



**HAL**  
open science

# Etude mécanique et métallurgique du perçage d'une nuance d'acier inoxydable austénitique réfractaire

Rabiae Arif

► **To cite this version:**

Rabiae Arif. Etude mécanique et métallurgique du perçage d'une nuance d'acier inoxydable austénitique réfractaire. Matériaux. HESAM Université, 2020. Français. NNT : 2020HESAE013 . tel-02947968

**HAL Id: tel-02947968**

**<https://theses.hal.science/tel-02947968>**

Submitted on 24 Sep 2020

**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 SCIENCES DES MÉTIERS DE L'INGÉNIEUR**  
**LaBoMaP – Campus de Cluny**

# THÈSE

présentée par : **Rabiae ARIF**

pour obtenir le grade de : **Docteur d'HESAM Université**

préparée à : **École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

Spécialité : « **Génie Mécanique – Procédés de fabrication** »

## **Etude mécanique et métallurgique du perçage d'une nuance d'acier inoxydable austénitique réfractaire**

THÈSE dirigée par :

**Guillaume FROMENTIN**

et co-encadrée par :

**Frédéric ROSSI et Bertrand MARCON**

Tuteur industriel :

**Patrick BLANDENET**

### **Jury**

**M. Michaël FONTAINE**, Maître de Conférences HDR, FEMTO-ST, ENSMM

**M. Joël RECH**, Professeur des Universités, LTDS, ENISE

**M. Gilles DESSEIN**, Professeur des Universités, LGP, ENIT

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

**M. Bertrand MARCON**, Ingénieur de Recherches, LaBoMaP, Arts et Métiers Cluny

**M. Frédéric ROSSI**, Maître de Conférences, LaBoMaP, Arts et Métiers Cluny

**Mme. Véronique BOUVIER**, Responsable RID, Saint Jean Industries

Rapporteur  
Rapporteur  
Examineur  
Examineur  
Examineur  
Examineur  
Invitée

T  
H  
È  
S  
E

## *Remerciements*

Ces travaux de thèse sont l'aboutissement d'un long voyage et surtout d'un travail collectif. C'est donc avec plaisir que je saisis l'opportunité de ces premières lignes du mémoire de thèse pour exprimer ma gratitude et ma reconnaissance à tous ceux qui m'ont accompagné et soutenu dans la démarche de ces longues études.

*Dans un premier temps, je tiens à remercier les membres de jury :*

Monsieur Gilles DESSEIN, pour la présidence de ce jury de thèse.

Monsieur Michaël FONTAINE et monsieur Joël RECH pour avoir accepté de rapporter mes travaux de thèse. Merci infiniment pour le travail méticuleux en tant que rapporteurs de ce mémoire de thèse, ainsi que pour leurs échanges constructifs que nous avons pu avoir.

Madame Véronique BOUVIER, pour avoir accepté de participer à cette soutenance de thèse.

*Dans un second temps, je souhaite remercier toutes les personnes qui ont contribué de près et de loin à la réussite de ces travaux :*

A Guillaume FROMENTIN, pour avoir assuré la direction de ces travaux de thèse, pour ses conseils, sa disponibilité et l'efficacité de son soutien pendant ces trois années. J'ai beaucoup appris grâce à la qualité de ton enseignement.

A Frédéric ROSSI, pour avoir assuré un encadrement très proche à la fonderie et à l'usinage, pour ses conseils et ses idées précieuses.

A Bertrand MARCON, pour sa disponibilité, son investissement et sa patience. Tes conseils, tes idées ont contribué à la réussite de cette thèse.

A Patrick BLANDENET, pour ses conseils et son soutien.

*J'adresse ensuite mes remerciements aux collègues que j'ai côtoyés au cours de ces trois dernières années :*

- A mes collègues de Saint Jean Tooling et Saint Jean Industries :

L'ensemble du personnel technique de l'équipe outils-coupants : Gérald JONNERY, Jérémy MORGON, Jean-Baptiste FAYARD, Jonathan MALIK, Antoine LUC, Guillaume MALHERBE, Jean-Claude POUSSOT pour votre sympathie, vos contributions techniques et la qualité de votre savoir-faire.

- A mes collègues du LaBoMaP, de l'ENSAM et d'AMValor :

L'ensemble du personnel technique de l'équipe UGV : Romain BRENDLEN, Gilles DETROYAT, Mathieu ALADAME, Éric POLSINELLI et Gilles DELHOMME pour votre

sympathie, vos conseils, et votre aide. J'adresse également mes remerciements au personnel du centre d'Arts et Métiers Institut de Technologie de Cluny ayant pris part de près ou de loin à la réalisation de ce projet. Je pense notamment à Christophe DELORME, Pascal FILIPEK, Evelyne DARGAUD, Nathalie LAROCHE, Patrice HONORÉ, Aurélien BESNARD, Romaric MASSET, Lucas PUTIGNY, Christian NECTOUX, Emmanuel TRUJILLO, Françoise DARNAUD, ainsi qu'à l'équipe d'AMValor : Serge BORECKI, Richard CHATAIN, Guillaume FALCO, Denis LAGADRILLIERE, Damien EGLI, Isabelle BORDONNET, Rémi PORCHERAY. Ça a été un énorme plaisir de travailler avec vous.

J'ai également une pensée pour l'ensemble des doctorants, post-doctorants et docteurs que j'ai pu côtoyer durant ces trois dernières années :, Anna-Carla ARAUJO, Ivan HAMM, Côme LEGRAND, Wenyu CHENG, Bastien TOUBHANS, Seifeddine MEJRI, Théo DORLIN, Cécile NICOLI, Iheb CHERIF, Francisco DA SILVA, Rémi CURTI, Lamice DENGUIR, Younes FAYDI, Edouard DUCROUX, Yutao ZHANG, Tristan REGNIER, Robin DURIOT, Johan MERZOUKI, Khalil AOUADI, Chemseddine RAMOUL, Khaoula RAHMOUNI, Benoit BESSEAU, Rémy FRAYSSINHES. Votre soutien et vos conseils ont été incontournables pour la réussite de ses travaux et je vous en remercie beaucoup.

*Enfin, je souhaite terminer ces remerciements par ma famille et tous mes proches :*

A mes frères, Rachid, Hamza et Yassine. Vous m'avez toujours motivé et encouragé à bosser dans les moments les plus difficiles et j'en suis très reconnaissant.

A mes parents Laarbi et Latifa pour leur soutien sans cesse et l'amour qu'ils me portent toujours. Vous êtes une vraie école de la vie et je ne cesse d'apprendre tous les jours avec vous. Sans votre patience, votre confiance et votre amour, rien de tout cela n'aurait été possible.

Je souhaite conclure ces remerciements par un mot particulier à mes amis, anciens collègues et camarades qui m'ont guidé et soutenu pendant mon parcours universitaire. Enfin, je souhaite adresser quelques mots supplémentaires pour remercier tout particulièrement Tahar pour ses qualités humaines et nos discussions quotidiennes et multiples sur nos vies de jeunes chercheurs.

Cluny, le 14/05/2020

*Rabiae A.*

## Sommaire

<b>Remerciements.....</b>	<b>i</b>
<b>Sommaire.....</b>	<b>iii</b>
<b>Notations.....</b>	<b>vi</b>
<b>0. Introduction générale et présentation de l'étude.....</b>	<b>1</b>
0.1. Contexte de l'étude et objectifs industriels .....	1
0.2. Objectifs scientifiques de l'étude.....	2
0.3. Paramètres de l'étude .....	3
0.4. Démarche scientifique et organisation du mémoire .....	6
<b>1. Etat de l'art .....</b>	<b>9</b>
1.1. Notions générales sur l'usinabilité .....	9
1.1.1. Définition et critères d'évaluation .....	9
1.1.2. Cas des aciers inoxydables austénitiques .....	10
1.2. Généralités sur le perçage .....	12
1.2.1. Définition et spécificités générales .....	12
1.2.2. Différentes technologies de foret.....	12
1.2.3. Terminologie sur la géométrie d'un foret.....	13
1.3. Effet des paramètres d'usinage sur la coupe des aciers inoxydables austénitiques .....	13
1.3.1. Influence des conditions de coupe .....	13
1.3.2. Influence de la géométrie de l'arête de coupe.....	17
1.3.3. Influences du revêtement de l'outil.....	21
1.3.4. Influence des paramètres de coupe en perçage sur l'intégrité de surface des aciers austénitiques .....	24
1.4. Approches expérimentales en perçage.....	26
1.5. Synthèse et contributions à apporter.....	30
<b>2. Analyse des efforts de coupe et du régime transitoire lors du perçage de l'AIAR .....</b>	<b>32</b>
2.1. Introduction du chapitre.....	32
2.2. Démarche expérimentale .....	34
2.3. Article publié dans le journal IJAMT .....	36
1. Introduction .....	37
2. Experimental procedure, work materials and tool geometry.....	39

3.	Mechanical analysis of transient state .....	40
4.	Analysis of the local cutting forces .....	47
5.	General conclusions .....	55
6.	References .....	56
2.4.	Analyses complémentaires .....	57
2.4.1.	Stabilité du foret durant la pénétration .....	57
2.4.2.	Analyse des efforts de coupe globaux en perçage .....	58
2.4.3.	Analyse de la contribution des listels .....	59
2.5.	Synthèse .....	62
<b>3.</b>	<b>Études de l'érouissage lors de l'usinage de l'AIAR.....</b>	<b>64</b>
3.1.	Introduction du chapitre.....	64
3.2.	Procédure expérimentale.....	64
3.3.	Article publié dans le journal JMSE.....	66
1.	Introduction .....	67
2.	Investigations on drilling process .....	69
3.	Mechanisms analysis in orthogonal cutting .....	77
4.	Conclusions .....	89
5.	References .....	90
3.4.	Résultats complémentaires .....	92
3.4.1.	Intégrité de surface du trou lisse .....	92
3.4.2.	Analyse des modes de déformation de l'AIAR et l'état de surface usinée en coupe orthogonale .....	93
3.4.3.	Analyse du retour élastique en rabotage.....	95
3.5.	Synthèse .....	96
<b>4.</b>	<b>Investigations on drilling performance of high resistant austenitic stainless steel .....</b>	<b>97</b>
4.1.	Introduction du chapitre.....	97
4.2.	Journal soumis dans JMP .....	98
1.	Introduction .....	99
2.	Experimental procedure and materials .....	100
3.	Investigation of drill parameters on the tool life.....	103
4.	Study of strain hardening during drilling.....	113
5.	Conclusion.....	120
6.	References .....	122
4.3.	Analyses complémentaires .....	124

4.4. Synthèse .....	126
<b>5. Conclusions générales et perspectives .....</b>	<b>128</b>
5.1. Résultats globaux .....	128
5.2. Perspectives .....	129
<b>6. Références globales .....</b>	<b>130</b>
<b>7. Annexes .....</b>	<b>138</b>
Annexe 1 : données sur le matériau de l'étude .....	138
Annexe 2 : caractérisation de la cinématique du dispositif QST en perçage .....	139
Annexe 3 : mise en place d'un système de lubrification externe pour arrosage par l'huile entière	140

## Notations

<b>AIAR/HRASS</b>	(-)	Abréviation pour « Acier Inoxydable Austénitique Réfractaire »
$a_p$	(mm)	Engagement de la brosse
<b>BUE</b>	(-)	Abréviation anglaise pour « arête rapportée »
<b>C</b>	(-)	Coefficient de conversion HK en HV
<b>CAM</b>	(-)	Abréviation pour « Couple Arête-Matière »
<b>COM</b>	(-)	Abréviation pour « Couple Outil-Matière »
<b>DIC</b>	(-)	Abréviation anglaise pour « corrélation d'images numériques »
<b>ECE</b>	(-)	Abréviation anglaise pour « arête de coupe élémentaire »
<b>EDS</b>	(-)	Abréviation anglaise pour « Spectrométrie d'Énergie Dispersée »
$\varepsilon_{\text{éq}}$	(-)	Déformation plastique équivalente
$F_c$	(N)	Effort de coupe
$F_{cl}$	(N/mm/dt)	Effet de coupe local linéique
$F_f$	(N)	Effort d'avance
$F_{fl}$	(N/mm/dt)	Effet d'avance local linéique
$F_p$	(N)	Effort de pénétration
$f_z$	(mm/tr/dt)	Avance par tour par dent
$h$	(mm)	Épaisseur coupée
$h_c$	(mm)	Épaisseur du copeau
$h_\varepsilon$	( $\mu\text{m}$ )	Épaisseur de la couche déformée
<b>HK</b>	(HK 0.05)	Dureté Knoop
<b>HV</b>	(HV 0.05)	Dureté Vickers
$h_w$	( $\mu\text{m}$ )	Épaisseur de la couche écrouie
$K_{c,c}$	(MPa)	Effort spécifique de coupe dans la direction de la vitesse de coupe
$K_{c,f}$	(MPa)	Effort spécifique de coupe dans la direction de l'avance
$L_e$	(mm)	Longueur d'arête élémentaire
$L_p$	(mm)	Longueur de la pointe du foret
$M_c$	(N.m)	Couple de coupe
<b>MEB/SEM</b>	(-)	Abréviation pour « Microscopie Électronique à Balayage »
$N$	(tr/min)	Vitesse de rotation de la broche
$P_i$	(-)	Nombre de passe de l'outil
$P_n$	(-)	Plan normal
<b>QSD</b>	(-)	Abréviation anglaise pour « Dispositif de coupe brutalement interrompue »



<b><math>QST</math></b>	(-)	Abréviation anglaise pour « essai brutalement interrompu »
<b><math>R</math></b>	(mm)	Rayon du foret
<b><math>r_{\beta}</math></b>	( $\mu\text{m}$ )	Acuité d'arête
<b><math>r_{\beta\text{-ave}}</math></b>	( $\mu\text{m}$ )	Acuité d'arête moyennée
<b><math>V_{b\text{max}}</math></b>	( $\mu\text{m}$ )	Usure en dépouille maximale
<b><math>V_c</math></b>	(m/min)	Vitesse de coupe
<b><math>V_f</math></b>	(mm/min)	Vitesse d'avance
<b><math>V_p</math></b>	(mm/min)	Vitesse d'avance de la brosse
<b><math>w</math></b>	( $\mu\text{m}$ )	Largeur du listel
<b><math>Z</math></b>	(mm)	Descente du foret
<b><math>\alpha_{fe}</math></b>	( $^{\circ}$ )	Angle de dépouille en travail dans le plan $P_f$
<b><math>\alpha_n</math></b>	( $^{\circ}$ )	Angle de coupe dans le plan $P_n$
<b><math>\alpha_o</math></b>	( $^{\circ}$ )	Angle de dépouille dans le plan $P_o$
<b><math>\gamma</math></b>	(-)	Phase austénitique
<b><math>\gamma_n</math></b>	( $^{\circ}$ )	Angle de dépouille dans le plan $P_n$
<b><math>\Delta\varepsilon_{\text{éq}}</math></b>	(-)	Déformation plastique équivalente incrémentale
<b><math>\theta</math></b>	( $^{\circ}$ )	Angle affectée par la déclaration de la broche
<b><math>\kappa_r</math></b>	( $^{\circ}$ )	Angle de direction de l'arête de coupe
<b><math>\xi</math></b>	(-)	Rapport de compression
<b><math>\varphi</math></b>	( $^{\circ}$ )	Angle d'inclinaison de l'arête de coupe

## **0. Introduction générale et présentation de l'étude**

### **0.1. Contexte de l'étude et objectifs industriels**

L'un des principaux challenges de l'industrie est d'améliorer efficacement la qualité des produits en respectant à long terme les impératifs environnementaux. L'industrie automobile est un des secteurs particulièrement visé par ces nouvelles exigences. Aussi, les acteurs de cette industrie s'efforcent de réduire la consommation des moteurs actuels et futurs pour une diminution significative de la quantité de CO<sub>2</sub> émise. L'industrie automobile s'est beaucoup investie pour répondre à cette volonté grâce à des projets innovants. Parmi ces derniers, l'utilisation des moteurs équipés de turbocompresseurs et de systèmes d'injection directe d'essence (GDI) qui ont pour objectif de contrôler parfaitement la quantité et le moment de l'injection du carburant, améliorant ainsi l'efficacité de la combustion et garantissant un rendement élevé tout en conservant une bonne puissance.

Cependant, les températures extrêmes accompagnant l'augmentation de la puissance en sortie moteur peuvent atteindre 1050 °C entraînant une dégradation des propriétés mécaniques des corps de turbocompresseurs. Pour remédier à ce nouveau problème et conserver des caractéristiques mécaniques adéquates à haute température, l'utilisation des Aciers Inoxydables Austénitiques Réfractaires (AIAR) apparaît comme une solution optimale grâce à leurs propriétés thermomécaniques et leur résistance à la corrosion à hautes températures. En effet, les AIAR possèdent une faible conductivité thermique et une ductilité importante ce qui leur permet de garder une meilleure résistance mécanique vis-à-vis des contraintes thermomécaniques générées par les turbocompresseurs. Le corolaire de ces deux avantages est que ces alliages sont très difficiles à usiner pour les raisons énoncées ci-après : d'une part, à cause de la faible diffusivité thermique des AIAR, la chaleur générée par la coupe est peu dissipée dans la pièce usinée et est par conséquent maintenue aux interfaces outil/copeau et pièce/outil, ce qui favorise une usure prématurée de l'outil de coupe [Desaigues et al., 2016; Pradeep Kumar et al., 2017] ; d'autre part, la forte ductilité de ces alliages les rendent collant et potentiellement favorable à une dégradation rapide des outils [Lee et al., 2009; M'Saoubi et al., 2011]; de surcroît, la microstructure de ces alliages contient une phase austénitique écrouissable avec des carbures de chrome et de niobium très durs ce qui peut également contribuer à la dégradation rapide des outils par abrasion. Evidemment, la dualité des caractères ductile et écrouissable rend l'analyse de l'usinabilité complexe car les matériaux plus durs s'accompagnent souvent d'une usinabilité améliorée.

La FIGURE 0-1, illustre quelques exemples des pièces produites par le groupe Saint Jean Industries : pièces de liaison au sol, corps de turbocompresseur et culasses. Ce projet s'intéresse uniquement aux corps de turbocompresseur en AIAR (FIGURE 0-1 (b)). Etant des pièces de fonderie, l'usinage de ces dernières nécessite des opérations de fraisage, de perçage et de taraudage pour rendre les surfaces fonctionnelles. Du fait de la mauvaise usinabilité de ces alliages, les conditions de coupe et la durée de vie des outils sont fortement altérées par rapport à l'usinage des aciers standards de résistance mécanique équivalente. Dans le cas des opérations intérieures comme le perçage et le taraudage, la sévérité de l'usinage est encore

accrue et ceci d'autant plus qu'elles reposent sur des outils monoblocs étagés, complexes et coûteux (FIGURE 0-1 (d)).

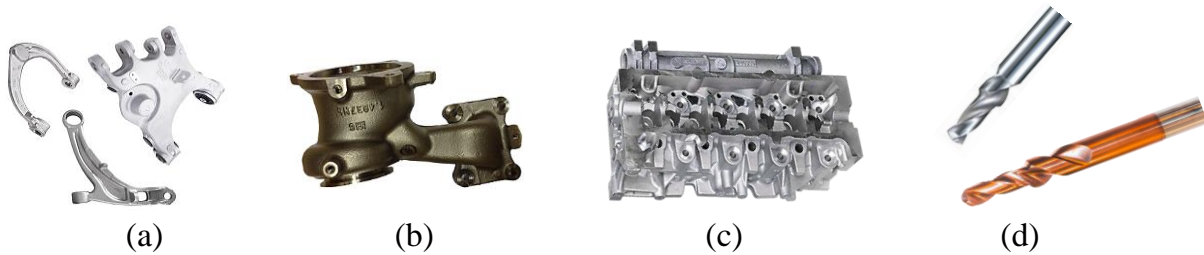


FIGURE 0-1. Exemples de produits du groupe Saint Jean Industries : pièces de liaison au sol (a), corps de turbocompresseurs (b), culasse (c) forets en carbure de tungstène, monoblocs étagés (d)

Au sein du groupe Saint Jean Industries, la filiale Saint Jean Tooling en tant que partenaire industriel de cette étude, fournit des outils coupants utilisés pour l'usinage des pièces fabriquées dans les différentes usines du groupe. L'apparition des alliages d'acier inoxydables austénitiques réfractaires dans les pièces à produire chez Saint Jean Industries a créé de nouvelles problématiques de production. C'est pourquoi le partenaire industriel souhaite détecter les origines de l'usure prématurée et de la casse aléatoire des forets lors du perçage des corps de turbocompresseurs. L'une des voies pour l'amélioration de la productivité souhaitée par le groupe Saint Jean Industries est notamment la proposition de géométries de coupe innovantes dédiées à cette application.

## **0.2. Objectifs scientifiques de l'étude**

Les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit ont pour objectif de répondre aux besoins de l'entreprise Saint Jean Tooling (Saint Jean d'Ardières) et Saint Jean Industries (Harol) en termes de compréhension et développement de nouvelles géométries de coupe en carbures de tungstène pour le perçage des corps de turbocompresseurs en AIAR. Les travaux menés dans cette thèse ont donné lieu à une convention CIFRE et s'inscrivent dans le cadre du laboratoire commun ANR LUMIERE entre le LaBoMaP et Saint Jean Tooling.

