes de finition - Application à l'usinage de veines fermées ». Phdthesis, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2014. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-01127403/document>.
- Regel, J., A. Stoll et J. Leopold. « Numerical analysis of crack propagation during the burr formation process of metals ». Dans *Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, 125-32, 2007.
- Rice, J. R. et D. M. Tracey. « On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields* ». *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17, no 3 (1969), 201-17.
- Saha, Partha Pratim et Santanu Das. « Minimization of Exit Burr in Face Milling of Medium Carbon Steel by Exit Edge Beveling ». *Production Engineering* 8, no 4 (2014), 469-76.
- Schäfer, Friedrich. *Entgraten: Theorie, Verfahren, Anlagen*. Krausskopf, 1975. Google-Books-ID: WW2TNgAACAAJ.
- Schueler, G.M., J. Engmann, T. Marx, R. Haberland et J.C. Aurich. « Burr Formation and Surface Characteristics in Micro-End Milling of Titanium Alloys ». Dans *Burrs - Analysis, Control and Removal*. Sous la direction de Jan C. Aurich et David Dornfeld, 129-38. Springer Berlin Heidelberg, 2010.
- Toropov, A. A., et Ko. « A model of burr formation in the feed direction in turning ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46, no 15 (2006), 1913-20.
- Toropov, A. A., Ko et J. M. Lee. « A New Burr Formation Model for Orthogonal Cutting of Ductile Materials ». *CIRP Annals* 55, no 1 (2006), 55-58.
- Wyen, Carl-Frederik, Dominik Jaeger et Konrad Wegener. « Influence of Cutting Edge Radius on Surface Integrity and Burr Formation in Milling Titanium ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 67, no 1 (2013), 589-99.
- Yeh, P. T. « Vision-based burr size detection ». Rapport de Master of Science. University of California, 1992.
- Zou, Zhijie, Liangwei Liu, Binglin Li et Wenjun Deng. « Research on Burr Formation Mechanism in Metal Cutting with a Backup Material ». *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 86, no 5 (2016), 1895-1907.

Annexe A – Données sur le matériau d'étude

Données générales

Le matériau usiné est un alliage d'aluminium de fonderie AlSi7Mg0,3+0,5Cu, doté d'une excellente résistance à la corrosion, ayant subi un traitement thermique de type T7 (mise en solution ; trempe ; sur-revenu), afin de lui conférer une bonne tenue à la fatigue thermique. Ce matériau est principalement utilisé dans le cadre de la fabrication de culasses ou de jantes. Les caractéristiques mécaniques et microstructurales des billettes sont présentées en Table A-1.

Table A-1. Caractéristiques mécaniques et microstructurales des billettes en AlSi7Mg0,3+0,5Cu.

Structure	Dendritique
DAS (μm)	30
Dureté Brinell (HB)	110
Module de Young, E (MPa)	78500
Contrainte élastique, $R_{p0,2}$ (MPa)	250
Contrainte à la rupture, R_m (MPa)	296
Allongement à la rupture, A%	2,1 (0,9 min ; 4 max)

Caractérisation des disques rainurés

L'homogénéité en dureté des disques obtenus à partir de culasses type (cf. Figure A-1), est vérifiée pour plusieurs distances par rapport au centre. Les valeurs de dureté mesurées sont présentées en Table A-2.

Table A-2. Mesures de dureté HB réalisées sur les disques.

Zone	1	2	3	4	5	6	7
Disque 1	110	105	106	111	107	111	99,5
Disque 2	103	105	103	105	106	108	104

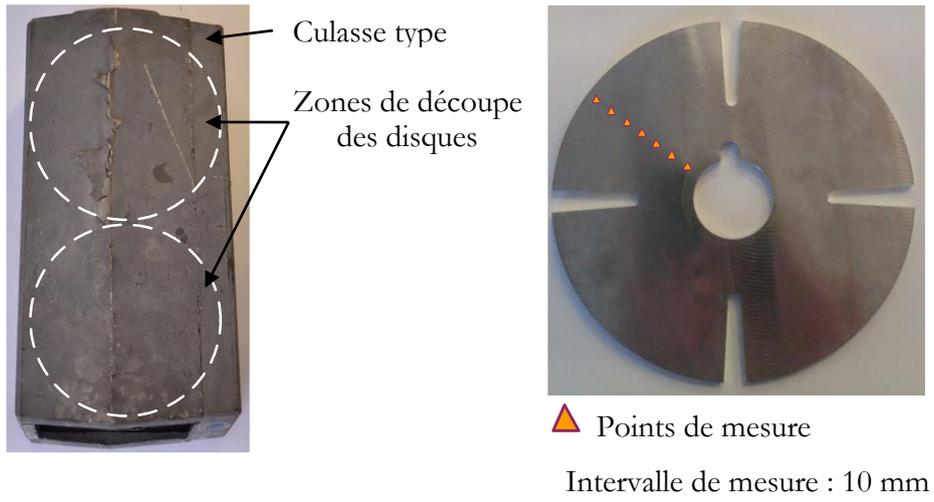


Figure A-1. Zones d'obtention des disques et mesures de dureté.

Annexe B – Caractéristiques des outils coupants

Outils de rabotage

Lors de l'étude en rabotage, trois géométries de plaquettes, détaillées en Table B-1, sont utilisées pour les essais et ainsi qu'une géométrie spécifique à l'ébavurage, toutes de type PROFIL-CUT 213202, en carbure de tungstène non revêtu avec liant cobalt. Les plaquettes d'essais sont toutes doublées afin de leur conférer deux acuités d'arête distinctes. Les différentes géométries de plaquettes sont disponibles en Figure B-1a.

Table B-1. Caractéristiques géométriques des plaquettes de rabotage.

	Angles de coupe γ_n (°)	Angle de dépouille α_n (°)	Inclinaison d'arête λ_s (°)	Acuités d'arête r_β (μm)
Plaquettes d'essais	[-10 ; 0 ; 10]	10	2	[10 ; 20]
Plaquette d'ébavurage	30	10	-2	< 10

Le corps d'outil sur lequel sont fixées les plaquettes comprend deux logements. Un premier logement, visible en Figure B-1b, est dédié aux plaquettes d'essai. Le second logement, représenté en Figure B-1c est quant à lui réservé à la plaquette d'ébavurage.

Outil de coupe orthogonale sur disque

L'outil en PCD à grains fins, fourni par MASNADA, utilisé en coupe orthogonale sur disque est présenté en Figure B-1d. L'outil dispose d'un angle de coupe $\gamma_n = 0^\circ$ et d'un angle de dépouille $\alpha_n = 10^\circ$. Son acuité d'arête est inférieure à $5 \mu\text{m}$.

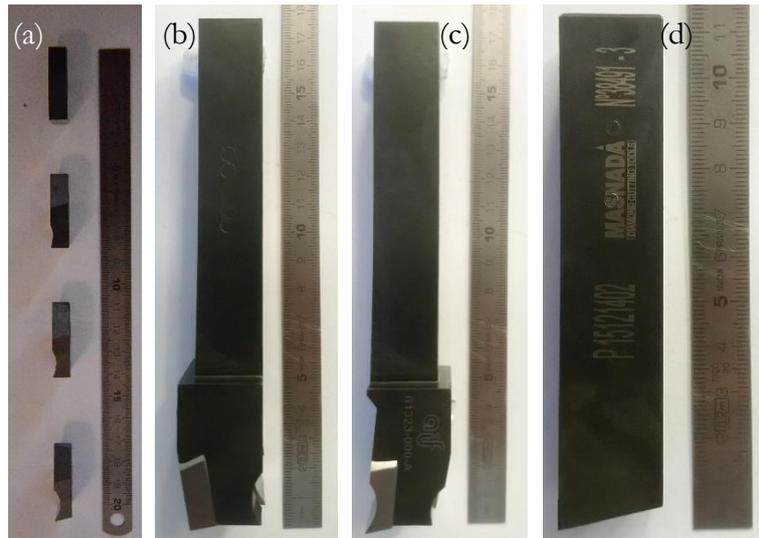


Figure B-1. Différents outils utilisés en coupe orthogonale. (a) Plaquettes de rabotage, (b) Corps d'outil de rabotage côté essais, (c) Corps d'outil de rabotage côté ébavurage, (d) Outil de coupe sur disque.