Bien que l'étude de l'usinabilité des aciers inoxydables ait fait l'objet de plusieurs études scientifiques par le passé [El-Tamimi et al., 2008; Junior et al., 2009; Jurko, 2008; Nomani et al., 2013; Xavior et al., 2009], la nuance d'acier inoxydable GX40 CrNiNbSi 24-12 de ce manuscrit est très peu étudiée et son usinabilité présente aujourd'hui plusieurs problématiques particulièrement en perçage. Le perçage a toujours été une opération très difficile à comprendre et à modéliser en raison des géométries complexes des forets hélicoïdaux et du confinement de la zone de coupe qui rend l'évacuation des copeaux et de la température de coupe générée particulièrement délicat. Une mauvaise évacuation des copeaux peut entraîner une dégradation très rapide, voire une casse brutale et imprévisible de l'outil de coupe, dégradant l'intégrité de surface de la pièce usinée jusqu'à la non-conformité de cette dernière et donc un manque à gagner direct pour l'unité de production (rebut non valorisable).

Dans cette optique, la première partie de l'étude, purement expérimentale se focalise sur la compréhension du comportement des forets hélicoïdaux présentant une problématique de casse brutale dans les cellules de production des turbocompresseurs à partir des essais de

Couple Outil Matière (COM) pendant le perçage de l'AIAR. Ce premier objectif de la thèse vise à déterminer le domaine des conditions d'usinage dans lequel le procédé sera étudié. Ensuite, on s'attachera à analyser et quantifier séparément l'influence des conditions de coupe sur l'évolution des efforts de coupe globaux. Enfin, une analyse approfondie à l'échelle mésoscopique sera réalisée. En particulier, les efforts de coupe locaux seront étudiés. L'objectif étant de corréliser l'évolution des efforts de coupe le long de l'arête avec celle de la géométrie de coupe locale du foret. Pour ce faire, une décomposition des efforts globaux le long de l'arête de coupe sera adoptée pendant le régime permanent du perçage (hors engagement du foret et fin de perçage). Cette méthode permettra de comprendre l'influence de l'évolution de la géométrie de coupe locale sur la répartition des efforts de coupe le long des arêtes de coupe.

Le second objectif de l'étude vise à caractériser le phénomène de l'écroûissage du matériau de l'étude. Les développements réalisés dans cette étude ont permis la caractérisation du champ de déformations équivalentes in-situ et son cumul et donc l'évolution de la sous-couche déformée.

Enfin, le dernier objectif de la thèse est le développement de nouvelles géométries de coupe en perçage, à travers une étude centrée sur la préparation des arêtes. Ces travaux sont destinés au partenaire industriel de l'étude dans le cadre de l'optimisation des opérations de perçage. Dans ce contexte, plusieurs géométries de coupe sont étudiées par des essais d'usure (résistance à l'usure en dépouille  $Vb_{max}$ ) et sont ensuite caractérisées d'un point de vue mécanique (efforts de coupe :  $F_f$  et  $M_c$ ). Les mécanismes d'usure principaux apparaissant lors du perçage des AIAR et des analyses post-mortem par tomographie sont également présentés.

### **0.3. Paramètres de l'étude**

Comme évoqué précédemment, ce projet de recherche se focalise sur l'analyse des efforts de coupe et de l'écroûissage lors du perçage des AIAR. Un des alliages très utilisés récemment par l'usine Saint Jean Industries située à Harol pour la fabrication des corps de turbocompresseurs est le G X40 CrNiNbSi 24-12. Il s'agit d'un acier de fonderie fortement allié et sans traitement thermique, industriellement connu par la dénomination 1.4837. Sa microstructure est formée principalement d'une phase austénitique  $\gamma$  avec des carbures abrasifs très durs de chrome  $Cr_xC_y$ , de niobium  $NbC$  et des particules de silicium  $SiO_x$  comme illustré dans la FIGURE 0-2.

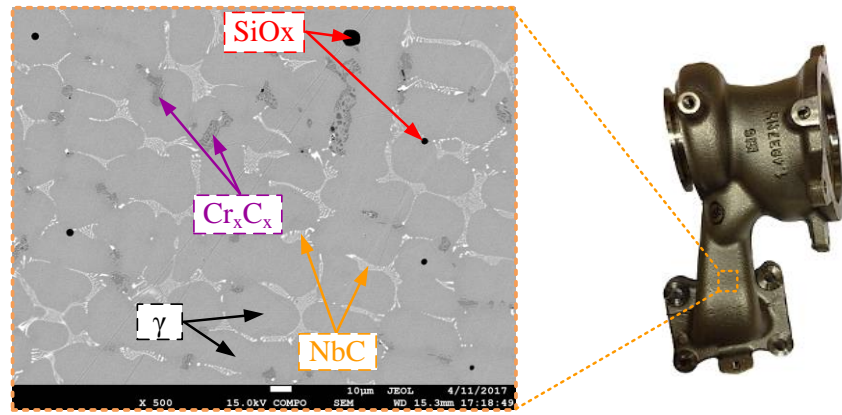


FIGURE 0-2. Microstructure de l'AIAR, GX40 CrNiNbSi 24-12 obtenue par Microscope Electronique à Balayage (MEB)

Comme indiqué dans la FIGURE 0-3, différentes configurations expérimentales sont étudiées dans ce manuscrit :

- Perçage de trous borgnes (FIGURE 0-3 (a)) afin de reproduire les conditions industrielles dans un environnement parfaitement maîtrisé et instrumenté en mesure d'efforts de coupe.
- Coupe brutalement interrompue, Quick-Stop Test (QST) en perçage (FIGURE 0-3 (b)) pour caractériser le phénomène d'écaillage sous le passage successif des arêtes de coupe du foret.
- Coupe orthogonale en rabotage (FIGURE 0-3 (c)) pour observer la déformation de la sous-couche usinée grâce à une caméra rapide puis analyser la contribution de chaque passe sur l'évolution de la couche écaillée.

La majorité des essais de perçage y compris les essais de QST est effectuée avec l'arrosage au centre en utilisant une huile soluble à 8%. Tandis que les essais de coupe orthogonale en rabotage sont réalisés sans fluide de coupe en raison de la proximité d'une caméra ultra-rapide permettant de filmer finement la déformation de la matière.

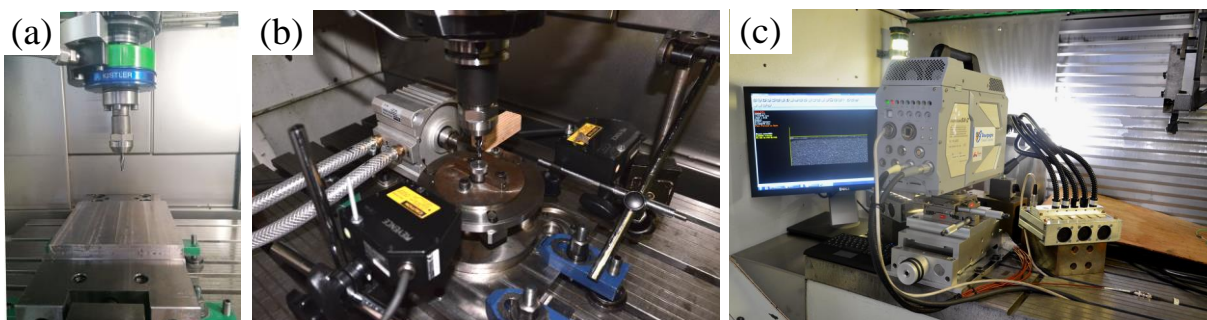


FIGURE 0-3. Différentes opérations d'usinage utilisées : perçage de trous borgnes sur plaque (a), coupe brutalement interrompue (QST) en perçage (b), coupe orthogonale en rabotage (c)

Les essais de rabotage sont réalisés avec des plaquettes ARNO PROFIL-CUT 213202 non revêtues en carbure de tungstène avec un liant cobalt (HW-K20). Un angle de coupe  $\gamma_n$  et de dépouille  $\alpha_n$  de  $7^\circ$  sont choisis pour approcher les angles du foret utilisé par le partenaire industriel. Concernant les essais de perçage, tous les outils de coupe spéciaux nécessaires sont

affûtés et préparés par le partenaire de l'étude Saint Jean Tooling. Il s'agit de forets hélicoïdaux étagés monoblocs en carbure de tungstène de  $\varnothing = 5.1^{\pm 0.05}$  mm avec un arrosage au centre. Le premier étage réalise des trous de 15 mm de profondeur tandis que le deuxième étage sert à faire un chanfrein plus un lamage de  $\varnothing = 7.2^{\pm 0.05}$  mm sur 2 mm de profondeur (FIGURE 0-4).

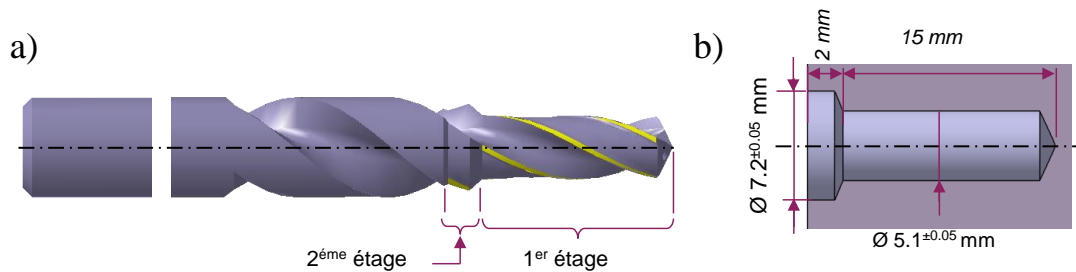


FIGURE 0-4 Exemple de géométrie de coupe des forets étudiés (a), dimensions géométriques des trous percés (b)

Les éprouvettes représentatives aux corps de turbocompresseurs sont préparées à la fonderie du LaBoMaP à partir de charges massives fournies par l'entreprise Saint Jean Industries. Les pièces sont coulées par gravité dans des moules en sable afin de correspondre le plus possible au procédé d'obtention des corps de turbocompresseurs. Enfin, la microstructure, composition chimique et la dureté sont analysées après chaque coulée pour s'assurer que les propriétés obtenues sont similaires à celles des corps de turbocompresseurs (dureté, taille des microstructures et composition chimique) (voir Annexe 1).

Les paramètres de préparation des éprouvettes d'usinage sont illustrés dans la FIGURE 0-5. Il est à noter que toutes les éprouvettes représentatives des corps de turbocompresseurs sont préparées par fonderie au LaBoMaP afin de maîtriser leur processus d'obtention et éviter une éventuelle dispersion au niveau de leurs propriétés. Pour chaque coulée réalisée, les creusets utilisés sont poteyés avec une couche de silicate de zirconium (FIGURE 0-6) pour limiter la diffusion du carbone pouvant provenir du matériau du creuset dans la coulée qui pourrait changer les propriétés des éprouvettes représentatives.

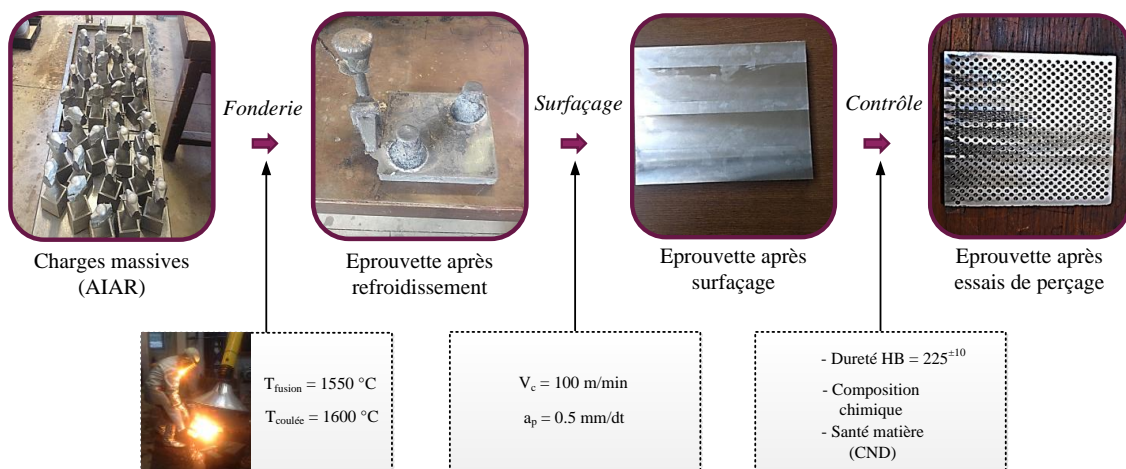


FIGURE 0-5 Paramètres d'élaboration des éprouvettes d'essais par fonderie



FIGURE 0-6 Creuset poteyé avec une couche de silicate de zirconium (CERAMOL 58/1)

#### 0.4. Démarche scientifique et organisation du mémoire

La démarche scientifique globale du projet, comme illustrée dans la FIGURE 0-7, consiste principalement à comprendre et caractériser l'usinabilité de l'AIAR étudié afin de pouvoir développer des géométries de coupe optimale en prenant en considération les propriétés physiques et mécaniques de la pièce usinée.

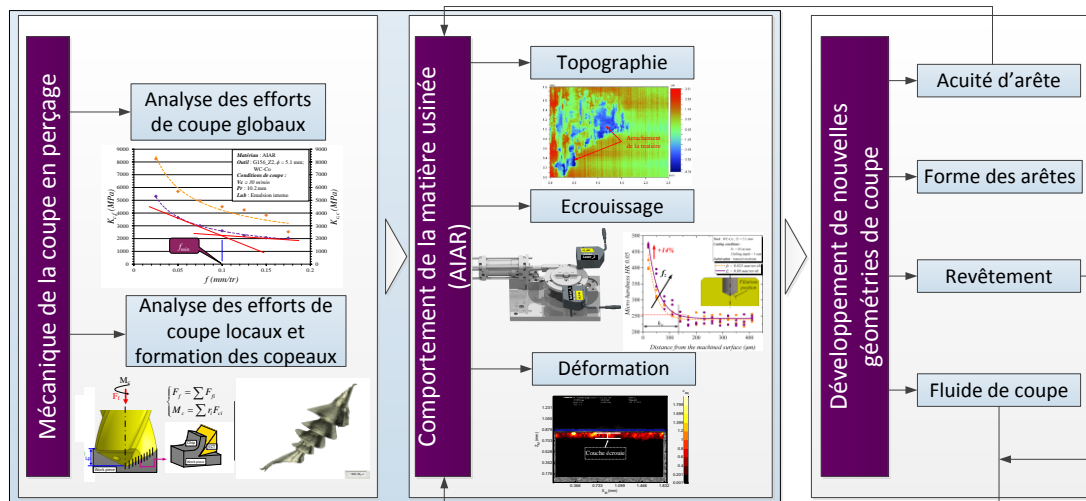


FIGURE 0-7. Démarche globale de l'étude

Il est à noter que le travail réalisé pendant ce projet de recherche fait l'objet d'un mémoire par articles. Ces derniers suivent l'ordre de la démarche scientifique afin de faciliter la compréhension du présent mémoire. Chaque article est présenté dans un chapitre dédié agrémenté d'une introduction permettant de bien le situer dans le contexte global du projet de thèse mais aussi d'éléments complémentaires, non mis en avant de façon suffisamment détaillé dans l'article tel que publié, mais permettant de mieux mettre en avant l'ensemble des travaux réalisés et de développer d'avantage les réflexions menées (le format article ne permettant pas de tout présenter de façon exhaustive). Ainsi, l'ensemble des travaux présentés dans ce mémoire est divisé en quatre chapitres:

- Le premier chapitre est consacré à une revue bibliographique sur l'usinage des aciers inoxydables austénitiques en insistant notamment sur la technique du perçage, les principales problématiques liées à cette opération et les différentes méthodes d'analyse

des efforts de coupe locaux. Par ailleurs, quelques méthodes expérimentales pour analyser les mécanismes de déformation plastique et leur lien avec le phénomène d'écrouissage, y sont aussi présentées.

- Le deuxième chapitre consiste à analyser les efforts de coupe en perçage dans les conditions industrielles. Pour ce faire, dans un premier temps le phénomène d'apparition de pics sur les efforts de coupe ( $F_f$  et  $M_c$ ) pendant le régime transitoire du perçage est finement analysé puis corrélé avec la formation des copeaux. Ensuite, la démarche Couple Arête-Matière (CAM) est aussi utilisée dans le cadre du perçage. L'objectif étant d'avoir une cartographie des efforts de coupe locaux linéiques (principe de la discrétisation d'arête) le long de l'arête de coupe afin de les corrélés avec la géométrie de coupe locale des forets. Pour cela, deux méthodes de discrétisation des efforts de coupe globaux sont utilisées. Une première méthode permettant de décomposer les efforts de coupe globaux mesurés pendant l'enfoncement de la pointe du foret. Tandis que la deuxième méthode consiste à décomposer physiquement l'arête de coupe et donc isoler l'effet de chaque segment d'arête. La mise en œuvre de ces deux méthodes et leur comparaison permet, en plus de la compréhension des phénomènes locaux, de vérifier l'hypothèse d'indépendance des segments. La majeure partie des résultats de ce chapitre est détaillée dans un premier article publié en 2019 dans le journal IJAMT (International Journal of Advanced Manufacturing Technology).
- Le troisième chapitre, constitué principalement d'un second article publié en 2020 dans le journal JMSE (Journal of Manufacturing Science and Engineering), consiste à comprendre et caractériser l'écrouissage lors de la coupe de l'AIAR dû aux contraintes mécaniques appliquées lors du passage de l'outil et de la coupe de la matière. Dans ce contexte, deux types de caractérisations sont réalisés. Tout d'abord, des perçages en coupe interrompue permettent d'analyser finement l'évolution de l'écrouissage (profondeur affectée et quantification par micro-dureté) le long de l'arête de coupe et donc en fonction de la géométrie locale de coupe comme pour les analyses des efforts de coupe locaux présentées dans le chapitre précédent. Ensuite, des caractérisations complémentaires en coupe orthogonale (configuration de rabotage) instrumentée notamment avec une caméra ultra-rapide sont réalisées et permettent l'observation in-situ au plus près de l'arête de coupe et la détermination des champs de déformation par corrélation d'images numériques. Il est à noter que le perçage étant une opération continue, la deuxième arête de coupe du foret coupe en permanence la sous-couche affectée par le premier passage de l'arête de coupe précédente. Pour reproduire cette séquence, l'effet de plusieurs passes de l'arête de coupe en rabotage sur l'évolution de l'écrouissage est étudié. Pour autant le chargement thermique en rabotage n'est pas comparable à celui présent durant l'opération fermée et cyclique en perçage ; ce point ne sera pas considéré dans cette étude en rabotage ; l'objectif ici étant d'analyser le cumul de la couche déformée par le passage successif de l'arête de coupe.



- Le quatrième chapitre, également composé d'un article soumis en 2020 dans le journal JMP (Journal of Manufacturing Processes), porte quant à lui sur le développement d'une nouvelle géométrie de coupe optimisée pour le perçage de l'AIAR (et répondant aux attentes du partenaire industriel). Pour ce faire, une étude sur l'influence des paramètres géométriques de l'outil de coupe (trois géométries étudiées) est réalisée à travers des essais de durée de vie instrumentés en efforts. En particulier, l'effet de l'acuité d'arête et du profil de l'arête de coupe est étudié. Ces analyses sont complétées par des essais de QST en perçage afin d'analyser et de quantifier l'effet de l'acuité d'arête et du revêtement sur l'écrouissage de la matière. Dans ce contexte, une étude comparative non seulement sur la performance de plusieurs revêtements du commerce mais aussi via l'analyse de l'influence du fluide coupe est menée. En effet, ce dernier paramètre est fondamental pour l'usinage des alliages réfractaires comme les AIAR et son efficacité est cruciale pour des opérations intérieures comme le perçage pour réduire le frottement aux interfaces pièce/outil et outil/copeau et évidemment évacuer la chaleur de coupe produite.

## 1. Etat de l'art

1.1. Notions générales sur l'usinabilité.....	9
1.1.1. Définition et critères d'évaluation.....	9
1.1.2. Cas des aciers inoxydables austénitiques.....	10
1.2. Généralités sur le perçage.....	12
1.2.1. Définition et spécificités générales.....	12
1.2.2. Différentes technologies de foret.....	12
1.2.3. Terminologie sur la géométrie d'un foret.....	13
1.3. Effet des paramètres d'usinage sur la coupe des aciers inoxydables austénitiques .....	13
1.3.1. Influence des conditions de coupe.....	13
1.3.2. Influence de la géométrie de l'arête de coupe.....	17
1.3.3. Influences du revêtement de l'outil.....	21
1.3.4. Influence des paramètres de coupe en perçage sur l'intégrité de surface des aciers austénitiques.....	24
1.4. Approches expérimentales en perçage .....	26
1.5. Synthèse et contributions à apporter.....	30

### 1.1. Notions générales sur l'usinabilité

#### 1.1.1. Définition et critères d'évaluation

Dans un cadre industriel, le terme usinabilité définit la capacité à obtenir une pièce de bonne qualité, économique et avec un bon cadencement [Davim, 2014]. D'un point de vue scientifique, l'usinabilité désigne l'aptitude d'un matériau, compte tenu de toutes ses propriétés, à être mis en forme par un outil-coupant. Cette dernière définition est celle qui sera retenue dans le cadre de ce projet. Comme le montre la FIGURE 1-1, l'usinabilité ne peut pas être simplement liée uniquement aux propriétés du matériau usiné mais est plutôt considérée comme la réponse globale d'un système d'usinage affecté directement ou indirectement par : les propriétés des matériaux usinant et usiné, les paramètres de coupe et les moyens d'usinage tels que la machine, le fluide de coupe, le revêtement et les conditions de coupe. Tout paramètre du système d'usinage pourrait affecter de manière significative la physique de la coupe et donc l'usure, les efforts de coupe, l'intégrité de surface peuvent tous être considérés comme des critères d'usinabilité. En effet, l'usinabilité ne peut pas être évaluée de manière quantitative selon un critère universel mais résulte de plusieurs critères selon le contexte adopté et les objectifs visés.