Fraises

Une fraise Maximill AHPC.80.R.09-12, de diamètre 80 mm et comprenant 9 logements est utilisée pour les essais de modélisation d'efforts de coupe et de hauteurs de bavures (cf. Figure B-2 a). Leurs caractéristiques géométriques sont renseignées en Table B-2.

Table B-2. Caractéristiques géométriques des outils de fraisage.

	Angle de coupe γ_f (°)	Inclinaison d'arête λ_s (°)	Angle d'orientation d'arête dans le chanfrein K_r (°)
Efforts de coupe + Bavures	-2	0	45
Bavures (influence de la géométrie)	5	5	45

Pour les essais de réduction de la hauteur des bavures, une fraise Kennametal de type Dodeka Mini High-Feed KSHRHF032D03M16HN06, de diamètre nominal 32 mm, comprenant 3 logements, est testée (cf. Figure B-2 b). Ses caractéristiques géométriques sont renseignées en Table B-3.

Table B-3. Caractéristiques géométriques de la fraise grande avance.

Angle de coupe, γ_f (°)	Angle d'orientation d'arête, K_r (°)	Plat de planage
2	15	[0,3 ; 0,55]

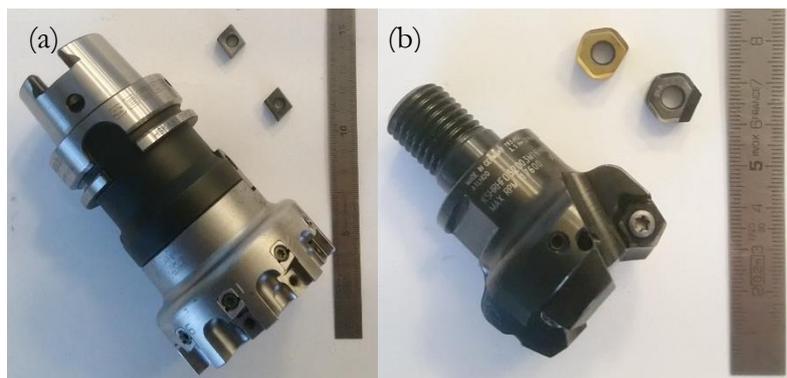


Figure B-2. Corps de fraise utilisés et plaquettes correspondantes : fraise à plaquettes tangentielle Ø80 mm (a), fraise grande avance Ø32 mm (b).

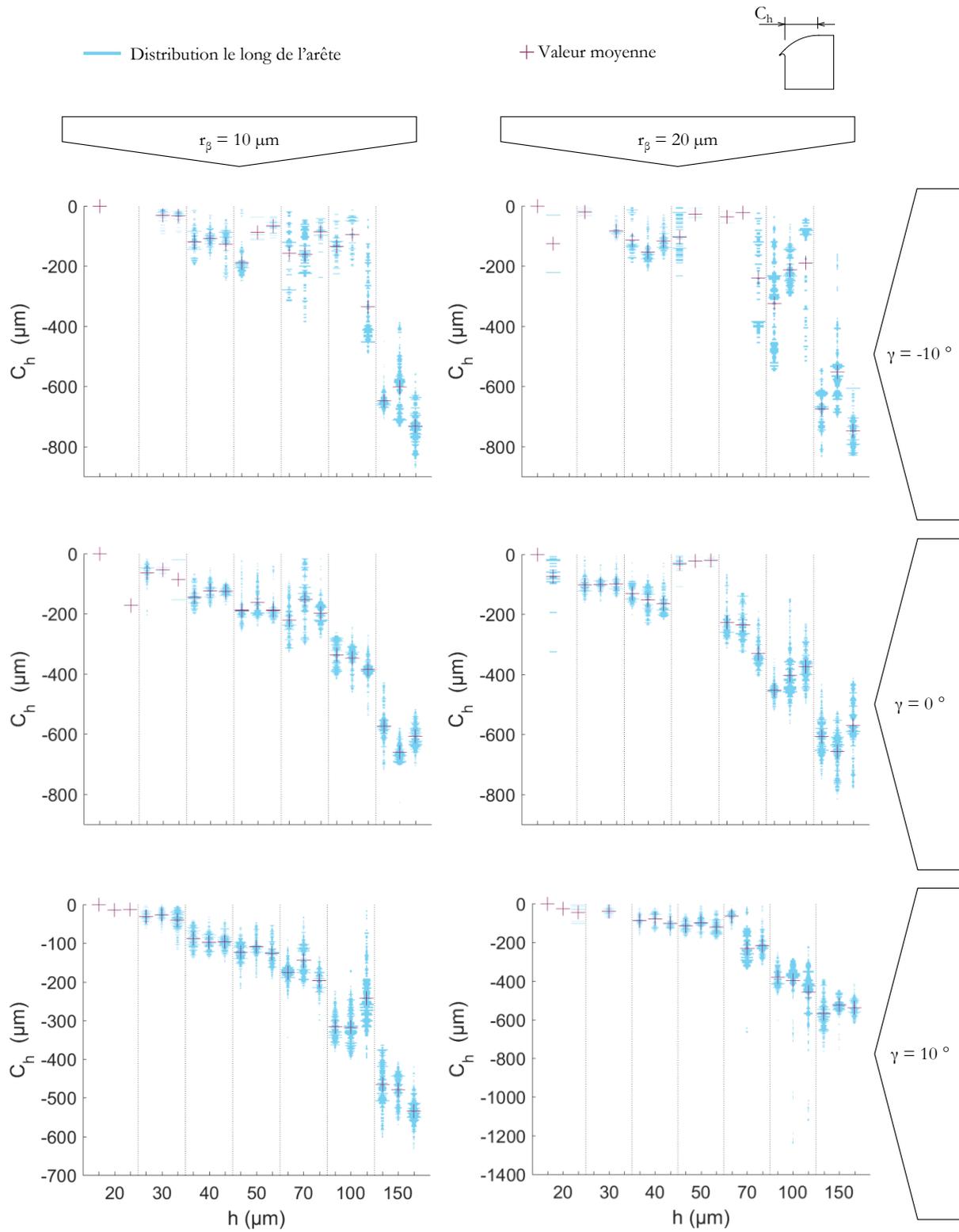


Figure C-2. Hauteurs de chanfreins.

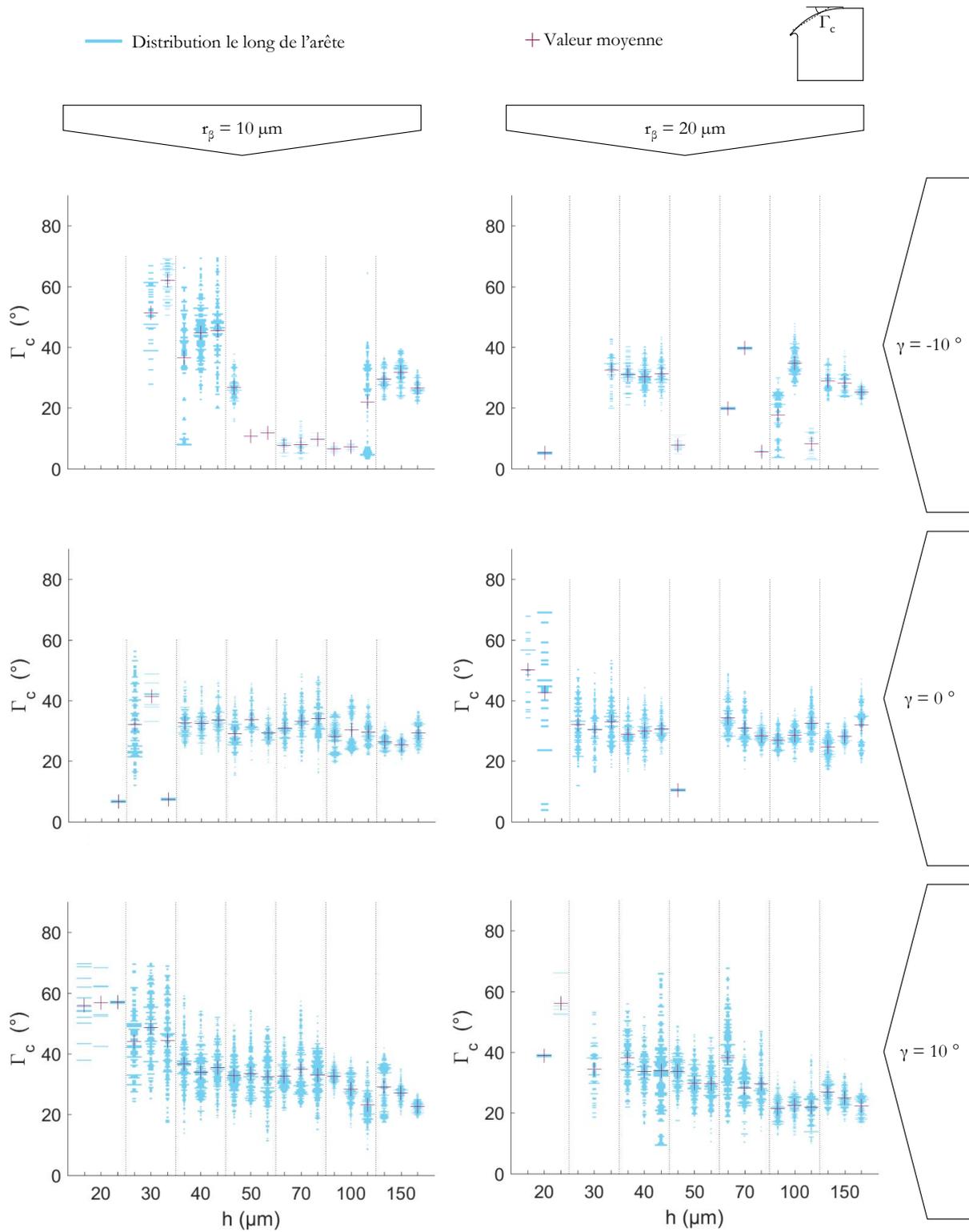


Figure C-3. Angles de chanfreins.

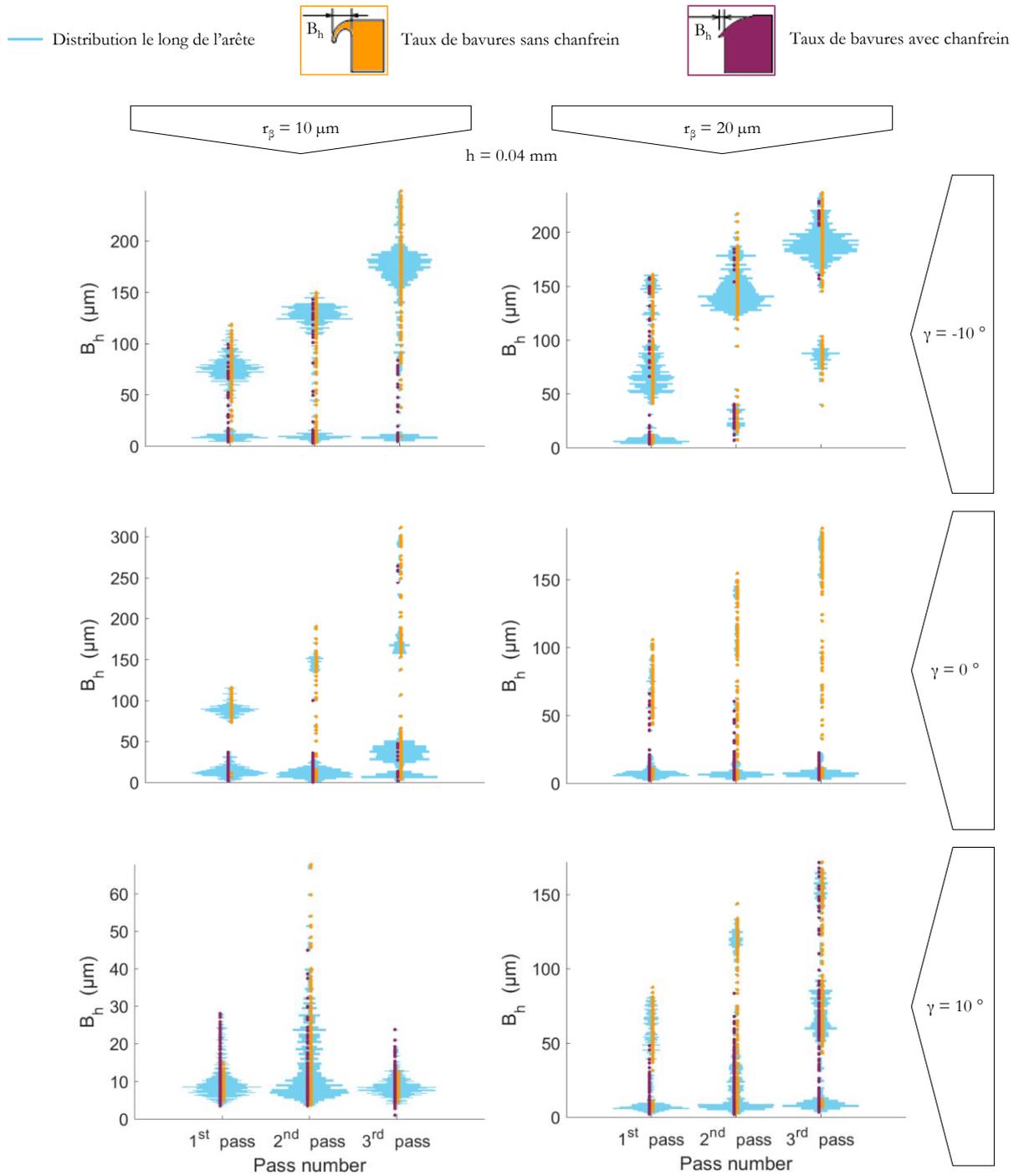


Figure C-4. Evolution de la hauteur des bavures en fonction du nombre de passes.

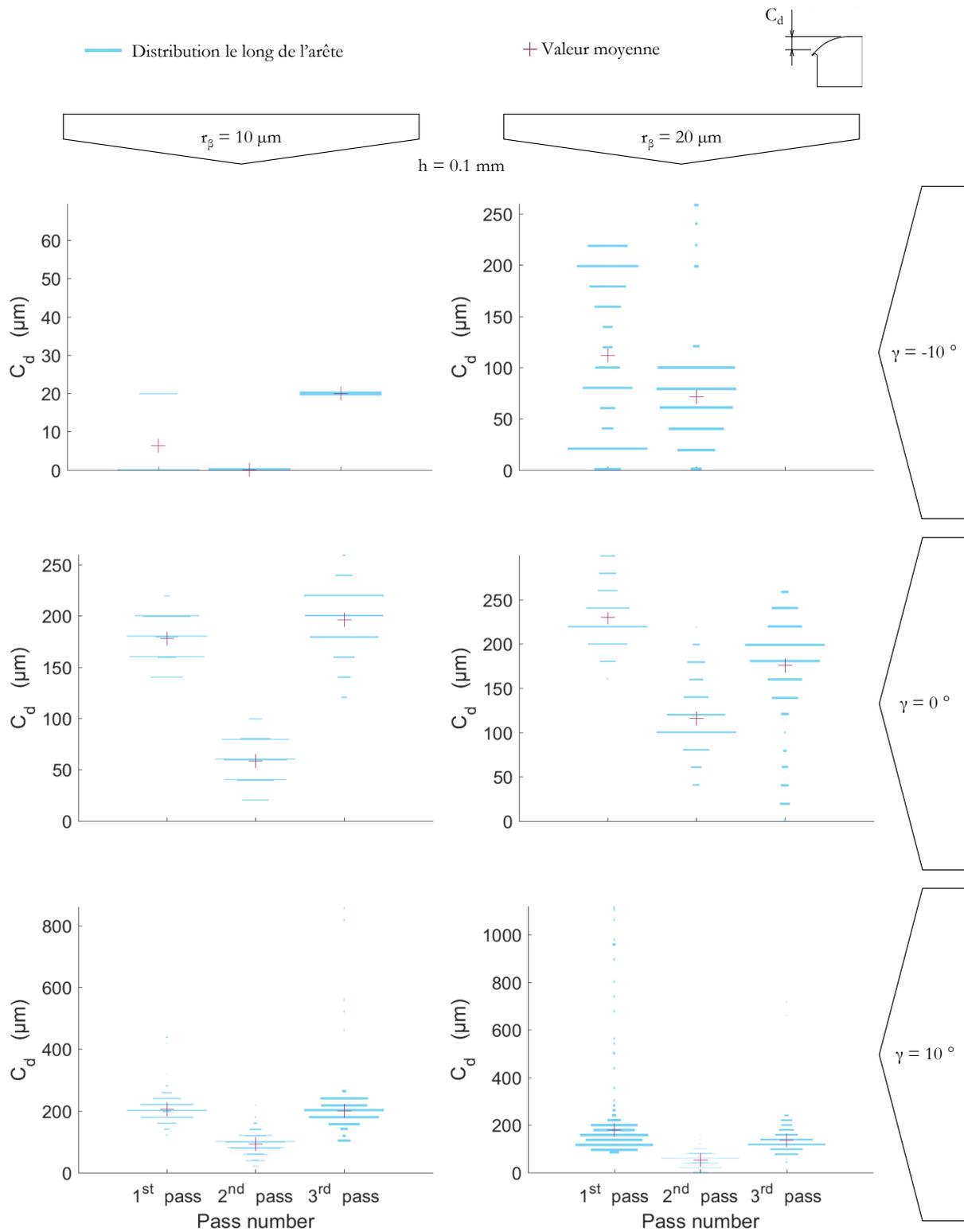


Figure C-5. Evolution de la profondeur des chanfreins en fonction du nombre de passes.