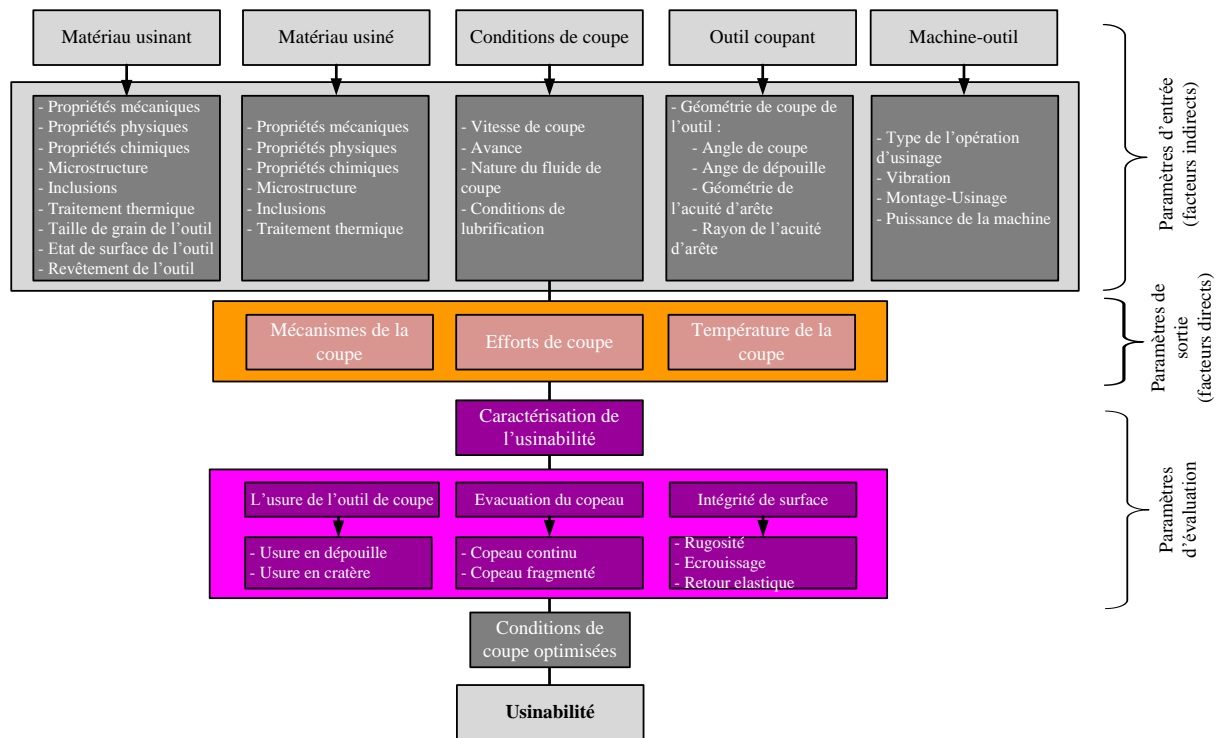


FIGURE 1-1. Récapitulatif des paramètres d'entrée, de sortie et des critères d'évaluation de l'usinabilité

Enfin, l'usinabilité peut être étudiée à plusieurs échelles. En principe, comme le montre la FIGURE 1-1, l'usinabilité est régie par des paramètres d'entrée. Ces paramètres peuvent être macroscopiques tels que les paramètres machine-outil ou bien vus à une échelle plus méso/microscopique tels que le comportement thermomécanique et métallurgique des matériaux usinant et usiné. Ces paramètres d'entrée ont des conséquences sur les mécanismes, les efforts et les températures de coupe qui vont eux-mêmes agir sur l'intégrité de surface de l'outil, de la pièce usinée ainsi que sur la formation du copeau.

### 1.1.2. Cas des aciers inoxydables austénitiques

Comme mentionné par Trent et Wright [Trent et al., 2000], l'usinabilité des matériaux dépend de plusieurs propriétés. Parmi les matériaux difficiles à usiner, les aciers inoxydables austénitiques prennent une place importante en raison :

- D'une faible conductivité thermique ( $14$  à  $29 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ ) pour des températures allant de  $20$  °C à  $1000$  °C [Korkut et al., 2004].
- De leur aspect réfractaire (point de fusion élevé pouvant atteindre  $1700$  °C) [F. Klocke, n.d.].
- D'une tendance élevée à la formation d'arête rapportée [Paro et al., 2001]. Ce phénomène est dû au fait que les aciers inoxydables austénitiques sont ductiles et donc fortement écrouissables.

En effet, une faible conductivité ou diffusivité thermique provoque un échauffement important dans la zone de contact outil-copeau, et ne favorise pas une bonne évacuation de la

chaleur produite par le cisaillement dans la zone primaire et aux interfaces de contact outil/copeau et outil/pièce.

Parmi les autres propriétés physiques, il est à noter que le coefficient de frottement et le coefficient de dilatation thermique ont une influence directe sur la déformation de la pièce pendant l'usinage. En ce qui concerne le frottement, les aciers inoxydables austénitiques possèdent des valeurs élevées comme illustré dans la TABLE 1-1 qui peuvent engendrer des risques de collage et donc une dégradation prématurée de l'outil de coupe par adhésion. Plusieurs travaux ont été effectués sur l'usinage des aciers inoxydables austénitiques. Par exemple, Maranhao et Davim [Maranhão et al., 2010] se sont intéressés au cours de leurs travaux à l'évaluation du coefficient de frottement, qu'ils ont déterminé expérimentalement à partir des efforts de coupe mesurés en se basant sur le modèle de Merchant.

D'autres études numériques et expérimentales conduites par Bonnet, Valiorgue et Rech [Bonnet et al., 2008a, 2008; b; Valiorgue et al., 2008] ont souligné l'importance d'une compréhension fondamentale des phénomènes se produisant à l'interface outil/copeau pour une meilleure maîtrise des conditions tribologiques lors de la coupe des aciers austénitiques. En particulier, des modèles de frottement ont été proposés afin de caractériser la vitesse de glissement du copeau pendant le tournage en coupe orthogonale avec un outil en carbure de tungstène revêtu par TiN. Leurs résultats ont permis de mettre en évidence le phénomène du collage apparaissant sur la face de coupe pendant l'usinage d'un acier AISI 316L comme le montre la FIGURE 1-2.

Avance $f$ (mm/tr)	0.05	0.10	0.20
Coefficient de frottement $\mu$	0.89	0.80	0.53

TABLE 1-1. Coefficients de frottements expérimentaux obtenus pendant l'usinage à sec de AISI 316 avec un outil revêtu multi couche vitesse de coupe 100 m/min, profondeur de passe 1 mm [Maranhão et al., 2010]

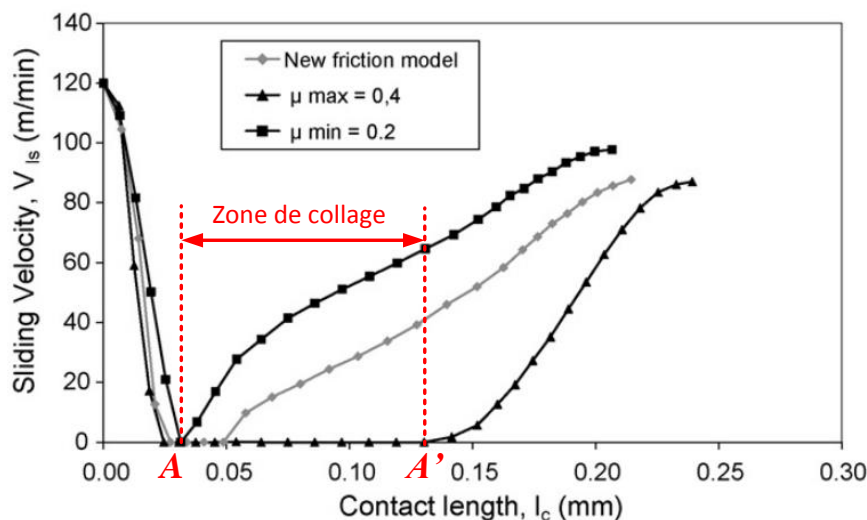


FIGURE 1-2 Evolution de la vitesse de glissement locale le long du contact outil/matériau [Bonnet et al., 2008; b] :  
 $V_c = 120$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr

En résumé, les aciers inoxydables austénitiques possèdent des propriétés mécaniques et physiques particulières qui rendent leur usinabilité difficile. D'un point de vue scientifique, il est indispensable de comprendre les phénomènes mécaniques et physiques pouvant apparaître

pendant leur usinage pour pouvoir proposer des conditions de coupe optimales et adaptées aux AIAR dans le cadre de l'opération de perçage.

## 1.2. Généralités sur le perçage

### 1.2.1. Définition et spécificités générales

Le perçage est l'opération d'usinage la plus répandue dans l'industrie mécanique. Il consiste à réaliser un trou dans une pièce par enlèvement de matière. Ce trou peut être débouchant quand il traverse la pièce ou borgne dans le cas inverse. L'opération de perçage peut être effectuée à l'aide d'un outil tournant coupant appelé foret.

Parmi les principales difficultés intrinsèques à la coupe en perçage, il peut être cité :

- L'enlèvement de matière se fait dans une zone confinée ce qui gêne l'évacuation des copeaux formés et de la chaleur générée dans la zone de coupe.
- Une géométrie de coupe évolutive et très complexe qui fait que les conditions de coupe varient le long des arêtes et donc engendre une répartition inégale des efforts affectant par la suite les mécanismes de coupe.
- Une vitesse de coupe variable, plus un talonnement possible au centre du foret.
- Une accessibilité délicate à la zone de coupe pour caractériser les phénomènes physiques.

### 1.2.2. Différentes technologies de foret

Il existe différentes technologies de forets pouvant être classées en trois catégories comme l'illustre la FIGURE 1-3.

- Forets en carbure monobloc : ils peuvent être simples ou étagés. Les arêtes de coupe et le corps sont réalisés dans le même barreau de carbure FIGURE 1-3 (a).
- Foret modulaires : les arêtes de coupe et le corps sont deux parties séparées. L'assemblage est généralement assuré par un vissage ou clipsage. FIGURE 1-3 (b).
- Forets à plaquettes indexables : ils peuvent être simples ou étagés. Les arêtes de coupe sont des plaquettes en carbure revêtue tandis que le corps est en acier FIGURE 1-3 (c).

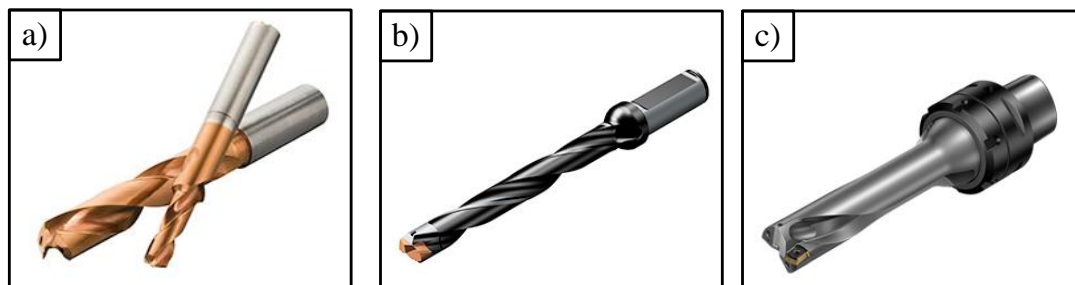


FIGURE 1-3 Technologies de foret : forets en carbure monobloc (a), foret modulaire (b), foret à plaquettes indexables (c)  
[Sandvik\_1994]

### 1.2.3. Terminologie sur la géométrie d'un foret

Le vocabulaire décrivant les différentes parties d'un foret est illustré en FIGURE 1-4. Un foret est constitué principalement :

- D'arêtes de coupe principales : elles servent à couper la matière et à former le copeau.
- De listels : ceux sont les arêtes de coupe secondaires qui assurent le rôle de guidage du foret pendant dans le perçage.
- De goujures : elles correspondent à la face de coupe de l'outil et servent principalement à l'évacuation des copeaux formés.
- Une queue : elle assure le positionnement et l'entraînement du foret par l'attachement.

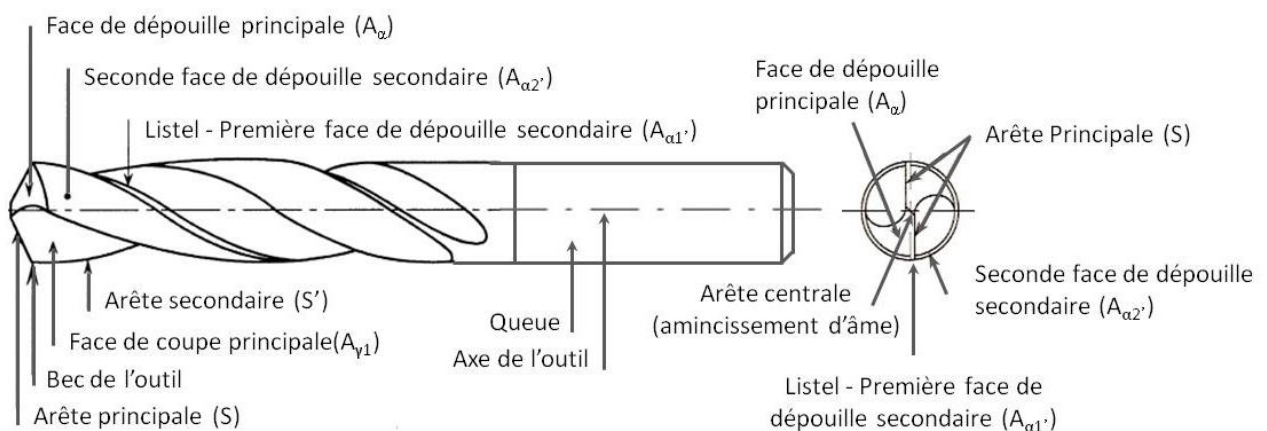


FIGURE 1-4. Vocabulaire descriptif des différentes parties d'un foret selon la norme [NF E 66-502, 1997]

### 1.3. Effet des paramètres d'usinage sur la coupe des aciers inoxydables austénitiques

#### 1.3.1. Influence des conditions de coupe

L'optimisation des conditions de coupe (avance, vitesse de coupe, revêtement et lubrification) est indispensable pour améliorer la durée de vie des outils coupants. Leur maîtrise est primordiale pour prédire le comportement de l'outil de coupe. Ce point est fondamental dans une étude d'usinabilité. Plusieurs travaux sur l'usinage des aciers inoxydables austénitiques se sont focalisés sur les conditions de coupe que ce soit en perçage, en tournage ou en fraisage. Mahdavinejad et Saeedy [Mahdavinejad et al., 2011] ont mené une étude paramétrique sur l'effet des conditions de coupe avec et sans fluide de coupe en tournage d'un acier inoxydable AISI 304. Comme illustré dans la FIGURE 1-5, les résultats montrent que l'usure est intimement liée à la vitesse de coupe  $V_c$  et elle diminue considérablement avec l'augmentation de  $V_c$  jusqu'à une vitesse donnée (175 m/min) pour augmenter ensuite. Selon Mahdavinejad et Saeedy l'augmentation de l'usure avec la vitesse de coupe est due à une mauvaise évacuation de la chaleur de coupe produite en raison de la faible conductivité thermique de l'alliage AISI 304. Selon l'auteur, la rugosité de la surface

usinée est l'un des critères les plus pertinents pour évaluer l'usinabilité des aciers austénitiques. Dans cette optique, les résultats de Mahdavejad et Saeedy ont montré que la rugosité de surface de l'alliage AISI 304 s'améliore avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Cette tendance peut trouver son origine dans l'absence de l'arête rapportée à grande vitesse de coupe. Enfin, le fluide de coupe joue un rôle capital dans la coupe des aciers inoxydables réfractaires comme l'alliage AISI 304 pour refroidir la zone de coupe et favoriser la dissipation de la chaleur de coupe produite aux interfaces outil/copeau et outil/pièce [Mahdavejad et al., 2011].

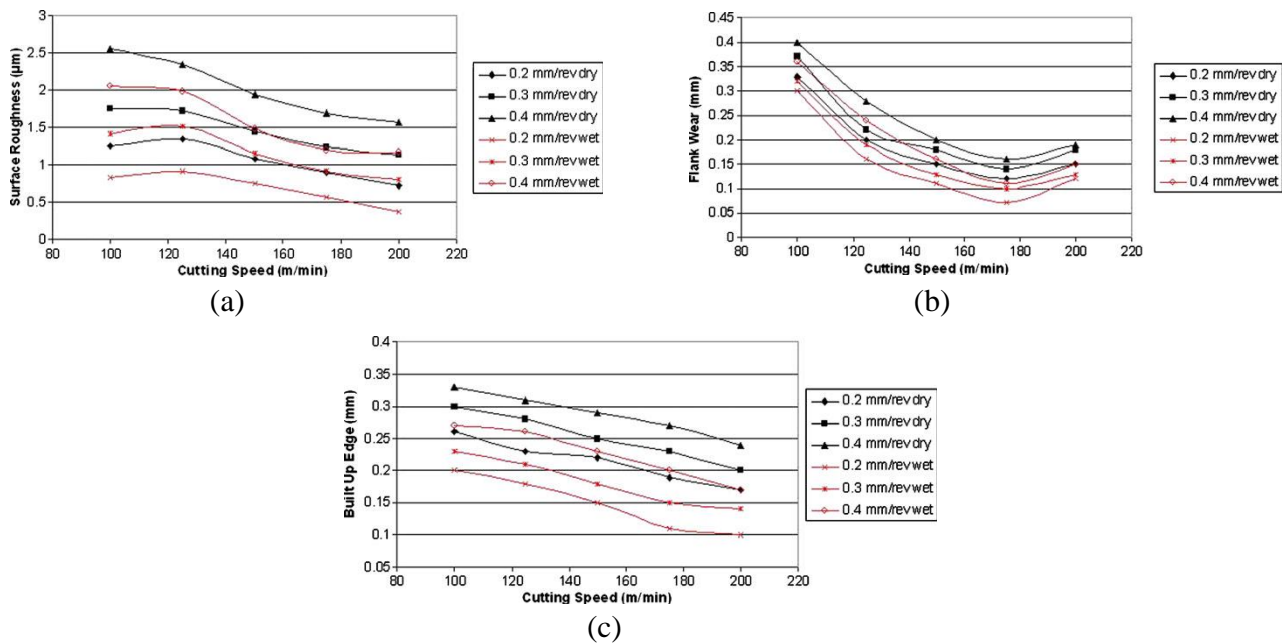


FIGURE 1-5. Effet de la vitesse de coupe sur la rugosité de surface (a), l'usure en dépouille (b) et la formation d'arête rapportée (c) [Mahdavejad et al., 2011]

De la même manière, Abou-El-Hossein et Yahya [Abou-El-Hossein et al., 2005] ont montré dans leur étude de fraisage de l'alliage AISI 304, avec des outils de coupe revêtus, que la durée de vie des plaquettes est très sensible à l'augmentation des conditions de coupe (vitesse de coupe et avance). En effet, l'alliage AISI 304 a montré une forte tendance à former une arête rapportée qui entraîne une augmentation du chargement mécanique exercé sur l'outil ce qui provoque des microfissures dans l'outil de coupe comme le montre la FIGURE 1-6.

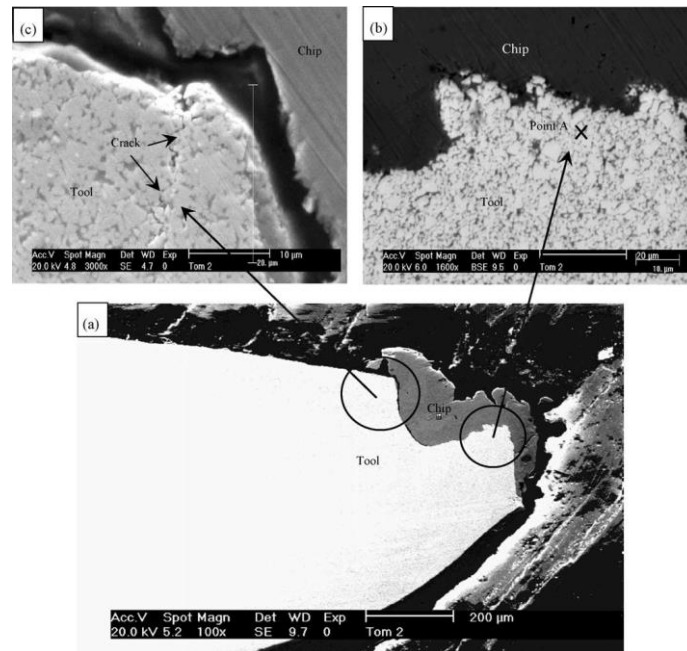


FIGURE 1-6. Image au MEB de l'arête rapportée près de l'arête de coupe :  $V_c = 190$  m/min,  $f = 0.075$  mm/tr [Abou-El-Hossein et al., 2005]

Par ailleurs, de nombreux travaux se sont intéressés à la technique de perçage lors de l'usinage des aciers inoxydables. D'abord Çaydaş et al [Çaydaş et al., 2011] ont évalué la performance de différents forets en perçage à sec de l'alliage AISI 304. En particulier, trois matériaux de forets ont été testés : acier rapide, carbure de tungstène et acier rapide revêtu par une couche de TiN. Les résultats ont montré que le foret en acier rapide revêtu fournit un meilleur état de surface, tandis que le foret en acier rapide sans revêtement génère une rugosité importante. Selon Çaydaş et al ce résultat est attribué aux propriétés du revêtement TiN qui minimise le phénomène d'adhérence et la formation de l'arête rapportée. Par ailleurs, Lin [Lin et al., 2000] a analysé l'effet de conditions de coupe sur la durée de vie des forets lors du perçage de l'acier AISI 304. Il a déduit que la durée de vie des outils de coupe est très sensible à l'augmentation de l'avance et de la vitesse de coupe comme le montre la FIGURE 1-7. En effet, une faible vitesse de coupe génère une arête rapportée affectant l'état de surface final, tandis qu'une grande vitesse de coupe augmente la température de coupe. Pour l'avance, une faible avance améliore la durée de vie des forets tandis qu'une grande avance génère non seulement une bavure en sortie des trous percés mais aussi une réduction importante de la durée de vie. Sultan et al [Sultan et al., 2015] ont également analysé l'influence des conditions de coupe sur la durée de vie des outils lors du perçage de l'acier inoxydable AISI 316L. Ils ont constaté que l'usure en dépouille est très sensible à l'augmentation des conditions de coupe notamment l'avance pendant le perçage de l'acier AISI 3016L comme illustré dans FIGURE 1-8. En effet augmenter l'avance de 25% génère une augmentation d'usure de 45%, tandis qu'une augmentation de 40% de la vitesse de coupe n'entraîne qu'une augmentation de 25% d'usure en dépouille.



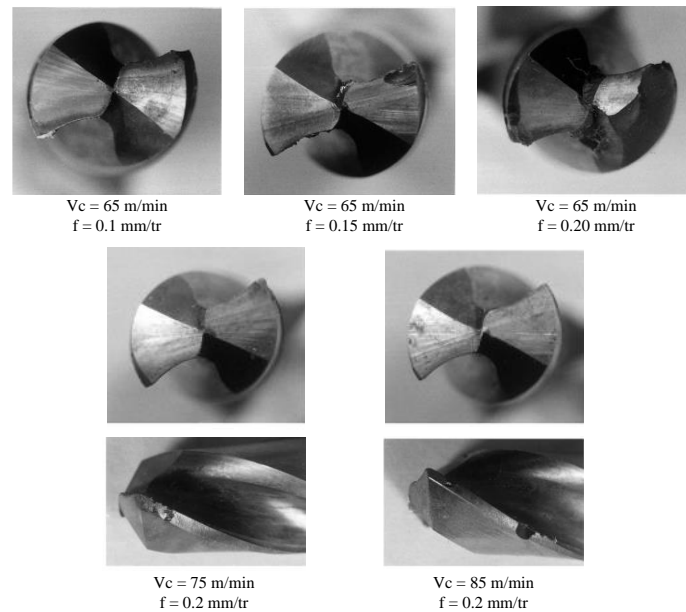


FIGURE 1-7. Effet des conditions de coupe sur l'usure des forets lors du perçage de l'acier AISI 304 [Lin et al., 2000]

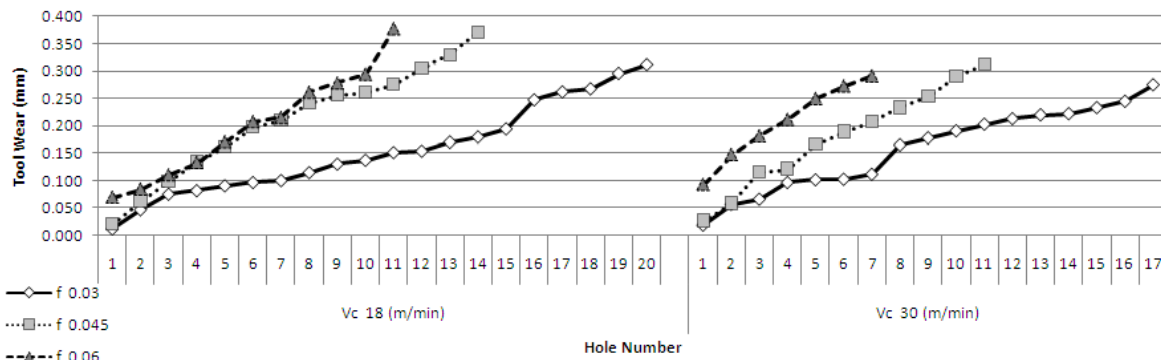


FIGURE 1-8. Effet de la vitesse de coupe et de l'avance sur l'usure en dépouille des forets lors du perçage de l'acier AISI 316L [Sultan et al., 2015]

En résumé les conditions de coupe à savoir la vitesse de coupe et l'avance ont une forte influence sur l'usinabilité des aciers inoxydables austénitiques et par conséquent sur la durée de vie des outils coupants.

En effet, une vitesse de coupe élevée a tendance à réduire la rugosité de la surface usinée. Par contre elle génère une augmentation rapide de la chaleur produite qui reste localisée au niveau de la zone de coupe en raison du caractère réfractaire des aciers inoxydables austénitiques. Par conséquent, cela induit une dégradation rapide de l'outil de coupe. Une faible vitesse de coupe tend à former l'arête rapportée qui affecte par la suite l'état de la surface usinée.

Une forte avance favorise la formation des bavures notamment en sortie du trou percé et accélère donc les phénomènes d'usure telle que l'écaillage au niveau de l'arête de coupe ou au niveau des listels. Une faible avance a tendance à améliorer la coupe des aciers inoxydables austénitiques et la durée de vie des outils coupant au détriment de la productivité du processus d'usinage.

Enfin, pour l'usinage des aciers inoxydables austénitiques, le choix des conditions de coupe dépend fortement de l'opération d'usinage et de la géométrie de coupe. Un compromis entre conditions de coupe, opération d'usinage et géométrie de coupe est indispensable pour une meilleure usinabilité de cette famille de matériaux.

### 1.3.2. Influence de la géométrie de l'arête de coupe

D'autres travaux ont été menés sur l'influence de la géométrie de coupe sur le processus de la coupe des aciers inoxydables austénitiques. Par exemple Koehler [Koehler, 2008] a mené une étude purement expérimentale sur le perçage de l'acier AISI 1042. En particulier, il a étudié l'effet du profil de l'arête de coupe et de la géométrie de l'acuité d'arête sur la distribution des efforts de coupe le long des arêtes de coupe et sur la formation du copeau au niveau de la zone de séparation de la matière. D'abord, Koehler a déduit qu'une transition continue entre l'arête de coupe principale et la partie centrale du foret génère une distribution uniforme des efforts de coupe le long des arêtes de coupe ce qui permet d'avoir une coupe plus stable. Ensuite, une arête de coupe renforcée par un chanfrein au lieu d'un rayon génère une augmentation de la température au niveau de la zone de séparation de la matière comme le montre la FIGURE 1-9.

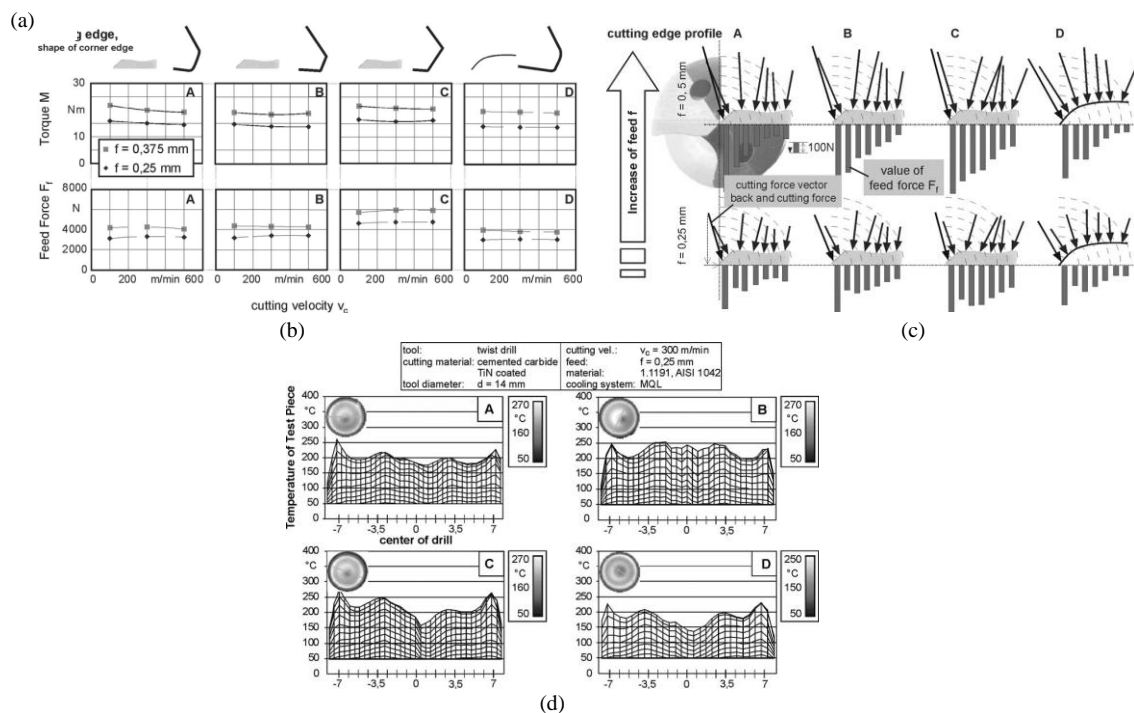


FIGURE 1-9. Influence du profil de l'arête de coupe et de la géométrie de l'acuité d'arête (a) sur les efforts de coupe moyens, (b) la distribution des efforts locaux le long des arêtes de coupe (c) et la distribution de la température dans pièce (d) [Koehler, 2008]

En effet, l'acuité d'arête joue un rôle crucial sur l'évolution des efforts de coupe en perçage, l'usure et donc la durée de vie de l'outil de coupe. Biremann et Terwey [Biermann et al., 2008] ont mené une première étude sur l'efficacité de la préparation d'arête lors du perçage de l'AISI 1045. Leurs résultats ont montré que la préparation d'arête améliore la stabilité de l'arête de coupe. Toutefois, une augmentation des efforts de coupe est notable lors

de l'augmentation du rayon de l'acuité d'arête. La même tendance a été retrouvée plus tard par Biremann et Wolf [Biermann et al., 2012] lors d'une étude de perçage profond avec un foret comportant une seule dent. Pour résumer, Biremann présume que l'augmentation du rayon de l'acuité d'arête lors du perçage de l'acier AISI 1045 améliore la stabilité géométrique des arêtes de coupe notamment au niveau des becs. Par conséquent, une diminution de l'usure en dépouille est notable comme illustré dans la FIGURE 1-10.

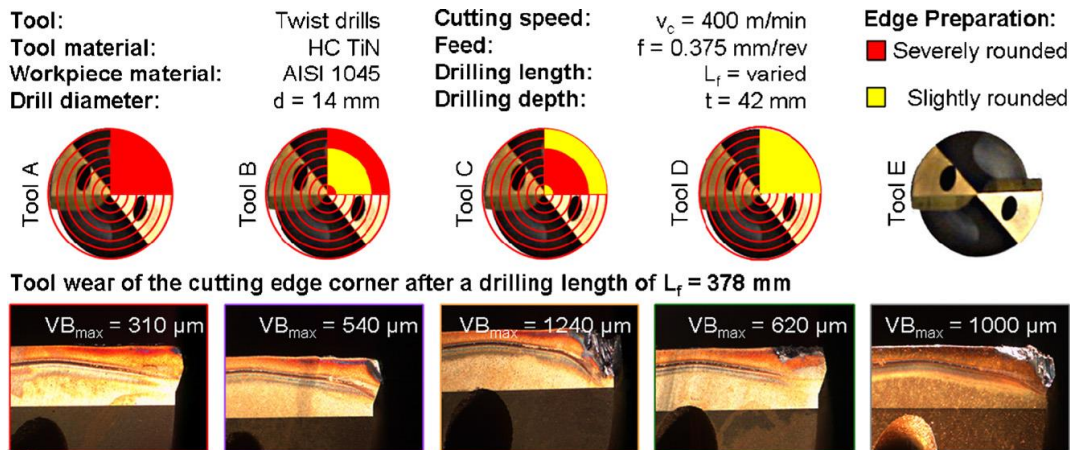


FIGURE 1-10. Effet de l'acuité de l'arête sur l'usure en dépouille lors du perçage de l'acier AISI 1045 :  $v_c = 400$  m/min,  $f = 0.375$  mm/tr [Biermann et al., 2008]

L'acuité d'arête peut être caractérisée géométriquement par deux facteurs de forme notés  $K$  ou  $\bar{S}$ . Ces derniers étant respectivement le rapport entre la longueur tangente à la face en dépouille  $S_\alpha$  et la longueur tangente à la face de coupe  $S_\gamma$ , et la moyenne des longueurs  $S_\alpha$  et  $S_\gamma$ , comme le montre la FIGURE 1-11. D'abord Bassett [Bassett et al., 2012] a montré que les efforts de coupe et notamment l'effort d'avance  $F_f$  est très sensible à la modification de la composante géométrique  $S_\alpha$ , tandis que l'influence de  $S_\gamma$  est négligeable comme le montre la FIGURE 1-12. Ensuite, Denkena [Denkena et al., 2014] a mené une étude expérimentale et numérique sur l'effet de la préparation d'arête sur la formation du copeau (coupe brutalement interrompue en tournage). En effet, Denkena présume que la forme et la taille de l'acuité d'arête jouent un rôle crucial sur l'écoulement de la matière au niveau de la zone de séparation de la matière et qu'elle peut être le mécanisme principal derrière l'augmentation des efforts de coupe.

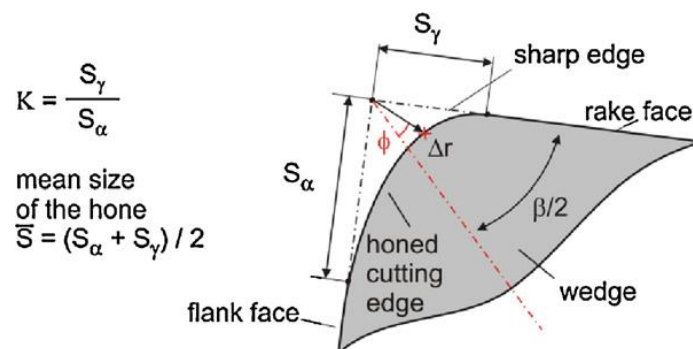


FIGURE 1-11 Paramétrage géométrique de l'acuité d'arête [Bassett et al., 2012]

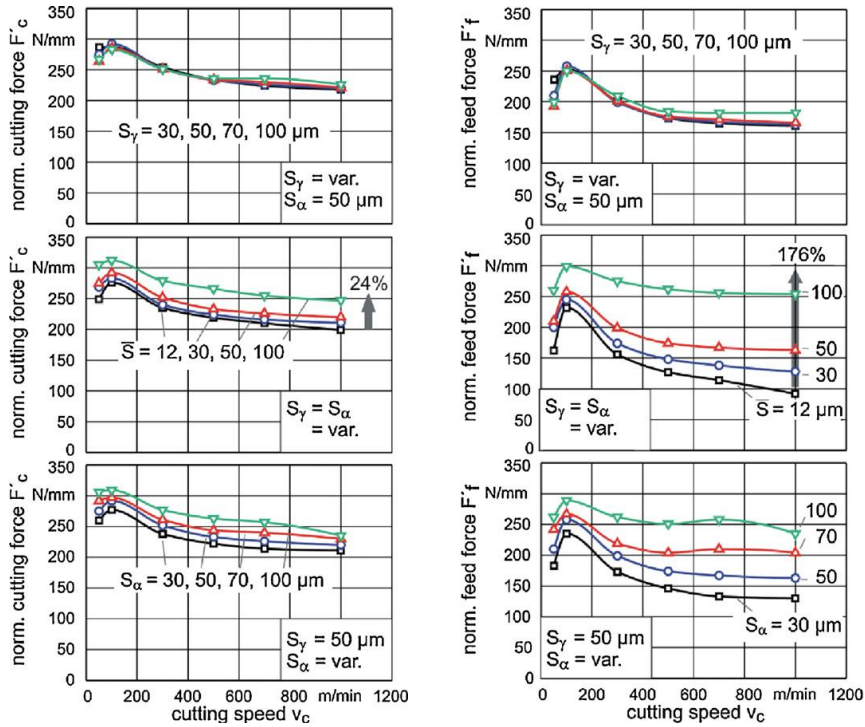


FIGURE 1-12. Influence de la géométrie de l'acuité d'arête sur l'effort de coupe et l'effort d'avance pour différentes vitesses de coupe – coupe orthogonale en tournage de l'acier AISI 1045 :  $f = 0.1 \text{ mm/tr}$  [Bassett et al., 2012]

D'après Denkena, la direction de l'écoulement de la matière dépend fortement de la forme du rayon de l'arête de coupe car un  $K > 1$  génère une déformation plastique importante au niveau de la zone de coupe comme illustré dans la FIGURE 1-13 ; cet effet diminue en utilisant un  $K < 1$ . En observant la FIGURE 1-13 (b), il a été également montré par Denkena que l'utilisation d'une arête de coupe avec un chanfrein au lieu d'un rayon génère une déformation plastique importante au niveau de la zone de cisaillement secondaire ce qui conduit à une large zone de stagnation de matière. Ceci affecte par la suite la direction de l'écoulement de la matière.

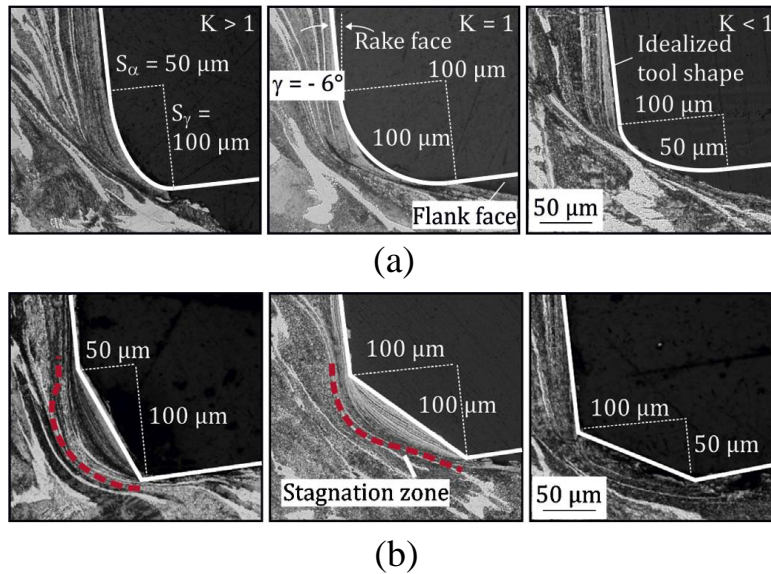


FIGURE 1-13. Influence d'une arête de coupe rayonnée (a) et d'une arête de coupe chanfreinée (b) sur l'écoulement de la matière au niveau de la zone de séparation de la matière [Denkena et al., 2014].

De la même manière les travaux de Yen et al [Yen et al., 2004] se sont focalisés aussi sur l'influence de la forme de l'arête de coupe sur les efforts de coupe en coupe orthogonale comme illustré dans la FIGURE 1-14 et FIGURE 1-15. D'après les résultats expérimentaux et ceux donnés par la simulation numérique, il a été constaté que l'augmentation du rayon de l'acuité d'arête entraîne celle des efforts de coupe suite à l'augmentation du phénomène de stagnation/accumulation de matière non coupée.