Annexe D – Courbes contrainte-déformation

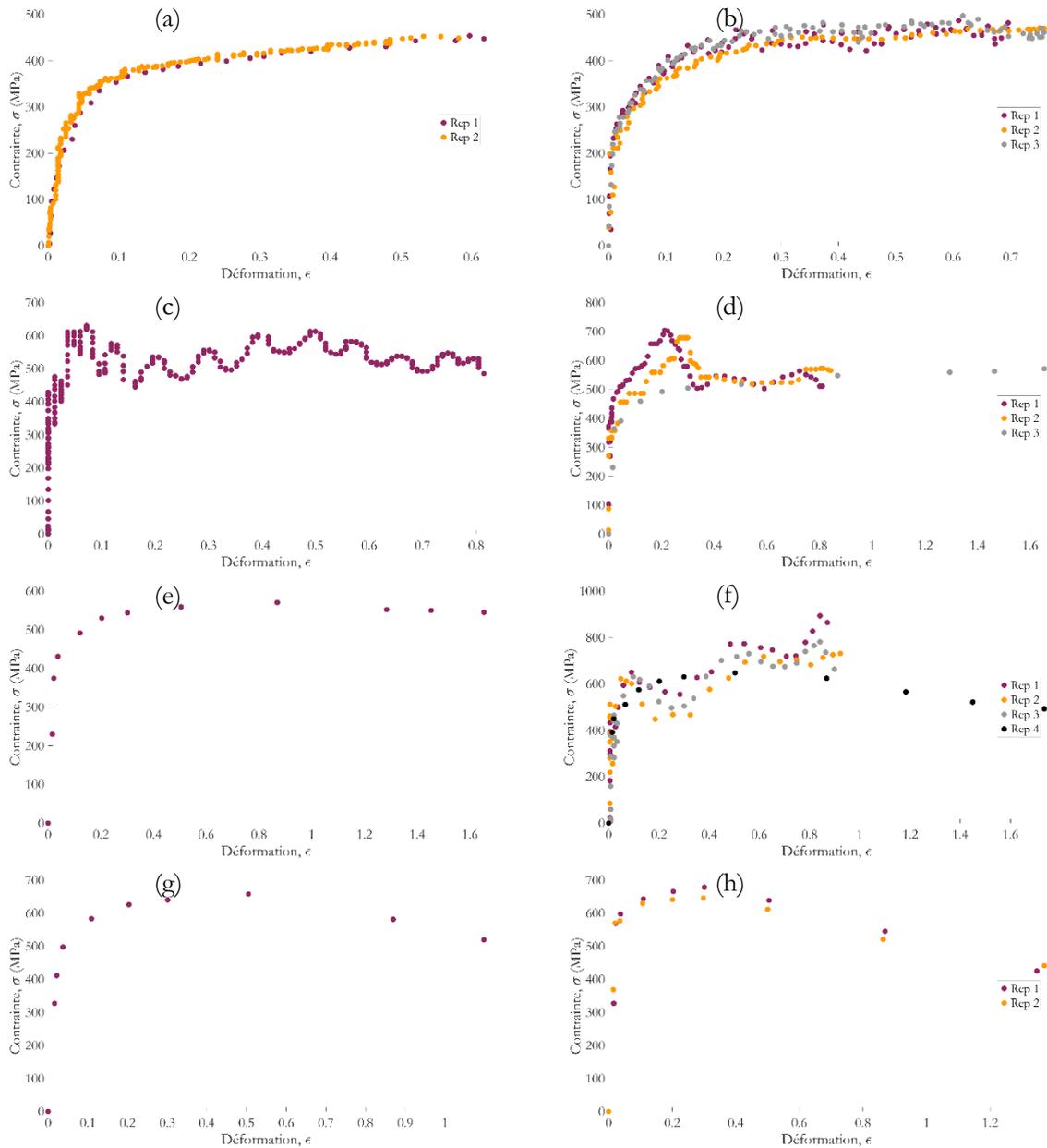


Figure D-1. Courbes contrainte-déformation. Vitesses de déformation : $0,01 \text{ s}^{-1}$ (a) ; 1 s^{-1} (b) ; 150 s^{-1} (c) ; 300 s^{-1} (d) ; 500 s^{-1} (e) ; 1000 s^{-1} (f) ; 4000 s^{-1} (g) ; 12000 s^{-1} (h).

Annexe E – Modélisation des efforts en fraisage

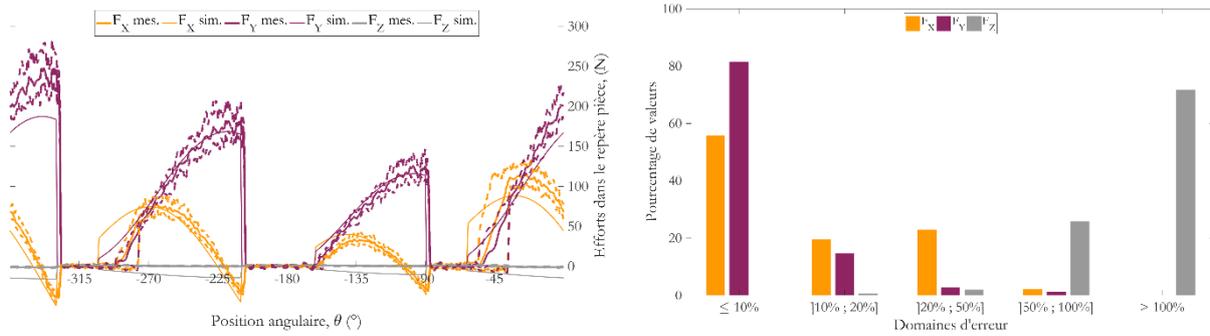


Figure E-1. $V_c = 100 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1}.dt^{-1}$; $a_e = 40 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$.

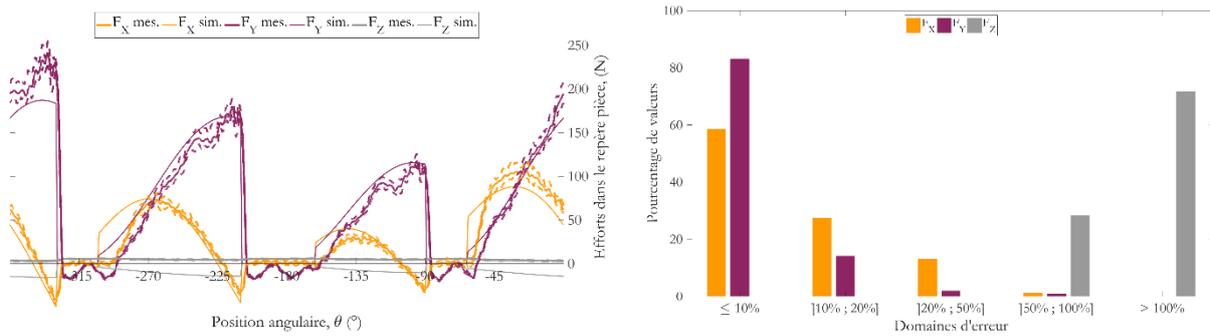


Figure E-2. $V_c = 300 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1}.dt^{-1}$; $a_e = 40 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$.

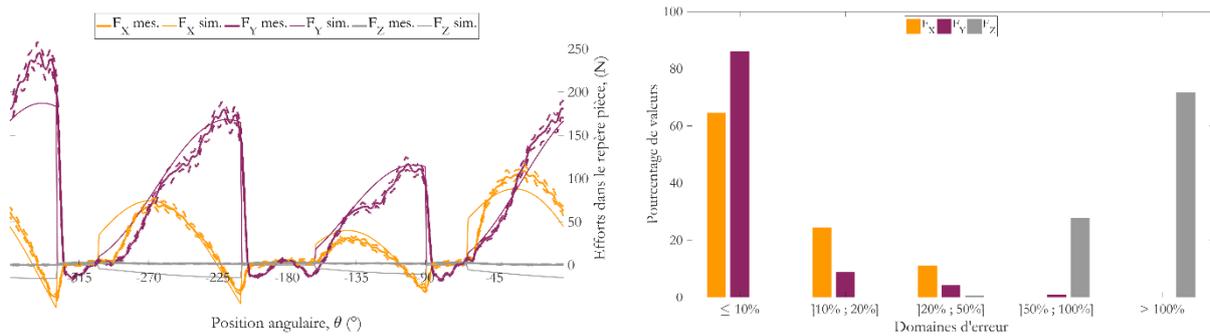
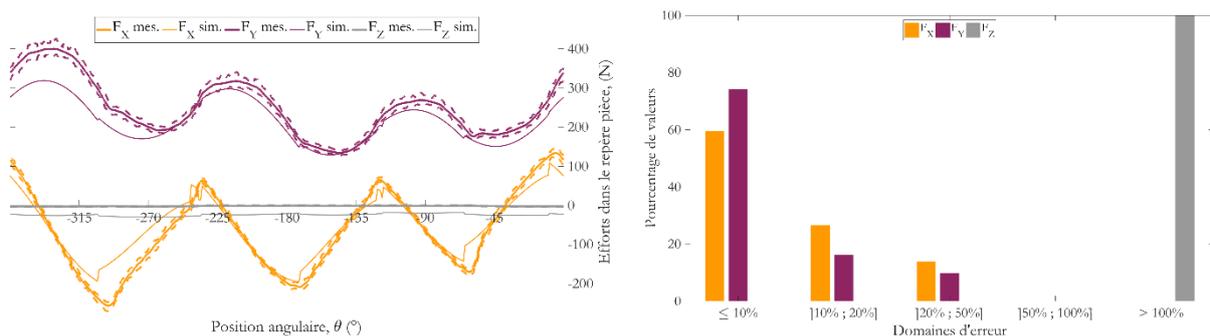
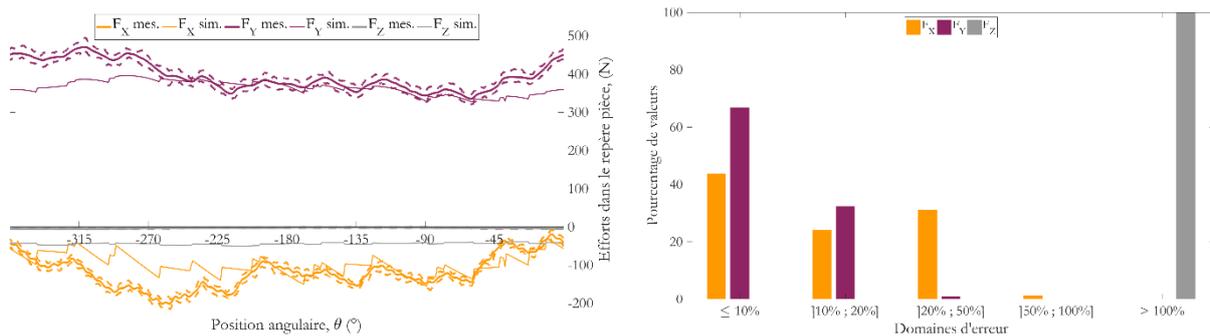
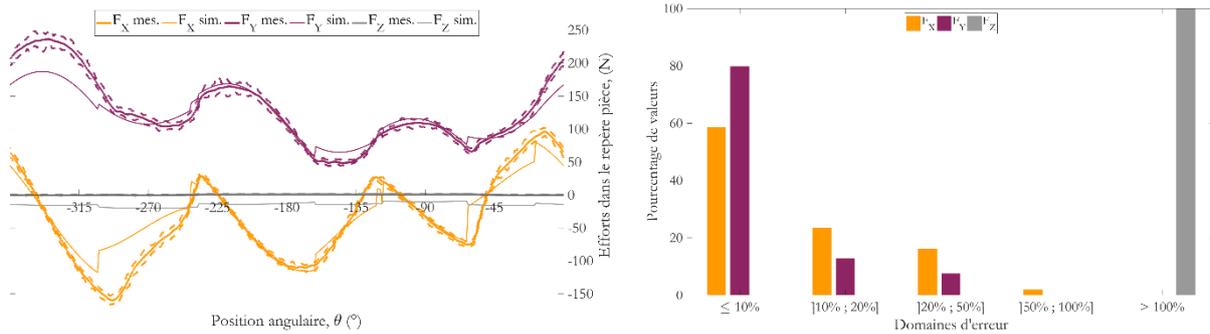
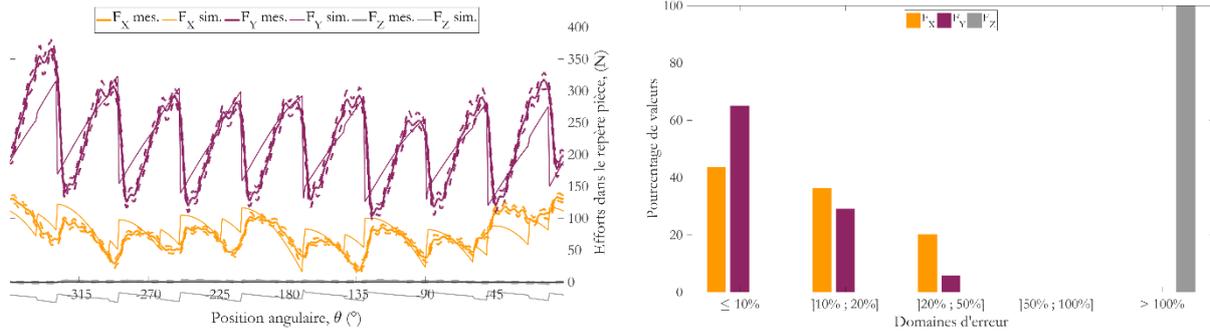


Figure E-3. $V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1}.dt^{-1}$; $a_e = 40 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$.



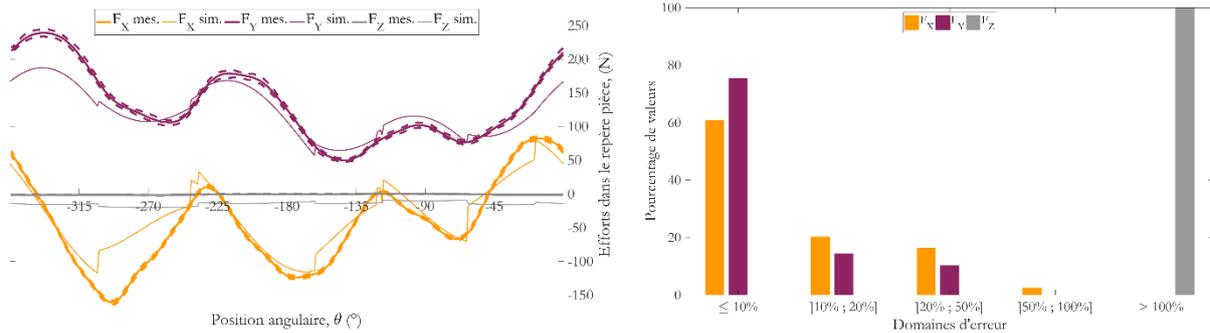


Figure E-8. $V_c = 2215 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dt}^{-1}$; $a_e = 80 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$.