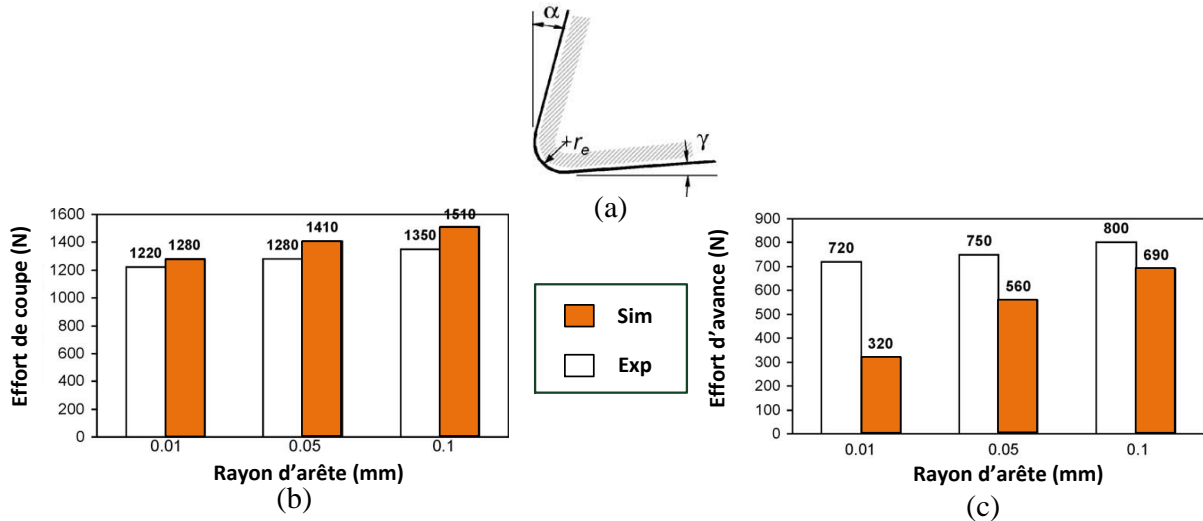


FIGURE 1-14. Effet de l'acuité d'arête  $r_\beta$  (a) sur l'effort de coupe (b) et l'effort d'avance (c) - essais expérimentaux et numériques en coupe orthogonale à sec d'un acier courant. :  $V_c = 130$  m/min,  $f = 0.2$  mm/tr [Yen et al., 2004]

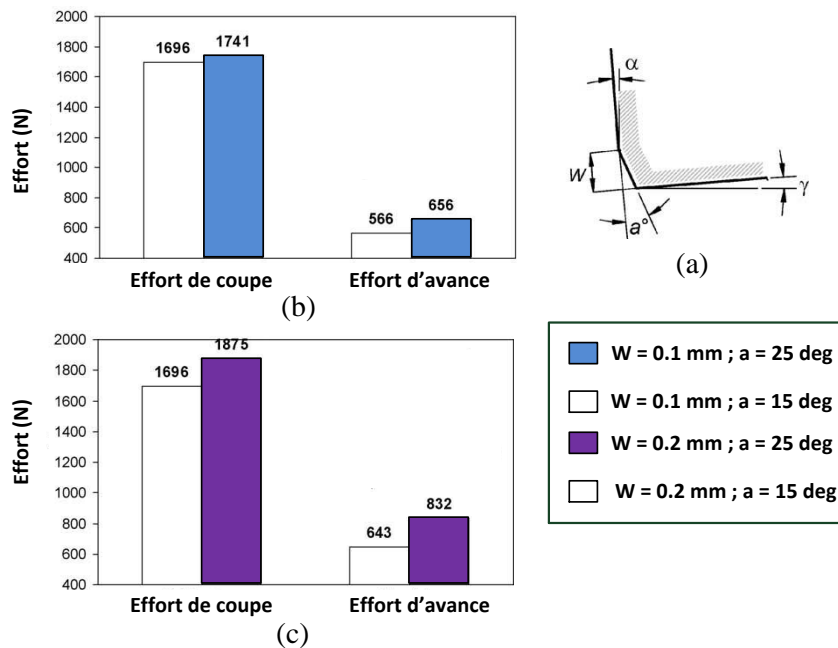


FIGURE 1-15. Influence de l'angle du chanfrein  $a$  sur l'effort de coupe et l'effort d'avance (b et c) pour différentes largeurs de chanfreins - Essais numériques de coupe orthogonale à sec d'un acier courant. :  $V_c = 130$  m/min,  $f = 0.2$  mm [Yen et al., 2004]

En ce qui concerne une arête de coupe avec chanfrein, l'effet de l'angle et la largeur du chanfrein est étudié par simulation numérique. D'abord, Les résultats numériques ont montré que l'angle du chanfrein  $a$  et la largeur de chanfrein  $W$  influencent plus l'effort d'avance que

l'effort de coupe. Ensuite, l'effet de l'angle du chanfrein  $\alpha$  devient plus important pour une grande largeur de chanfrein  $W$  et vice versa. Yen explique cette tendance par l'augmentation de l'aire de contact entre la pièce usinée et l'outil de coupe au niveau de la zone de dépouille.

De plus, l'acuité d'arête de coupe n'influence pas uniquement les efforts de coupe et la formation du copeau mais aussi la température (FIGURE 1-16). M'Saoubi et Chandraskaran [M'Saoubi et al., 2004] ont étudié par des essais de coupe orthogonale l'effet de la micro géométrie de l'arête de coupe sur l'évolution de la température à sec lors de l'usinage de l'acier AISI 4340.

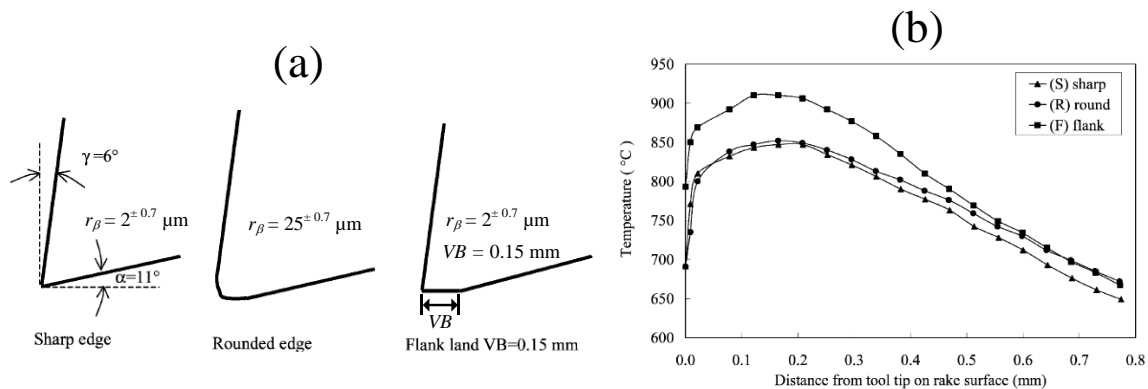


FIGURE 1-16. Effet de la géométrie locale de l'outil (a) sur le profil de la température sur la face de coupe (b) :  $V_c = 200$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr [M'Saoubi et al., 2004]

D'une part, leurs résultats ont montré que la température de coupe est très sensible à la géométrie de l'arête de coupe. D'autre part, une arête de coupe rayonnée au lieu d'une arête de coupe chanfreinée (uniquement au niveau de la face en dépouille) n'influence pas beaucoup la température générée particulièrement au niveau de la zone de séparation de la matière usinée.

### 1.3.3. Influences du revêtement de l'outil

L'intérêt d'avoir un revêtement sur un substrat est de réduire l'interaction de la matière usinée sur l'outil de coupe et de faciliter l'écoulement des copeaux en limitant le phénomène d'adhésion. En usinage, les revêtements jouent donc plusieurs rôles et doivent assumer diverses fonctions selon l'application industrielle visée. Certains matériaux de revêtement sont très durs et assurent par conséquent une protection contre l'abrasion et certains peuvent réaliser une barrière protectrice de diffusion chimique et/ou thermique à la surface de l'outil. Les revêtements peuvent être monocouches, bicouches ou multicouches et peuvent être obtenues principalement par deux procédés :

- **PVD (Physical Vapor Deposition)** : le principe consiste à "arracher" des atomes (ou molécules) d'un matériau à déposer (la cible), qui viennent adhérer sur le substrat à recouvrir. Cela peut se produire soit dans milieu passif (vide ou atmosphère inerte), soit dans un milieu actif (plasma).

- **CVD (Chemical Vapor Deposition)** : dans un procédé CVD typique, le substrat est exposé à un ou plusieurs précurseurs en phase gazeuse, qui réagissent et/ou se décomposent à la surface du substrat pour générer le dépôt désiré.

Selon Bull [Bull et al., 1996] et Grzesik [Grzesik, 2000; Grzesik et al., 2004] il existe des revêtements monocouches à base de titane comme Ti(C,N) et (Ti,Al)N qui réduisent de manière significative le frottement et la température au niveau de la zone de contact outil/copeau. Des revêtements en céramique comme  $Al_2O_3$  ou  $MoS_2$ , en raison de leur faible conductivité thermique empêcheraient généralement la dissipation de la chaleur de coupe vers l'outil. Plusieurs études scientifiques ont montré l'utilité de l'utilisation des revêtements pour minimiser le frottement et la longueur de contact outil/copeau afin de réduire la température produite et les efforts de coupe lors des opérations d'usinage. Les travaux de Grzesik [Grzesik, 2000] ont testé trois types de revêtement : un revêtement monocouche TiC, un revêtement bicouche TiC/TiN et un revêtement multicouche TiC/ $Al_2O_3$ /TiN en tournage en coupe orthogonale des aciers inoxydables AISI 1046 et AISI 304. Les résultats illustrés dans la FIGURE 1-17 montrent que la présence d'une couche céramique type  $Al_2O_3$  génère une baisse de la pression de contact pour le couple TiC/ $Al_2O_3$ /TiN-AISI 304 quand l'avance augmente. Les résultats montrent aussi que le couple TiC/ $Al_2O_3$ /TiN-AISI 1045 génère de faibles valeurs de température de coupe à l'interface copeau/outil.

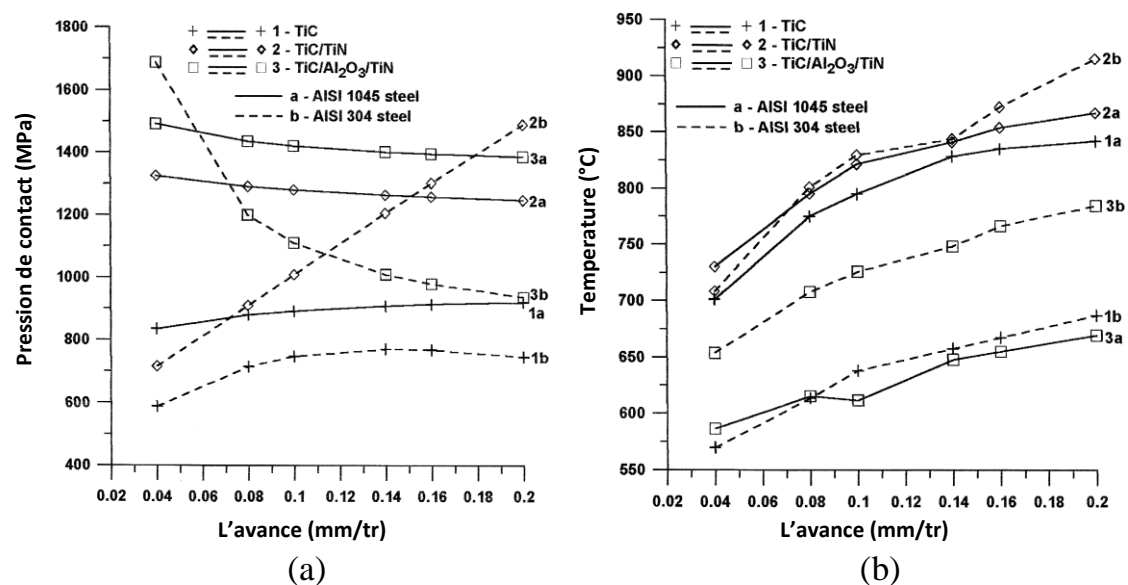


FIGURE 1-17. Influence de revêtements sur la pression de contact (a) et la température à l'interface copeau/outil (b) [Grzesik, 2000]

Ces résultats peuvent trouver leur origine dans la présence de la couche céramique  $Al_2O_3$  qui joue le rôle d'une barrière thermique permettant de minimiser la propagation de la chaleur dans l'outil et de l'évacuer dans le copeau.

De la même façon Rech [Rech et al., 2004] a mis en évidence à partir des essais expérimentaux, quelques propriétés autolubrifiantes de certains revêtements comme le TiN et (Ti, Al)N +  $MoS_2$  qui permettent de réduire le flux thermique transmis à l'outil (FIGURE 1-18).

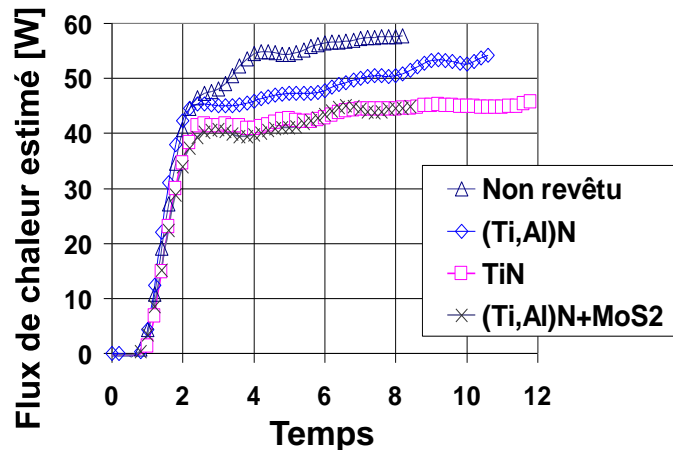


FIGURE 1-18. Flux de chaleur transmis au substrat lors des essais de coupe orthogonaux en tournage de l'acier 27 MnCr 5 :  $V_c = 200$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 3$  mm [Rech et al., 2004]

Selon Rech, l'utilisation du revêtement entraîne une baisse importante de la chaleur transférée aux outils de coupe. En particulier, les plaquettes non revêtues génèrent un flux thermique important allant jusqu'à 58 W après 8 s d'usinage, tandis que les plaquettes en TiN et (Ti,Al)N+ MoS<sub>2</sub> induisent un flux thermique de l'ordre de 45 W. L'utilisation d'une couche MoS<sub>2</sub> induit donc une baisse de 11% du flux thermique produit par la coupe comparé au revêtement (Ti,Al)N.

D'un point de vue mécanique, Ciftci [Ciftci, 2006] a mené une étude comparative sur l'influence des revêtements multicouches TiC/TiCN/TiN et TiCN/TiC/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> sur l'effort de coupe en tournage à sec des aciers inoxydables AISI 304 et AISI 316. De manière générale, les résultats illustrés dans la FIGURE 1-19 montrent que les plaquettes revêtues par TiC/TiCN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> génèrent des niveaux d'efforts plus élevés en comparaison avec celles revêtues par TiC/TiCN/TiN pour les deux aciers étudiés.

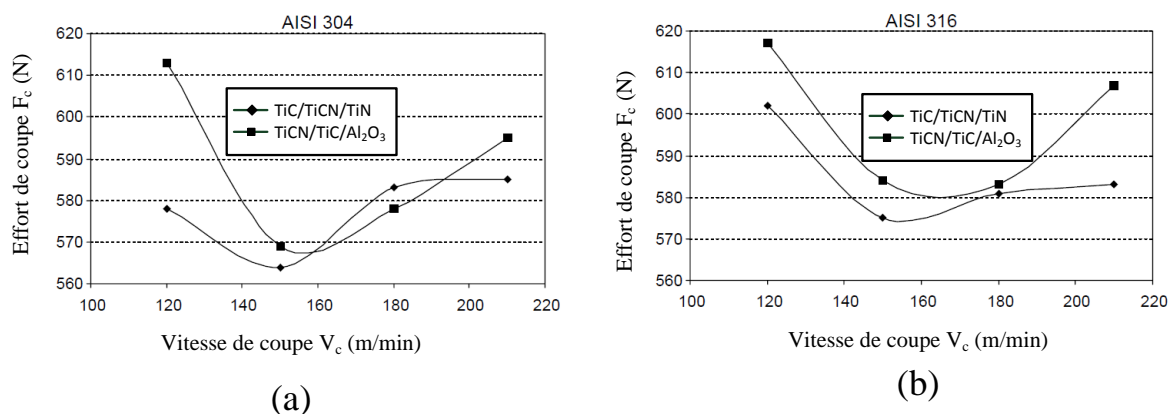


FIGURE 1-19. Influence des revêtements multicouches TiC/TiCN/TiN et TiCN/TiC/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> sur l'évolution de l'effort de coupe  $F_c$  en fonction de la vitesse de coupe lors du tournage de l'AISI 304 (a) et de l'AISI 316 (b) [Ciftci, 2006]

Selon Ciftci [Ciftci, 2006], cette différence est attribuée au frottement sur la face coupe. En effet, le revêtement TiC/TiCN/TiN a un coefficient de frottement plus faible comparé à celui du revêtement TiC/TiCN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. La chute des efforts de coupe entre 120 et 150 m/min peut être expliqué par l'effet de l'adoucissement thermique suite à l'augmentation de la vitesse de



coupe, tandis que leur augmentation après 150 m/min est dû probablement à l'usure des plaquettes selon Ciftci. Enfin, Chen et Liu [Chen et al., 2000] ont testé trois types de revêtements (FIGURE 1-20) : un revêtement monocouche en TiN, un revêtement multicouche en TiCN et un revêtement multicouche en TiN lors du perçage de l'alliage AISI 304. Leurs résultats ont indiqué que les forets revêtus en revêtement monocouche de TiN présentent une usure en dépouille très importante et génèrent par conséquent des niveaux d'efforts de coupe élevés comparé aux autres types de revêtements. Selon Guu et Lin [Guu et al., 1996] un revêtement monocouche en TiN possède un coefficient de frottement élevé en comparaison avec les autres revêtements ce qui explique l'augmentation des efforts de coupe lors de son utilisation.

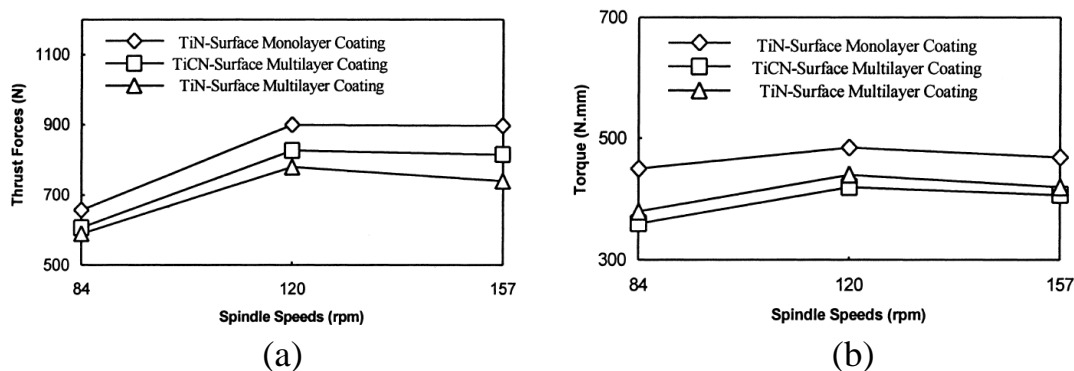


FIGURE 1-20. Effet du matériau et du type de revêtement sur l'évolution de l'effort d'avance (a) et du couple (b) lors du perçage de l'alliage AISI 304 [Chen et al., 2000]

#### 1.3.4. Influence des paramètres de coupe en perçage sur l'intégrité de surface des aciers austénitiques

Concernant l'intégrité de surface, peu de travaux se sont intéressés au comportement mécanique des aciers inoxydables austénitiques. De manière générale, le terme intégrité de surface regroupe l'ensemble des propriétés permettant de caractériser une surface vis-à-vis d'une contrainte externe. Cette définition est très relative au domaine d'application.

Les paramètres les plus souvent analysés pour caractériser l'intégrité de surface peuvent être divisés en deux catégories. D'abord il y a des paramètres géométriques permettant de caractériser la géométrie externe de la surface de la pièce usinée comme la rugosité et les tolérances dimensionnelles. Ensuite, il y a des paramètres liés au matériau en sous-couche comme la dureté, les contraintes résiduelles, l'écrouissage etc. En perçage, la majeure partie des études scientifiques expérimentales caractérisent l'intégrité de surface par la rugosité de surface et la qualité des trous percés en termes de tolérances géométriques comme la circularité et la cylindricité [Sultan et al., 2015] ou la bavure générée [Lin, 2002; Lin et al., 2000]. D'autre part, peu d'investigations se sont intéressées au comportement mécanique des aciers inoxydables en perçage. D'abord Dolinsek [Dolinšek, 2003] a étudié l'effet des conditions de coupe sur l'évolution de l'écrouissage en perçage de l'acier AISI 316L à l'aide des essais de coupe brutalement interrompue (QST). Il a démontré que de fortes conditions de coupe en perçage génèrent un écrouissage important au fond du trou percé comme le montre la FIGURE 1-21; l'amplitude du durcissement de la surface usinée augmente avec

l'augmentation de l'avance et de la vitesse de coupe. Ces résultats rejoignent ceux d'Özel et Hsu [Özel et al., 2005] qui ont étudié pendant l'opération de tournage d'un acier durci AISI H13, l'effet de la micro géométrie de l'arête de coupe, la dureté de la pièce et les conditions de coupe sur l'évolution de la couche blanche. Il s'agit d'une couche superficielle trempée par l'air ambiant et généralement causée par échauffement uniquement thermique contrairement à la couche écrouie qui est générée par déformation plastique à froid [Griffiths, 1985]. Leurs résultats expérimentaux sont issus de l'opération de tournage sur un acier durci AISI H13. Il a démontré que l'augmentation du rayon d'acuité d'arête favorise l'accroissement de la couche blanche. Ces résultats trouvent leur origine dans l'augmentation des contraintes compressives appliquées sur la surface usinée pour des valeurs élevées du rayon d'acuité d'arête. Bailey [Bailey, 1974] a également mené des analyses sur l'acier AISI 4340 en coupe orthogonale. En particulier, il a étudié l'effet de l'usure de l'outil de coupe sur l'évolution de la couche déformée. Les résultats ont montré que la profondeur de la couche déformée augmente proportionnellement avec l'usure. En effet, selon Bailey l'usure de l'arête de coupe entraîne une augmentation de la température de coupe et favorise par la suite un adoucissement thermique local et une augmentation de la ductilité du matériau lors de la formation du copeau.