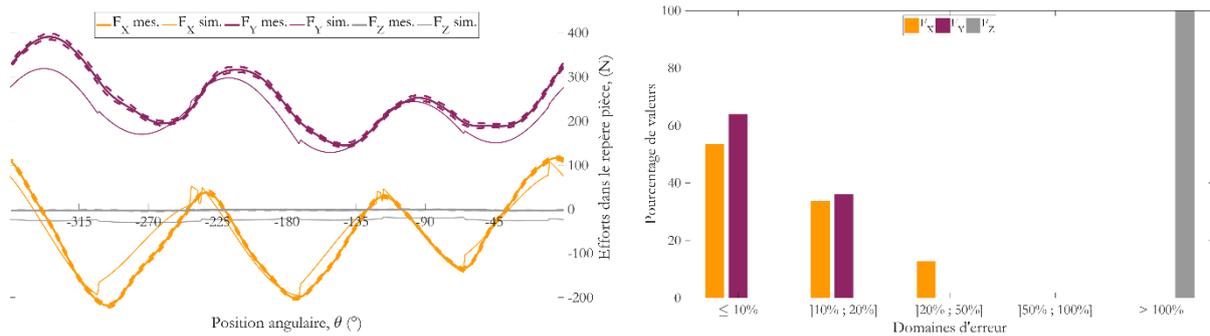


Figure E-9. $V_c = 2215 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,30 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dt}^{-1}$; $a_e = 80 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$.

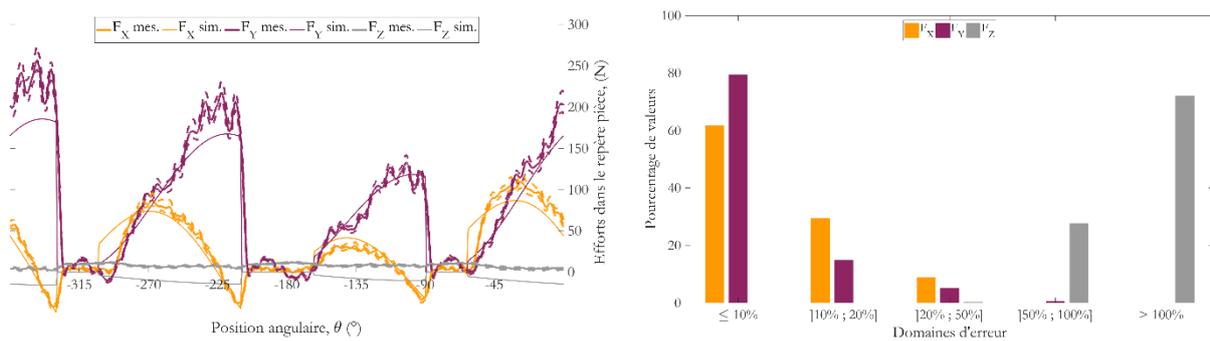


Figure E-10. $V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dt}^{-1}$; $a_e = 40 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$. (Campagne d'identification).

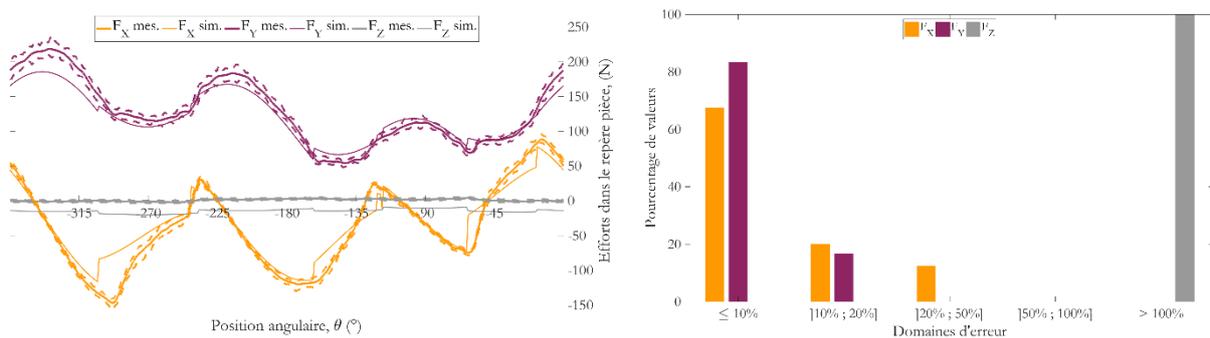


Figure E-11. $V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,15 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dt}^{-1}$; $a_e = 80 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$. (Campagne d'identification).

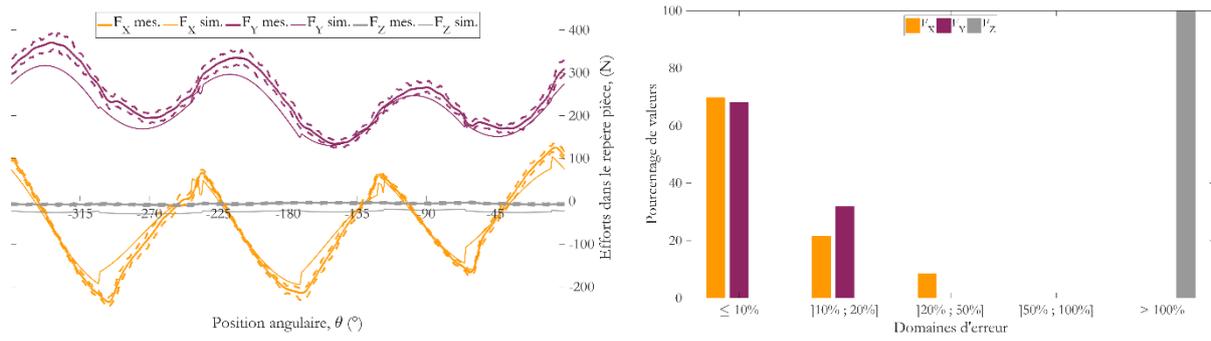


Figure E-12. $V_c = 500 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,30 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dt}^{-1}$; $a_e = 80 \text{ mm}$; $a_p = 1,5 \text{ mm}$; $Z = 3$. (Campagne d'identification).

Annexe F – Caractérisation des bavures en fraisage

Fraise à plaquettes tangentielles – Influences de f_z et a_p

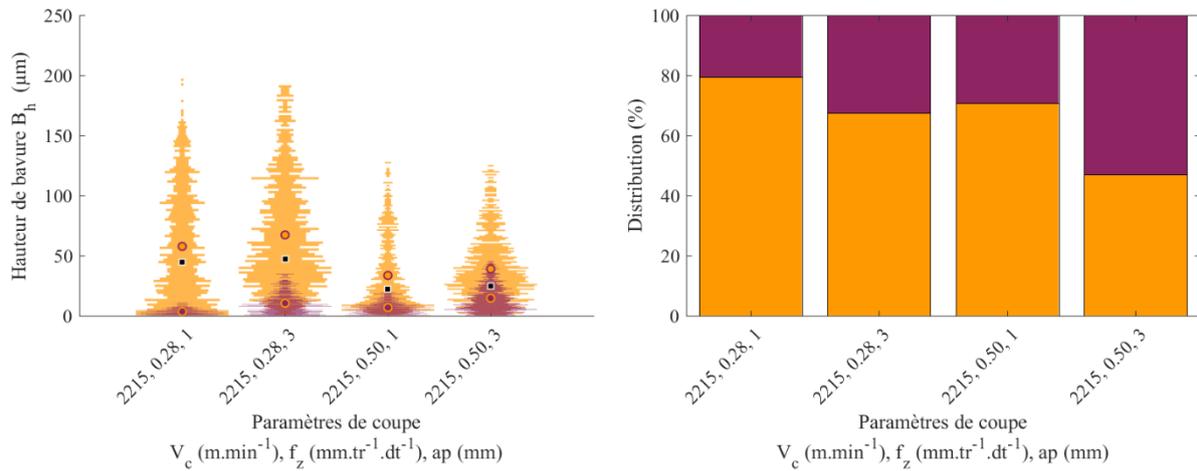


Figure F-1. Influences de f_z et a_p sur la formation des bavures ($V_c = 2215 \text{ m.min}^{-1}$; $\Phi_e = 0^\circ$; $Z = 3$).

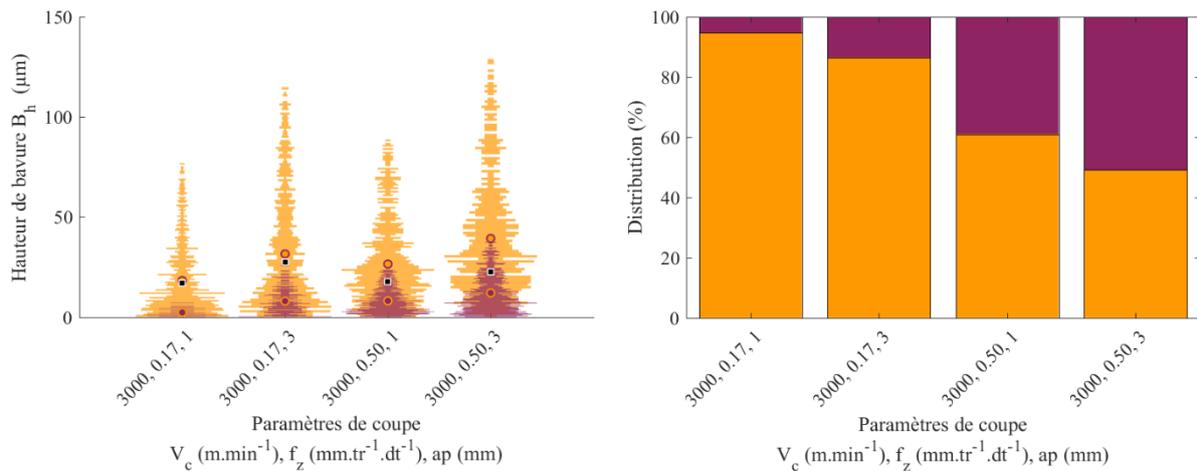


Figure F-2. Influences de f_z et a_p sur la formation des bavures ($V_c = 3000 \text{ m.min}^{-1}$; $\Phi_e = 0^\circ$; $Z = 3$).

Fraise à plaquettes tangentielle – Influence de Φ_e

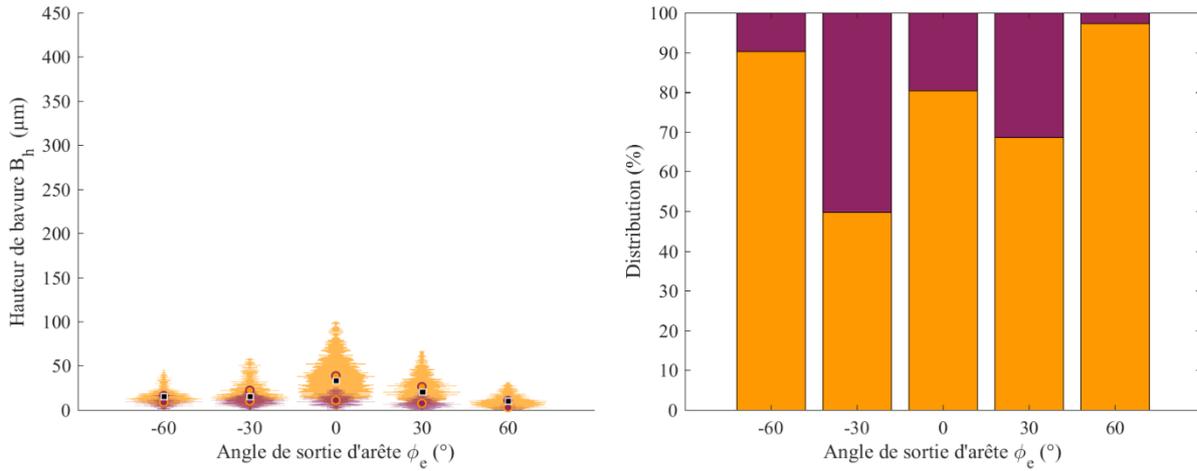


Figure F-3. Influence de Φ_e sur la formation des bavures ($V_c = 2215 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,17 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $Z = 3$).

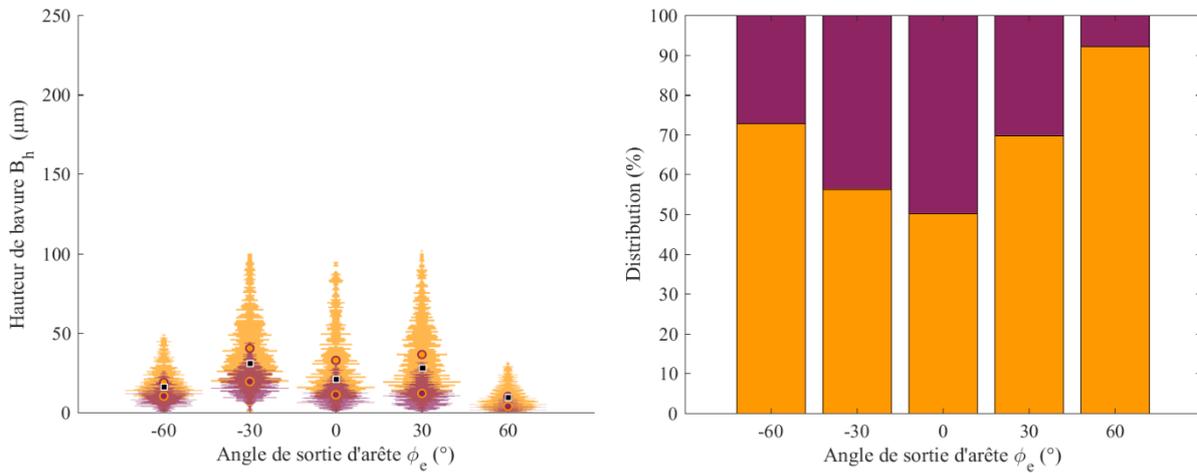


Figure F-4. Influence de Φ_e sur la formation des bavures ($V_c = 2215 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,4 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $Z = 3$).

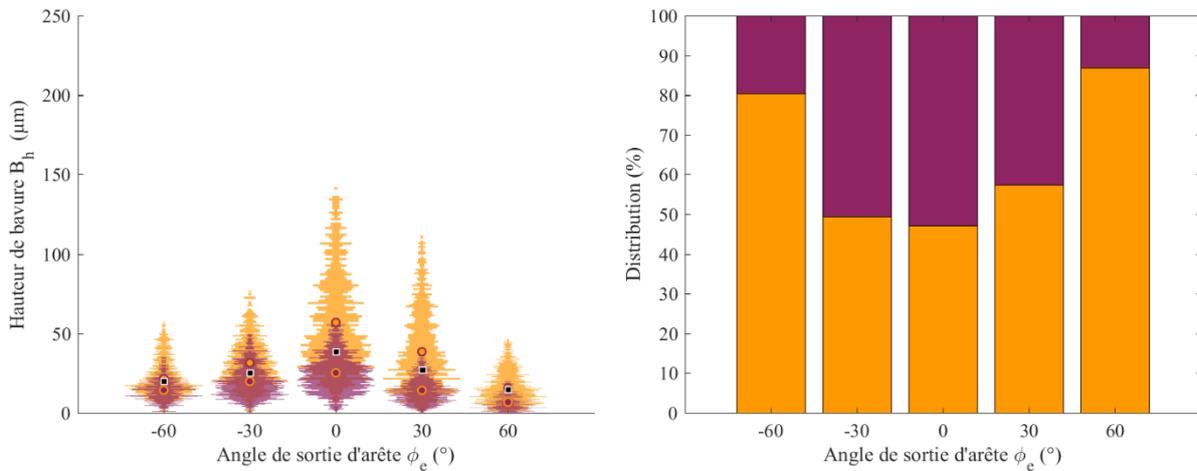


Figure F-5. Influence de Φ_e sur la formation des bavures ($V_c = 2215 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,6 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dt}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $Z = 3$).

Fraise à plaquettes tangentielles – Influence de la géométrie d’outil et de Φ_e

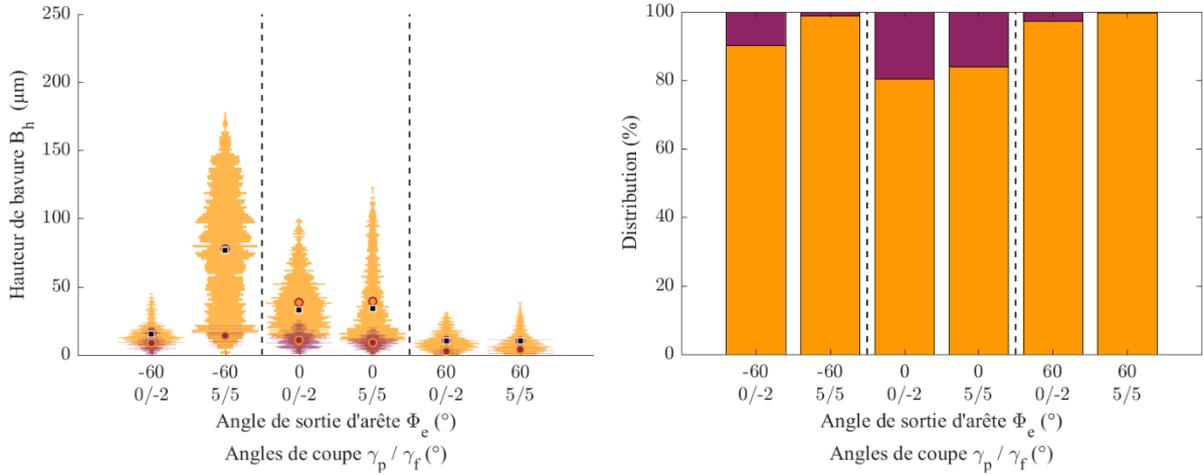


Figure F-6. Influences de Φ_e et de la géométrie d’outil sur la formation des bavures ($V_c = 3000 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,17 \text{ mm.tr}^{-1}.dt^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $Z = 3$).