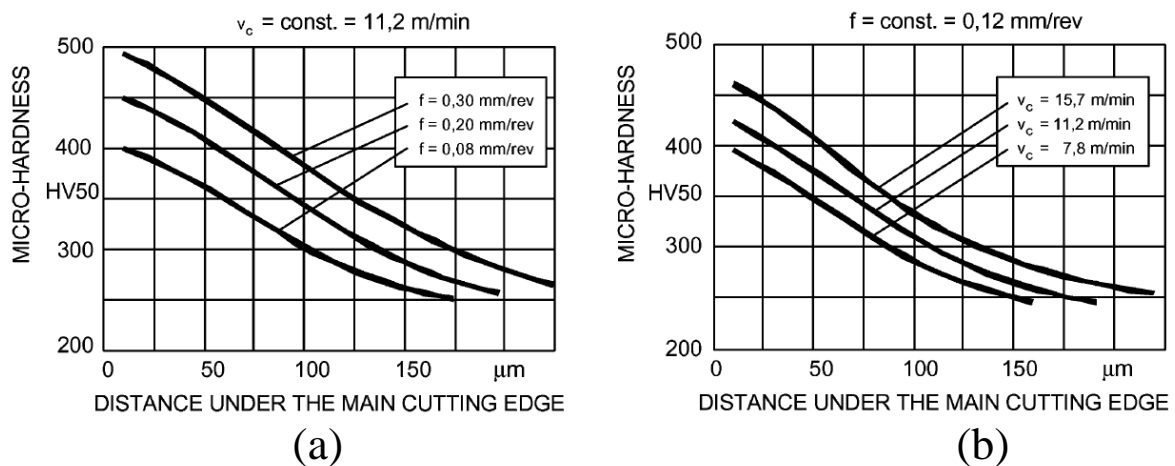


FIGURE 1-21. Influence de l'avance (a) et de la vitesse de coupe (b) sur l'évolution de la micro dureté en dessous de la surface usinée en perçage [Dolinšek, 2003]

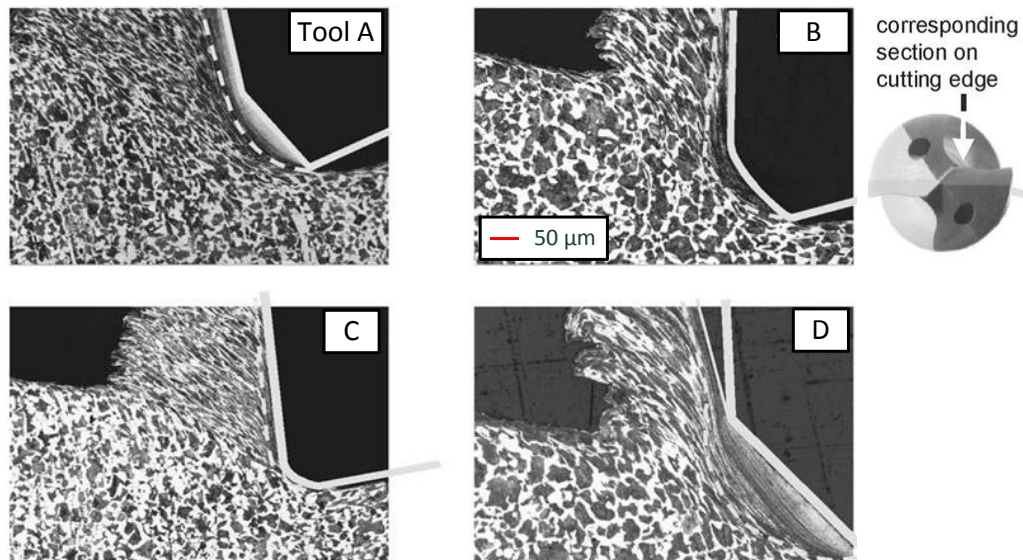


FIGURE 1-22. Coupes transversales de copeaux obtenus par QST en perçage – effet de la géométrie de l'acuité d'arête [Koehler, 2008]

Koeler [Koehler, 2008] qui a travaillé sur l'effet de la micro géométrie de l'acuité d'arête sur la formation du copeau et la déformation générée au niveau de la zone de coupe lors de perçage à grande vitesse de coupe de l'acier AISI 1045. La FIGURE 1-22 illustre une coupe transversale au niveau de l'arête centrale des copeaux formés obtenus par QST en perçage. Les résultats de Koeler montrent qu'une arête de coupe chanfreinée crée une zone de déformation plastique importante ce qui génère un chargement mécanique élevé au niveau de la zone de coupe lors de la formation du copeau. Une arête de coupe plus tranchante favorise la séparation de matière au niveau de la zone de coupe ce qui réduit la zone de déformation plastique du copeau au niveau de la zone de coupe et par conséquent atténue le chargement mécanique. Ces résultats rejoignent ceux de Denkena présentés dans la FIGURE 1-13 en coupe orthogonale en tournage. En effet, une arête de coupe chanfreinée est l'image d'une coupe avec un angle de coupe négatif. Ceci empêche le contact du copeau avec la face de coupe comme le montre la FIGURE 1-22 (D). Par conséquent la résultante du chargement mécanique ne peut être introduite qu'avec le chanfrein. Koeler présume que cet effet diminue avec l'augmentation de l'avance.

#### 1.4. Approches expérimentales en perçage

Pour analyser, voir modéliser, la coupe en perçage, deux méthodes sont possibles avec une hypothèse estimant que chaque arête élémentaire coupe la matière de manière indépendante des autres arêtes élémentaires constituant l'arête de coupe principale. Deux échelles pourraient être considérées : l'échelle macroscopique où l'arête de coupe du foret est modélisée par un nombre limité de segments interagissant de manière particulière avec la matière coupée selon la géométrie de coupe locale et les vitesses de coupe locales mises en jeu comme illustré dans la FIGURE 1-23 [Guibert et al., 2009].

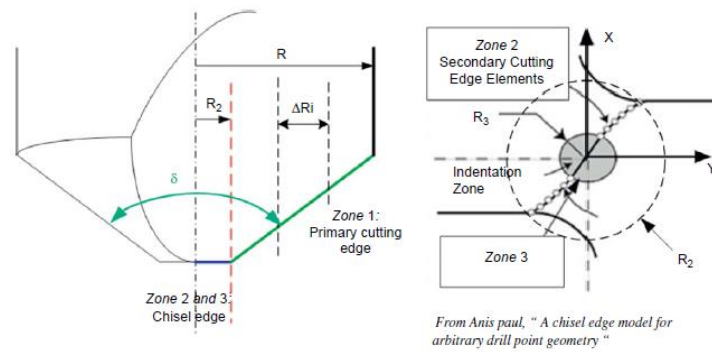


FIGURE 1-23. Subdivision de l'arête de coupe en trois zones [Guibert et al., 2009]

A l'échelle mésoscopique où un modèle de coupe élémentaire est appliqué à chaque portion d'arête du foret (FIGURE 1-24). Dans ce cas-là, des connaissances en comportement thermomécanique des matériaux sont nécessaires.

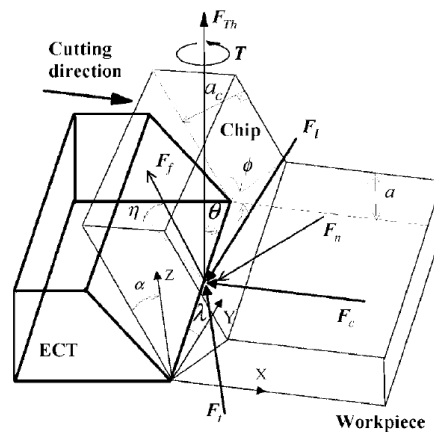


FIGURE 1-24. Modèle de coupe oblique pour une arête élémentaire [Li et al., 2007]

Par ailleurs, Oxford [Oxford, Shaw, 1957] a étudié la formation du copeau pour une meilleure compréhension de la géométrie des forets classiques et les phénomènes physiques apparaissant pendant le perçage. Pour ce faire, il a utilisé un dispositif expérimental pour arrêter brusquement la coupe en perçage – Quick-Stop Test - (QST) comme le montre la FIGURE 1-25. Ce dernier permet de stopper la coupe de manière brutale par une mise en mouvement de la pièce usinée avec le foret. En vue d'accéder à la zone de coupe en perçage, cette technique permet de figer la formation du copeau sur l'arête de coupe et donc observer l'effet de la géométrie de coupe locale sur la formation du copeau.

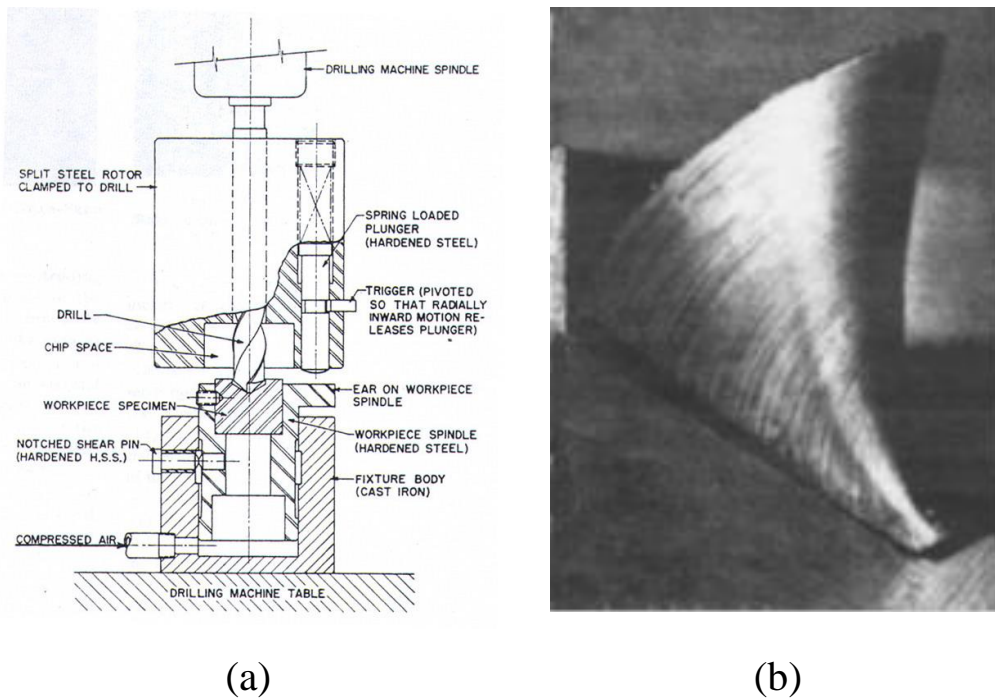


FIGURE 1-25. Schéma explicatif du dispositif expérimental de coupe brutalement interrompue en perçage (a) image du copeau obtenu par QST en perçage (b) [Oxford, Shaw, 1957]

De la même manière qu'Oxford, Galloway a montré qu'en perçage deux zones de formation de copeau peuvent être distinguées :

- Une zone des arêtes principales (A-A et B-B) où la formation du copeau se fait par la coupe avec des conditions de coupe variables (vitesse de coupe et géométrie de coupe) le long de l'arête de coupe.
- Une deuxième zone comportant une première partie où la coupe se fait avec un angle de coupe très négatif (D-D) et une deuxième partie (C-C) à proximité de l'axe du foret où la coupe est totalement absente (FIGURE 1-26). Cette zone est caractérisée par un phénomène d'indentation [Galloway, 1957].

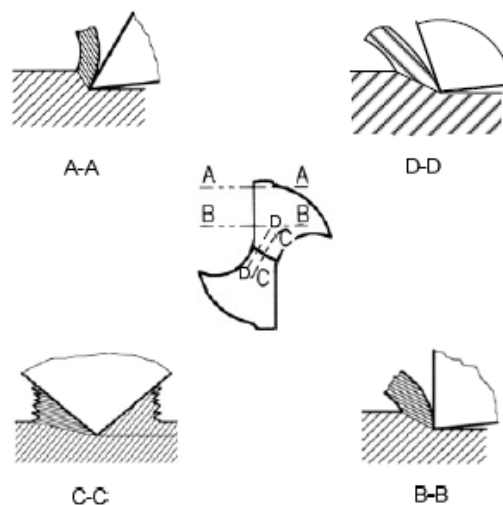


FIGURE 1-26. Schéma de l'effet de l'arête de coupe en perçage sur la formation du copeau [Galloway, 1957]



## 1.5. Synthèse et contributions à apporter

L'état de l'art réalisé dans ce chapitre présente les bases nécessaires pour la compréhension de cette étude :

- Une introduction générale sur la notion d'usinabilité et les critères d'évaluation
- Les paramètres de coupe influant sur l'usinabilité des aciers inoxydables austénitiques
- Un rappel des problématiques générales liées à l'opération de perçage et quelques approches expérimentales utilisées pour caractériser cette opération d'usinage.

De cette étude bibliographique, il ressort que certains points peuvent être directement exploités comme les méthodes d'analyse des efforts de coupe en perçage et d'autres peuvent être améliorés comme les méthodes d'analyse de l'écrouissage et son effet sur la coupe des aciers austénitiques afin de mieux comprendre et caractériser l'usinabilité des AIAR. Ce point est très peu étudié dans la littérature malgré son importance dans la coupe des AIAR. Cette nouvelle nuance d'acier n'a quasiment pas été étudiée auparavant et sa caractérisation sera la motivation et l'originalité de cette étude. En effet, la connaissance des paramètres prépondérants sur la coupe des AIAR permettrait d'améliorer la durée de vie des outils coupant dans le cadre du perçage des corps de turbocompresseurs en AIAR. Dans ce contexte, plusieurs paramètres pourraient influencer la durée de vie de l'outil de coupe.

Les travaux déjà entrepris dans ce domaine montrent le rôle majeur de certains paramètres pendant l'usinage des aciers inoxydables. En effet, il existe des paramètres géométriques liés à l'outil de coupe comme l'acuité d'arête, le profil de l'arête de coupe, ou tribologiques comme le revêtement, la lubrification.

Le comportement de la matière pendant l'usinage est également un facteur non-négligeable et pourrait également affecter la coupe des métaux et en particulier le phénomène d'écrouissage. En effet, les AIAR comportent 12% de nickel permettant de favoriser la formation d'une phase austénitique très ductile et donc écrouissable par le processus de coupe. Ce changement des propriétés mécaniques en surface influence par conséquent l'usinabilité des AIAR. Enfin, la caractérisation de ce phénomène mécanique doit s'effectuer en suivant une méthodologie expérimentale stricte afin de pouvoir maîtriser son évolution.

La suite de ce mémoire comporte trois grandes phases :

Une première phase de compréhension et de caractérisation à travers une analyse approfondie des efforts de coupe locaux pendant le régime permanent du perçage d'un AIAR (1.4837) en se basant sur une décomposition des efforts de coupe globaux en perçage. Dans ce contexte deux méthodes de décomposition sont utilisées : décomposition pendant l'enfoncement de la pointe et une décomposition physique de l'arête de coupe par perçage de pré-trous. Ces premières analyses dévoilent un phénomène intrinsèque aux aciers austénitiques correspondant à l'apparition de pics brutaux sur les efforts de coupe pendant l'enfoncement de la pointe. Dans ce contexte, d'autres analyses sur le premier copeau sont conduites afin de corréliser sa formation avec l'apparition des pics.

Une deuxième phase de caractérisation purement scientifique de l'écrouissage pendant la coupe des AIAR est réalisée. En particulier, l'épaisseur de la couche écrouie cumulée par le passage successif des arêtes de coupe en perçage est analysée en coupe brutalement interrompue (QST). Des investigations in-situ de l'écrouissage sont également réalisées en coupe orthogonale (en rabotage) instrumentée avec une caméra rapide en utilisant la corrélation d'images numériques pour identifier le champ de déformation de la sous-couche usinée. Dans cette optique, une identification de la déformation plastique incrémentale est utilisée pour déterminer l'épaisseur de la couche déformée et donc la contribution de chaque passe de l'outil sur son évolution.

Une troisième phase d'investigation permet de déterminer l'effet de l'évolution de l'écrouissage à la fois sur les efforts de coupe et sur l'usure en dépouille estimée. En particulier, l'effet de l'acuité d'arête, le profil de l'arête de coupe et le revêtement sur l'évolution des efforts de coupe et de l'usure en dépouille est étudié. Dans ce contexte, des analyses in-situ de l'évacuation des copeaux ont été réalisés par tomographie afin de détecter l'origine de la casse des forets engendrée pendant les essais de durée de vie. L'effet de l'acuité d'arête, le revêtement et la nature de fluide de coupe a été de nouveau étudié sur l'évolution de l'écrouissage en coupe brutalement interrompue. L'objectif est de trouver une éventuelle corrélation entre l'évolution de l'écrouissage et celle des efforts de coupe et de l'usure en dépouille.



## 2. Analyse des efforts de coupe et du régime transitoire lors du perçage de l'AIAR

2.1.	<i>Introduction du chapitre</i> .....	32
2.2.	<i>Démarche expérimentale</i> .....	34
2.3.	<i>Article publié dans le journal IJAMT</i> .....	36
1.	<i>Introduction</i> .....	37
2.	<i>Experimental procedure, work materials and tool geometry</i> .....	39
3.	<i>Mechanical analysis of transient state</i> .....	40
4.	<i>Analysis of the local cutting forces</i> .....	47
5.	<i>General conclusions</i> .....	55
6.	<i>References</i> .....	56
2.4.	<i>Analyses complémentaires</i> .....	57
2.4.1.	<i>Analyse des efforts de coupe globaux en perçage</i> .....	58
2.4.2.	<i>Analyse de la contribution des listels</i> .....	59
2.5.	<i>Synthèse</i> .....	62

### 2.1. Introduction du chapitre

Le premier volet de cette étude consiste à analyser les efforts de coupe durant le perçage des Aciers Inoxydables Austénitiques Réfractaires (AIAR). Les résultats obtenus permettront de qualifier les différents forets étudiés dans ce chapitre.

Il est à noter que l'opération de perçage borgne (perçage représentatif de celui réalisé par le partenaire industriel) peut être décomposé en deux étapes. Une première étape correspond à la pénétration de la pointe sans engagement des listels. Cette phase est dite régime transitoire du perçage caractérisée par une évolution rapide des efforts de coupe suite à l'engagement progressif des arêtes du foret. Une deuxième étape correspond à l'engagement des listels où les efforts de coupe ne varient pas ou très peu lors du perçage. Cette phase est appelée régime permanent. Cette décomposition est visible sur l'évolution des efforts de coupe comme le montre la FIGURE 2-1. Cette dernière illustre un enregistrement classique de l'évolution des efforts de coupe en perçage enregistré par un capteur rotatif kistler type 9123C permettant de mesurer les trois composantes d'efforts  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$ , et le couple  $M_z$ . Dans le cadre du perçage, seulement l'effort d'avance  $F_f = F_z$  dans l'axe du foret et le couple de coupe  $M_c = M_z$  sont enregistrés. Les composantes radiales sont nulles car elles s'équilibrent sous l'action simultanée des arêtes de coupe.

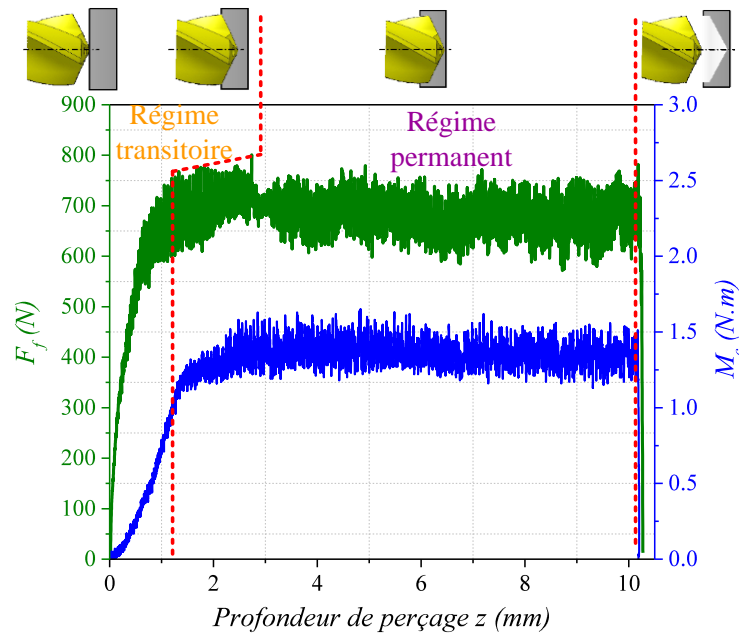


FIGURE 2-1. Définition des régimes d'étude en perçage

Deux approches d'analyse des efforts de coupe sont conduites :

**Approche globale** : elle est associée au régime permanent du perçage et basée sur la démarche du Couple Outil-Matière (COM) [NFE 66-520] permettant de définir le domaine des conditions de coupe optimales en réduisant l'influence de certains phénomènes tel que l'usure sur le processus de la coupe. En principe, les efforts de coupe moyens sont mesurés dans le régime permanent pour déterminer les deux efforts spécifiques de coupe  $K_{c,f}$  et  $K_{c,c}$  respectivement liées à l'avance et au couple. Elles sont définies comme le rapport de l'effort global sur la section coupée théorique et peuvent être l'image de la force spécifique nécessaire pour former le copeau.

**Approche locale** : elle est liée à la méthodologie du Couple Arête-Matière basée sur la notion de discrétisation de l'arête de coupe [Campocasso et al., 2015, 2014, 2013]. Cette démarche permet de décomposer n'importe quelle géométrie de coupe complexe en une succession de segments de géométrie plus simple. Cette méthodologie a été appliquée dans plusieurs configurations d'usinage dans la littérature en vue de prédire les efforts de coupe. Dans le cadre du perçage, cette démarche a été adaptée à la géométrie de coupe du foret et consiste à décomposer les efforts de coupe globaux, mesurés dans le régime transitoire du perçage. Le but est de calculer les efforts de coupe locaux linéiques le long de l'arête de coupe. En effet, en perçage les arêtes de coupe du foret participent de manière progressive à l'augmentation des efforts de coupe pendant l'enfoncement de la pointe. Donc, il est possible d'identifier la contribution de chaque segment de l'arête de coupe sur l'évolution des efforts le long de l'arête.

Il est à noter que cette méthodologie repose en général sur l'hypothèse de l'indépendance des segments (ou arête de coupe élémentaire). C'est-à-dire la variation des efforts de coupe générée par le segment engagé avec la matière ne dépend pas de ses voisins. La véracité de cette hypothèse est analysée dans l'article par la suite.

## 2.2. Démarche expérimentale

Cette première étude en perçage a été mise en place comme première approche vis-à-vis du matériau de l'étude (AIAR) afin d'analyser l'évolution des efforts de coupe ainsi que la formation du copeau. Les différentes campagnes de perçage instrumenté en mesure d'efforts par un capteur rotatif dynamométrique type 9123C sont effectuées avec arrosage au centre sur un centre d'usinage 3 axes DMC 65V comme le montre la FIGURE 2-2. Trois sorties analogiques de la CN : vitesse de rotation de la broche  $N$ , vitesse d'avance de la broche  $V_f$ , le déplacement vertical de la broche  $Z$  sont également enregistrées pour s'assurer des résultats obtenus. Les perçages sont réalisés à l'aide de forets hélicoïdaux fabriqués par Saint Jean Tooling en carbure de tungstène monoblocs, étagés dont seulement le premier étage de diamètre 5.1 mm est engagé.

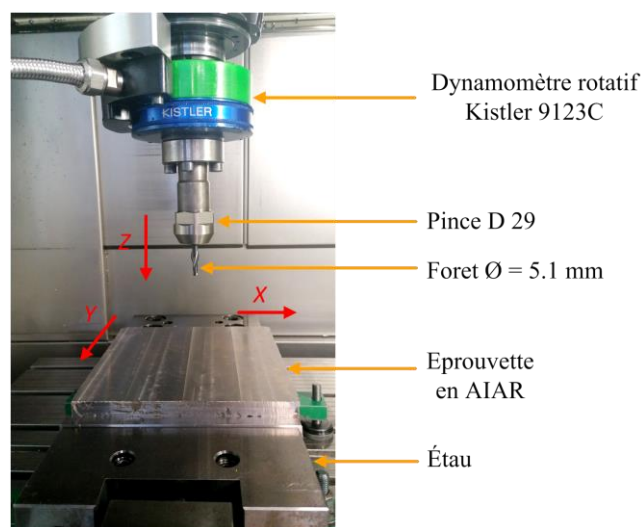


FIGURE 2-2. Dispositif expérimental en perçage

Dans ce chapitre deux forets hélicoïdaux en carbure sont étudiés avec deux géométries de coupe différentes (âme du foret, listels, géométrie de coupe de l'arête de coupe). Le premier foret noté drill\_Z2 possède deux dents avec un double listel tandis que le deuxième foret noté drill\_Z3 contient trois dents avec un simple listel comme le montre la FIGURE 2-3 (géométries de coupe utilisées par le partenaire de l'étude pour le perçage des AIAR). D'abord les forets sont caractérisés géométriquement par le microscope confocal InfiniteFocusSL Alicona pour obtenir une forme 3D de la surface extérieure des forets. Ensuite, la détermination des angles de coupe est effectuée à l'aide d'une macro intégrée sur CATIAV5R20, développée au laboratoire qui permet de tracer une ligne sur l'arête de coupe à partir de l'intersection de surfaces tangentes à la fois à la face de coupe et à la face de dépouille puis de mesurer à chaque point de la ligne les angles correspondants. L'angle de coupe et de dépouille mesurés pour chaque foret sont présentés dans la FIGURE 2-4.

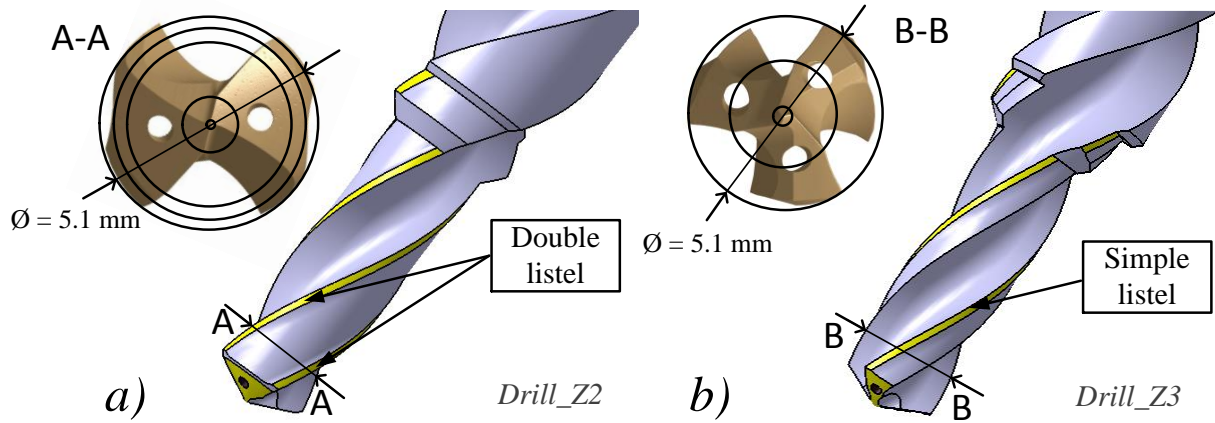


FIGURE 2-3. Géométrie de coupe des forets étudiés : drill\_Z2 (a), drill\_Z3 (b)

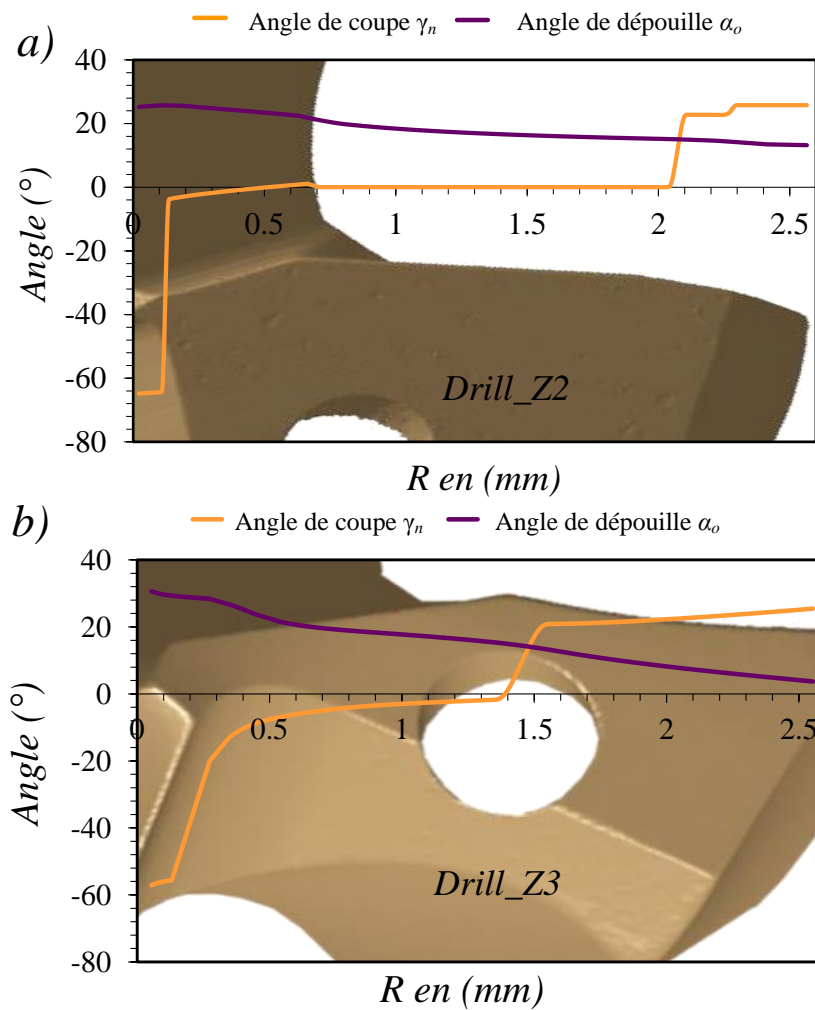


FIGURE 2-4. Évolution de l'angle de coupe  $\gamma_n$  et l'angle en dépouille  $\alpha_o$  le long de l'arête de coupe pour les forets étudiés : drill\_Z2 (a), drill\_Z3 (b)

### 2.3. Article publié dans le journal IJAMT

L'article suivant est publié dans le journal "*International Journal of Advanced Manufacturing Technology*"

#### **Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat resistant austenitic stainless steel**

<sup>1</sup>Arts et Metiers ParisTech, LaBoMaP, UBFC, Rue Porte De Paris, Cluny 71250, France

<sup>2</sup>Saint Jean Tooling, 309 Rue Le Sou, Saint Jean d'Ardières 69220, France

R. Arif, G. Fromentin, F. Rossi, and B. Marcon, "Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat-resistant austenitic stainless steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 104, 2247–2258, (2019)

<https://doi.org/10.1007/s00170-019-03969-8>

# Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat resistant austenitic stainless steel

Rabiae Arif<sup>1,2\*</sup>, Guillaume Fromentin<sup>1</sup>, Frédéric Rossi<sup>1</sup>, Bertrand Marcon<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Arts et Metiers ParisTech, LaBoMaP, UBFC, Rue Porte De Paris, Cluny 71250, France

<sup>2</sup>Saint Jean Tooling, 309 Rue Le Sou, Saint Jean d'Ardières 69220, France

\* Corresponding author. Tel.: +33 3 85 59 53 88; fax: +33 3 85 59 53 70. E-mail address: rabiae.arif @ensam.eu

---

## Abstract

In the present research work, mechanical aspect of transient state in drilling operation is investigated by analyzing together the cutting forces and the chip formation. Particularly, a sudden peak occurring on cutting forces during transient state is observed and deeply studied. To do so, new experimental methodologies to analyze local cutting forces when drilling heat resistant austenitic stainless steel are introduced. The chisel edge and the cutting edge of each studied drill are numerically discretized as series of elementary cutting edges. Therefore, local cutting forces evolution is correlated with the local cutting geometry variation along the cutting edge. On one hand, results have shown that for high ductile materials, local cutting geometry affects deeply not only the chip shape but also the chip flow direction. This strongly disrupts the monotony of the cutting forces evolution in transient state and lead to a sudden peak occurrence on cutting forces. On the other hand, linear local cutting forces could be determined by numerical decomposition of the global cutting forces measured during the drill tip engagement.

**Keywords** Stainless steel, Drilling, Transient state, Chip formation mechanisms

---

## 1. Introduction

Drilling process is one of machining operations, easy to realize but difficult to master. Among the difficulties related to the drilling operation, one is that it occurs in a confined zone resulting in difficulties to ensure both optimal chip and heat evacuation. Another one is that the drill cutting edge evolves within its radius which strongly affects the chip formation. Since recent years, Heat Resistant Austenitic Stainless Steel (HRASS) like GX 40CrNiNbSi 24-12 is one of the materials commonly used in automotive especially designed for high temperature applications such as turbocharger. In machining process, it is considered as one of the difficult-to-cut materials because of its inherent thermomechanical properties at high temperature, low conductivity and high mechanical resistant [1]. The poor machinability of HRASS has not been studied yet namely in drilling process productivity and economic efficiency are a major issue [2]. Although the HRASS drilling has been widely used in industry, the research works are still very limited. In literature, several researchers focused on cutting parameters effects over austenitic stainless steels machinability like AISI 304 and AISI 316 to enhance the tool life. Firstly, Sultan et al [3] have studied the effects of cutting parameters on the tool life and the hole quality. It has been shown that the flank wear could decrease when the cutting speed and the feed rate decrease. Nevertheless, low cutting speeds promote the built-up-edge formation which affects the machined surface. Additionally, Lin

[4] concludes that the tool life could be improved when using low cutting speeds together with a small feed rate. Those experimental studies are considered as a first step to characterize austenitic stainless steel machinability at a global scale. However, it is difficult to optimize the cutting geometry based on these analyses especially in drilling process.

As drilling is a confined operation, it is not easy to observe and investigate the cutting process occurring at the drill tip. Therefore, many researchers, such as Waston [5], have proposed models to decompose the mechanical load by dividing the chisel edge and the cutting edges into a series of small elements (cutting edge discretization). This approach has been used previously by Armarego [6] in drilling process to predict the cutting forces. According to Waston [5], cutting forces are underestimated by using this approach. Based on the oblique cutting tool in drilling, Ke et al [7] have developed a model to predict the spiral and the string chip formation generated by each elementary cutting edge. Moreover, Koehler [8] has used a Quick Stop Device (QSD) to analyze the chip formation along the cutting edge and he divided the cutting edge into seven sections according to its cutting geometry. Then, he determined the contribution of each section on the mechanical load. Following the same approach than Poutord et al [9], the current study investigates the mechanical forces during the drilling process especially at its transient state. Furthermore, new experiment methods are here proposed and discussed to determine the contribution of each Elementary Cutting Edge (ECE) on the evolution of local forces as shown in Fig. 1. This approach basically describes the effect of the local cutting geometry on local cutting forces and does not analyze thermal aspects since the cutting geometry influences directly the cutting forces more than the temperature. Nonetheless, existing local modeling strategies take into account the effect of the machining temperature especially in numerical simulation to model machining operations in elementary configurations. For example, Li et al [10] investigate the temperature effect based on an oblique cutting configuration to develop a finite 3D element thermal model during drilling of titanium. In the same manner, Jomaa et al [11] also include the effect of machining temperature to develop a 2D finite element model predicting the cutting forces and the chip form when machining aluminum alloy.

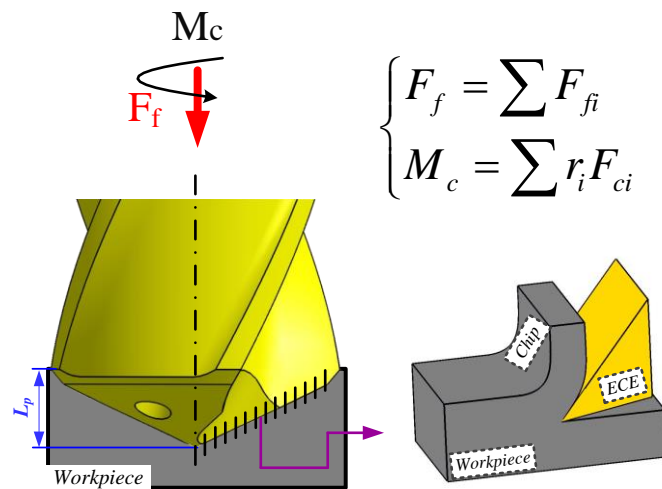


Fig. 1 Decomposition of chisel edge and cutting edge into elementary cutting edges

The main goal of the present drilling study is to propose experimental methods to analyze cutting forces in the transient state by analyzing chip formation and the local cutting forces along the main cutting edge. The final objective is to enhance comprehension of HRASS machinability in drilling process. The current investigations study and compare two twist drills (drill\_Z2 and drill\_Z3) with different local cutting geometry in terms of local cutting forces. The initial chip generated in transient state is also analyzed and correlated with the cutting forces evolution.

## 2. Experimental procedure, work materials and tool geometry

### 2.1. Experimental setup

As shown in Fig. 2 all drilling tests were performed on a DMC 65V CNC 3-axis machining center with a spindle of 25 kW, rotating at 18000 rpm equipped with a 840D Siemens Numerical Controller. All drilling experiments are realized under internal cooling condition using a pressure of 40 bar. During experiments, three NC analog outputs are used to record: the feed rate  $V_f$ , the spindle speed  $N$ , and the drill position  $z$ . Additionally, cutting forces are monitored by rotating cutting force measuring system combining a Rotating Cutting force Dynamometer (RCD) Kistler 9123C and its signal conditioner.

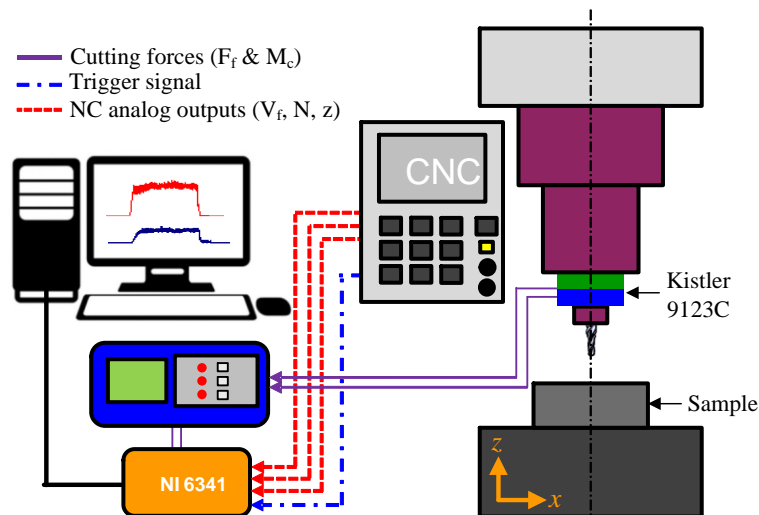


Fig. 2 Schematic of acquisition system used during drilling experiments

### 2.2. Work materials and tool geometry

The studied material is a high alloyed austenitic cast steel (HRASS). This refractory nuance of austenitic stainless steel is usually used for high temperature applications. The work material properties are listed in Table 1. HRASS contains principally 24% of chromium, 12% nickel and slight of niobium and silicon. The Table 1 summarizes its nominal chemical composition (in wt %). This last was obtained using spectroscopy spark technique.



Table 1 Chemical composition (in wt %) and material properties of GX 40CrNiNbSi 24-12 according to EN 10295

C	Co	Cr	Ni	Cu	Mn	Si	V	Nb	W
0.35 <sup>±0.01</sup>	0.04	24.2 <sup>±0.1</sup>	12 <sup>±0.04</sup>	0.04	0.34	1.8	0.12	0.5 <sup>±0.03</sup>	0.03
Property					Value				
Work material					GX 40CrNiNbSi 24-12 (HRASS_1.4837)				
Density					8000 (kg.m <sup>-3</sup> )				
Young modulus					210 (GPa)				
Poisson ratio					0.298				
Tensile Yield strength					352 (MPa)				
Tensile Maximum strength					546 (MPa)				
Hardness					150-220 (HB)				
Elongation					12% (A <sub>10</sub> )				
Melting temperature					1510 (°C)				
Thermal diffusivity					3.10 <sup>-6</sup> (mm <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> )				

In the present study, two WC-Co twist drills with 5.1 mm diameter, with the same coating (CrAl), and coolant canals are used. The first one has 2 teeth (drill\_Z2) and the second has 3 teeth (drill\_Z3) exhibiting different local cutting geometries. The 3D shapes of the studied drills are measured using Alicona InfiniteFocusSL focus-variation microscope. The 3D model is then imported into CATIA software where a self-developed macro provides the rake angle  $\gamma_n$  determined in the normal plan  $P_n$ . The Fig. 3 illustrates the evolution of  $\gamma_n$  along the cutting edge of the two studied drills (drill\_Z2 and drill\_Z3). Results are presented as function of drill radius  $R$  in Fig. 3. To ensure the obtained results, all experiments are repeated at least 6 times.