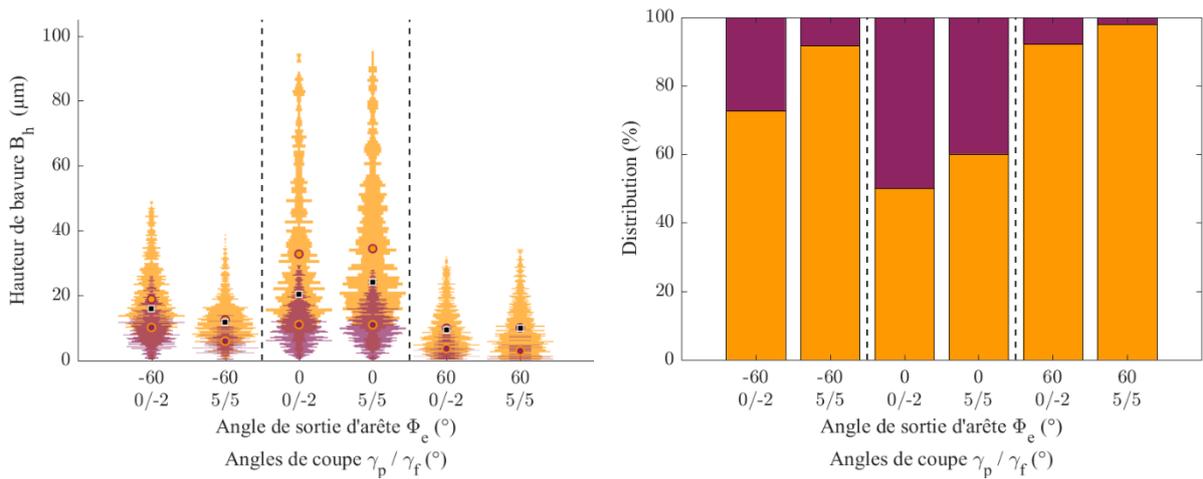


Figure F-7. Influences de Φ_e et de la géométrie d’outil sur la formation des bavures ($V_c = 3000 \text{ m.min}^{-1}$; $f_z = 0,17 \text{ mm.tr}^{-1}.dt^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $Z = 3$).

Fraise à grande avance – Influence de f_z

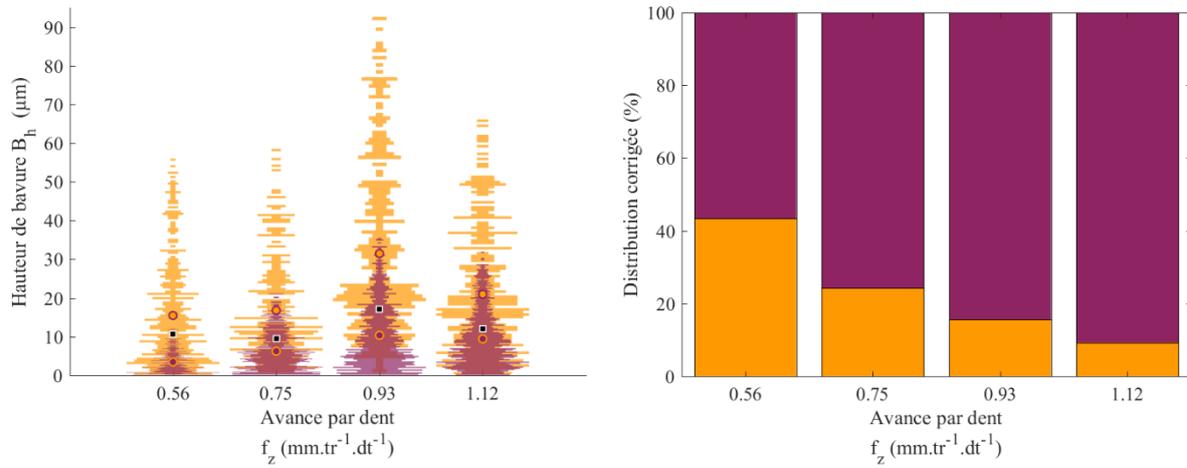


Figure F-8. Influence de f_z sur la formation des bavures ($V_c = 1000 \text{ m.min}^{-1}$; $a_p = 1 \text{ mm}$; $\Phi_e = 0^\circ$; $Z = 1$).

Analyses expérimentales et modélisation de la formation de bavures dans l'alliage AlSi7Mg0,3+0,5Cu – Application en coupe orthogonale et en fraisage

RESUME : Dans un contexte d'optimisation des lignes de production, la maîtrise de la qualité des pièces et des capacités machines est primordiale. Plusieurs études se sont intéressées à la formation des bavures en usinage mais les mécanismes sont encore peu connus, bien qu'un lien fort avec les efforts de coupe soit établi par divers auteurs. Ainsi, la maîtrise des efforts de coupe a un intérêt double : optimiser les lignes de production et servir de donnée d'entrée pour la prédiction de la taille des bavures. Cette étude propose donc de renforcer les connaissances concernant les mécanismes de formation des bavures générées par un outil en sortie matière, et de prédire les efforts de coupe en fraisage grande vitesse, dans l'alliage d'aluminium AlSi7Mg0,3+0,5Cu. Divers mécanismes de formation de bavures sont étudiés en coupe élémentaire. Une nouvelle méthode de mesure in situ permet d'identifier l'influence des conditions opératoires sur l'évolution statistique de critères géométriques caractérisant les bavures générées de façon hétérogène dans le cas de l'alliage étudié, dont le comportement est fortement dépendant de son état de contrainte local ainsi que de sa microstructure. Une analyse des champs de déplacement et déformation par corrélation d'images couplée ainsi qu'un modèle de simulation par éléments finis permettent d'identifier plus finement les mécanismes de formation des bavures. Le surfacage est étudié pour modéliser les efforts de coupe puis comparer les efforts produits lors de la sortie des dents avec les caractéristiques des bavures obtenues. Enfin, une stratégie de minimisation de la hauteur des bavures en surfacage à la fraise grande avance est étudiée.

Mots clés : Formation de bavures ; Modélisation des efforts de coupe ; Alliage d'aluminium ; Fraisage grande vitesse ; Coupe orthogonale ; Corrélation d'images

Experimental analysis and burr formation modeling on the AlSi7Mg0.3+0.5Cu alloy – Application to orthogonal cutting and milling

ABSTRACT: In a context of production lines optimization, parts quality and machine capabilities control is essential. Several studies have been carried out on machining burr formation but the mechanisms are not fully understood, although a strong link between burrs formation and cutting forces is established by several authors. Hence, controlling the cutting forces has two advantages: optimize the production lines and be used as input data for a burr height model. This study proposes to consolidate the knowledge on burr formation mechanisms during the exit of a tooth, and to predict cutting forces during high speed milling of the AlSi7Mg0.7+0.5Cu alloy. Various burr formation mechanisms are studied in orthogonal cutting. A new in situ measurement method allows to identify the statistical influence of some operational conditions on the evolution of some newly introduced geometrical parameters defining the burrs heterogeneously formed in the case of the studied alloy, whose behavior strongly depends on its local stress state as well as its microstructure. A displacement and strain field analysis using Digital Image Correlation, as well as a finite element model provide a better understanding of the burr formation mechanisms. Face milling is studied to model cutting forces and compare the forces produced during the exit of a tooth to the obtained burr morphologies. Finally, a burr height reduction strategy is proposed using a high feed mill.

Keywords : Burr formation ; Cutting forces modeling ; Aluminum alloy ; High speed milling ; Orthogonal cutting ; Digital image correlation