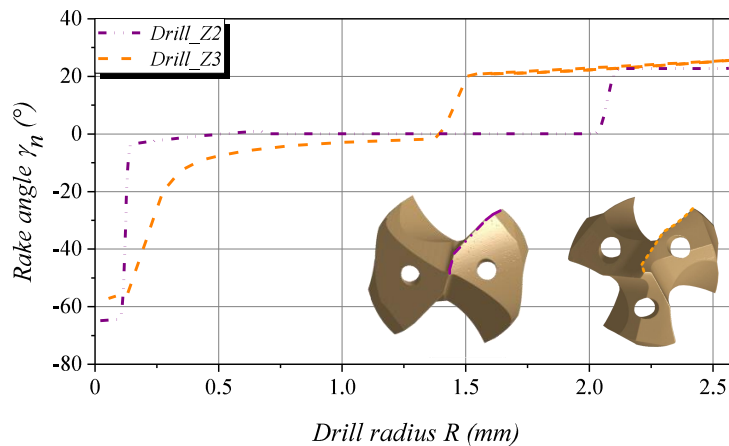


Fig. 3 Rake angle  $\gamma_n$  variation along the cutting edge of the drill\_Z2 and drill\_Z3

### 3. Mechanical analysis of transient state

Drilling process is a continuous operation containing two major consecutive states respectively the drill tip penetration (named transient state) and the hole realization (named steady state) as described in [12] and represented in Fig. 4 (a). This section focuses only on the first state (transient state) corresponding to the progressive penetration of the drill tip and consequently a monotonous evolution of cutting forces as presented in Fig. 4 (a). However, a sudden peak on the thrust force and the torque respectively  $F_f$  and  $M_c$  can be observed Fig. 4 (b). This peculiar phenomenon has never been studied before and considered as unaccustomed in drilling process. Thence, the objective of this section is to highlight the origins of this phenomenon.

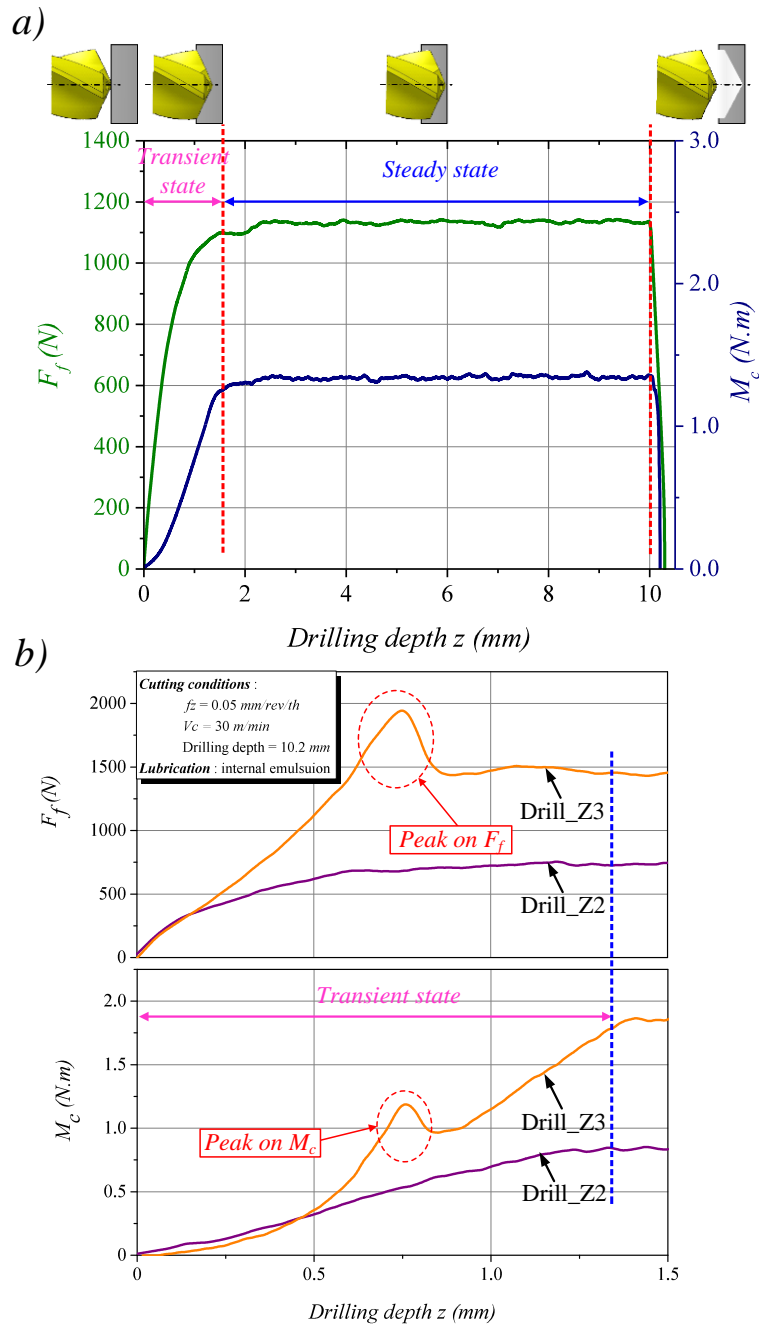


Fig. 4 (a) Thrust force  $F_f$  and torque  $M_c$  evolution in transient state and steady state: drill\_Z3,  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0.025$  mm/rev/th, (b) example of the peak occurrence on  $F_f$  and the  $M_c$  during the drill tip penetration: drill\_Z3, and  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0.05$  mm/rev/th

The Fig. 4 (b) shows an example of the peak occurrence on cutting forces in transient state of drilling. It appears an evolution of the thrust force  $F_f$  and the torque  $M_c$  as a function of drilling depth for the two studied drills (drill\_Z2 and drill\_Z3). Cutting forces ( $F_f$  and  $M_c$ ) are presented only during the drill tip penetration. From those results, it is stated that the appearance of the peak on cutting forces is an intrinsic phenomenon due to the particular drill\_Z3 cutting geometry. Furthermore, the peak appears and disappears in a brutal way. In contrast, no peak is observed on the thrust force and the torque generated by drill\_Z2. Henceforth, the investigations presented in the consecutive section are focused only on the drill\_Z3 cutting geometry. The Table 2 summarizes the different cutting conditions tested with the drill\_Z3 in order to locate the appearance zone of the peak. Generally this last

appears for high levels of the feed and cutting speed respectively ( $f_z \geq 0.035$  mm/rev/th,  $V_c \geq 20$  m/min). For  $f_z = 0.035$  mm/rev/th,  $V_c = 30$  m/min, the peak occurrence is irregular however the other cutting conditions were not tested.

Table 2 Effect of the feed and cutting speed on the peak appearance on cutting forces (P: Peak, NP: No Peak, NT: Not Tested)

		$V_c$ (m/min)					
		10	20	30	40	50	60
$f_z$ (mm/rev/th)	0.025	NP	NP	NP	NT	NT	P
	0.035	NP	P	P & NP	P	P	P
	0.050	P	P	P	NT	NT	P
	0.070	P	P	P	NT	NT	P

### 3.1. Effect of local cutting geometry

As mentioned previously the peak appearance is deeply related to the cutting geometry of drill\_Z3. In this context, the instantaneous evolution of  $F_f$  and  $M_c$  is correlated with the variation of the rake angle  $\gamma_n$  of the drill\_Z3 along the cutting edge as seen in Fig. 5. For all the experiments, where the peak on cutting forces had been observed, it should be mentioned that this phenomenon always occurs during the engagement of the edge [AB] and reaches its maximum at the point B. As soon as the edge [BC] gets contact with the workpiece material, cutting forces suddenly drop then slowly increase until the drill corner (point C) achieving steady state of cutting forces. To ensure this peculiar cutting forces trend, several tests are repeated, and the same behavior is observed. From these results, it is concluded that drill\_Z3 contents a specific local cutting geometry which affects cutting forces trend.

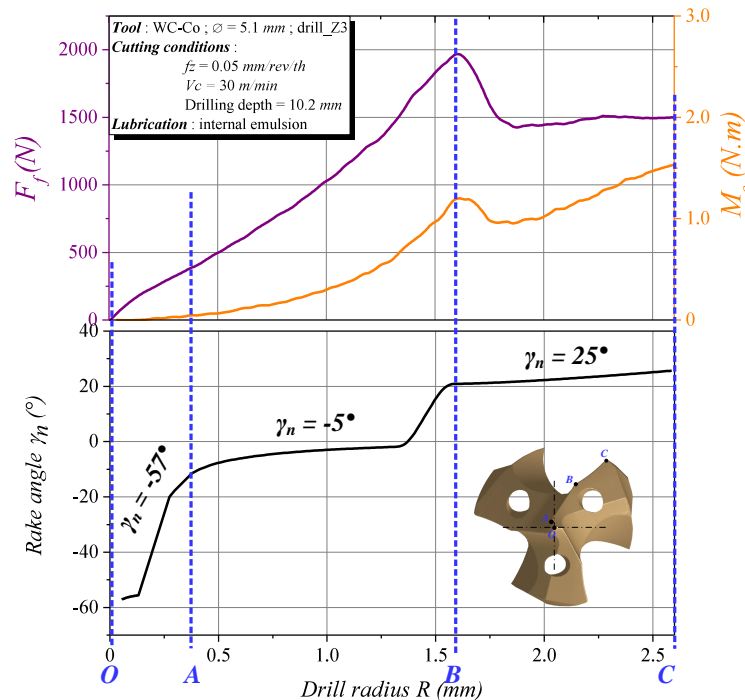


Fig. 5 Correlation of  $F_f$  and  $M_c$  with the evolution of the rake  $\gamma_n$  angle along the cutting edge: drill\_Z3,  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0.05$  mm/rev/th

### 3.2. Effect of material behavior

Other drilling experiments have been conducted on unalloyed material like carbon steel (C35) and other austenitic materials like AISI 316L to ensure that the high ductility of the studied material promotes the peak appearance phenomenon. It may be noticed, that drilling conditions were the same for the three materials ( $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0.05$  mm/rev/th) even though there are not optimum for each one. The three materials were machined by the same drill (drill\_Z3). Cutting forces are measured as a function of the drilling depth and results are presented only during the transient state.

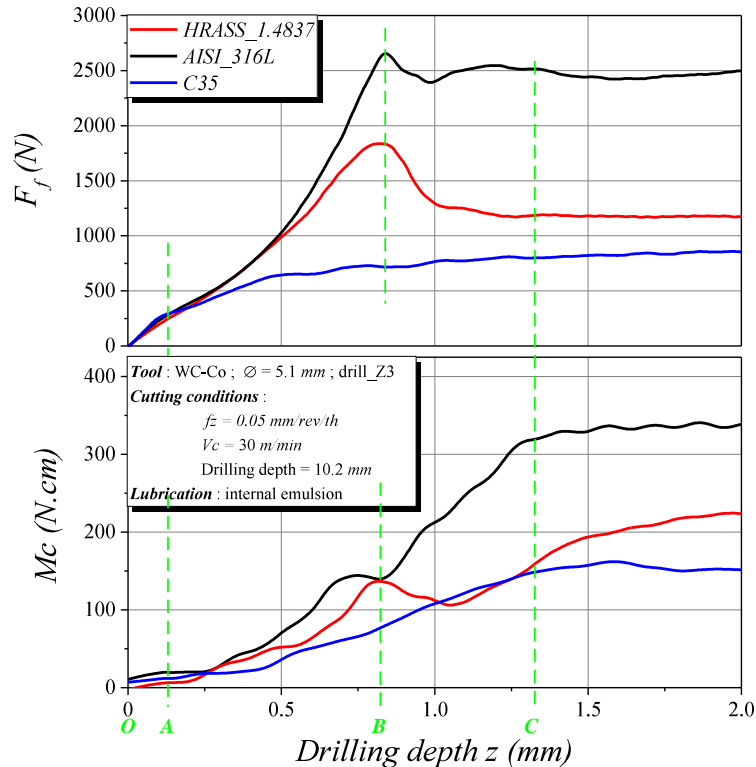


Fig. 6 Thrust force  $F_f$  and torque  $M_c$  for the three materials: drill\_Z3, and  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0.05$  mm/rev/th

As seen in Fig. 6, the peak occurs only for AISI 316L and HRASS being both austenitic materials (ductile and adhesive materials); for unalloyed steel, no peak on cutting forces is observed. This shows stronger resistance of ductile materials to surface penetration during chisel edge [OA] and the central edge [AB] penetration [13]. This necessarily influences the chip formation and may generate difficulties during its evacuation. Thus, the formation of the initial chip formed in transient state is more detailed and explained in relation with chip flow direction in the next section.

### 3.3. Analysis of chip formation

In drilling process, chip shape is considered as a main factor for the smoothness; the drilling operation will be smooth if the chips are well broken. However, ductile materials, like austenitic stainless steel, don't break and easily tend to form continuous chips [7]. Additionally, the chips form depends on work and tool materials [14] and also the cutting geometry as it can be seen in Fig. 7.

The Fig. 7 (b) shows an example of initial chip obtained during the drill tip penetration of the drill\_Z3. It could be seen that the drill\_Z3 cutting geometry of edge affects locally the chip form which influence the chip flow during the transient state [7]. In fact, the cutting edge profile is not continuous and especially at the transition from the chisel edge [OA] to the edge [AB] as described in Fig. 7 (a). This affects deeply cutting force distribution as described already in [8] and consequently the chip flow direction. Additionally, the brutal change of the flow direction may explain the fracture seen on the initial chips rounded by the dashed line in Fig. 7 (b).

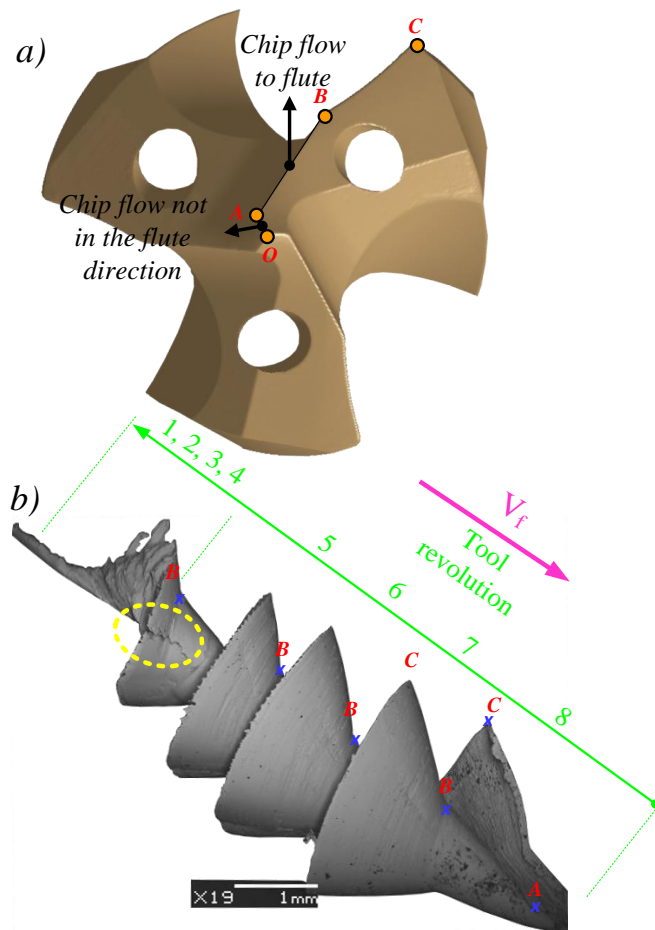


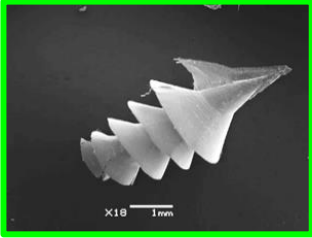
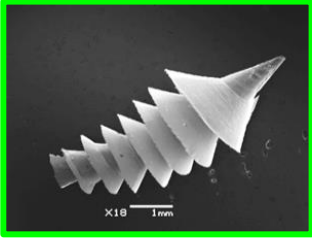
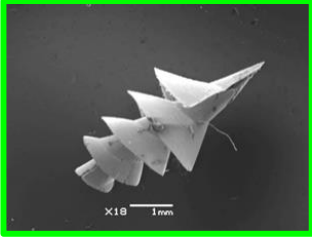
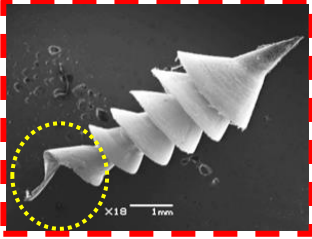
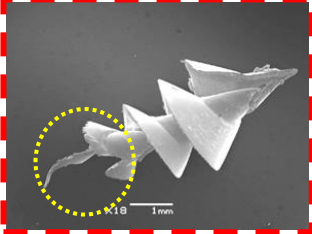
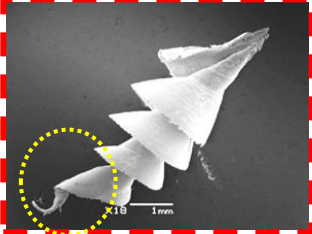
Fig. 7 (a) 3D model of the drill\_Z3 shape ,(b) SEM image of the initial chip obtained by: drill\_Z3,  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0.05$  mm/rev/th

In this context, other experiments on the chip formation are investigated when using drill\_Z3 and principally for cutting conditions where the peak is noticed. Only initial chips obtained during the transient phase of the drill tip penetration are collected to analyze their morphology since they provide direct information about the chip formation and thus the cutting conditions acting. Those chips are observed by SEM (Scanning Electron Microscope). The Table 3 illustrates some of them. The cases where the peak is observed are framed by a dashed red color; while the ones where no peak is remarked are framed by continue green color. From the Table 3 it is seen, that the beginning of the initial chips where the peak occurs is always accompanied with a deformed portion rounded in yellow dashed line in Table 3. Initially, this part is generated by the chisel edge [OA] after one revolution of the tool then it is formed by the edge [AB] after three tool revolutions. In other words 50% of

the drill revolutions are consumed by the cutting edges [OA] and [AB] to form only this deformed portion. To count the revolution number of the drill and spot the location of its cutting edges on the initial chip, a mark in coincidence with drill axis is carved on the workpiece surface before drilling operation. Then the rotation number of the drill is directly measured based on the marks remaining on the initial chip.

As reported in Fig. 7 (b), where it can be seen that, the chisel edge tends to plough material with a negative rake angle ( $\gamma_n = \sim -56^\circ$ ) combined with high friction (adhesion). Therefore, a high chip thickness is generated. This last, creates a large adhesion area on the rake face of the edge [AB] as shown in Fig. 9 which causes a rapid increase of cutting forces during the transient state. Nevertheless, once the deformed portion of the chip leaves the central edge [AB] towards the flute, the chip flow direction changes the chip flows to the drill flute leading to a sudden drop of cutting forces (cf. Fig. 7 (a))

Table 3 SEM Images of initial chips obtained with the drill\_Z3 under different cutting conditions

		$V_c$ (m/min)	
		10	30
$f_z$ (mm/rev/th)	0.025		
	0.035		
	0.05		

As indicated in Table 2, for  $f_z = 0.035$  mm/rev/th,  $V_c = 30$  m/min, the peak appearance is not stable. The Fig. 8 presents a comparison of cutting forces with the chip shape obtained in the two cases. In the case where the peak is observed, the thrust force and the torque raised abruptly respectively by 42% and 49%. This rapid increase in cutting forces may lead to a rapid tool wear.

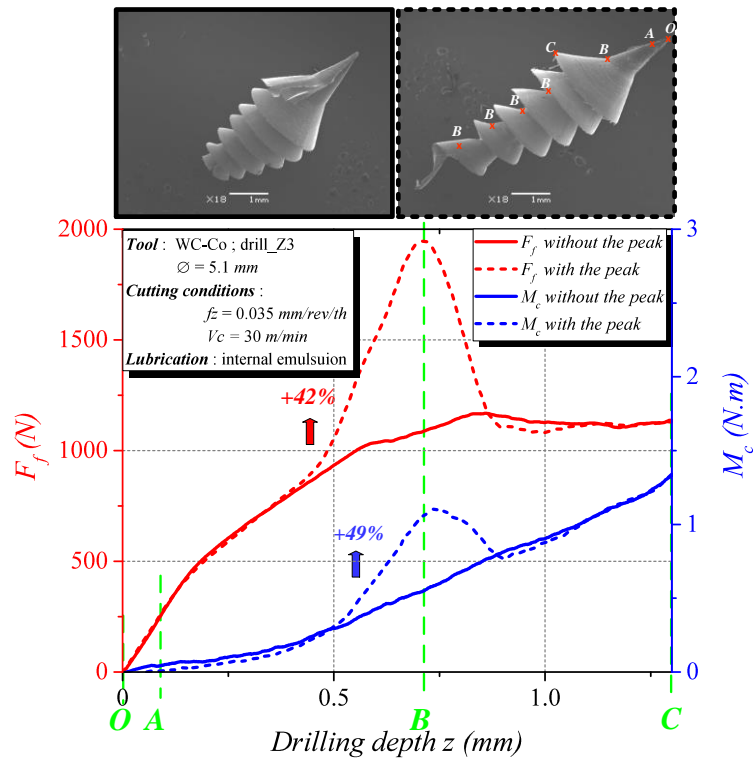


Fig. 8 Random occurrence of the peak on the thrust force  $F_f$  and torque  $M_c$  for the same cutting conditions: drill\_Z3,  $V_c = 30 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.035 \text{ mm/rev/th}$

The Fig. 9 illustrates a SEM image showing the state of the drill\_Z3 after realization of the first hole with cutting condition leading to the peak phenomenon ( $f_z = 0.05 \text{ mm/rev/th}$ ,  $V_c = 30 \text{ m/min}$ ). EDS analysis shows that the coating (CrAl) has completely disappeared from the rake face of the edge [AB]. This clarifies the large adhesion between the chip and the rake face of drill\_Z3 which urge the rapid increase of cutting forces. Micrographs illustrate also the formation of Built-Up-Edge (BUE) on the edge 2 [AB]. This phenomenon is generally caused by work hardening and the high tendency of austenite for adhesion. During machinability of 316L, M'Saoubi [15] has shown that single phase materials, including austenite, are more sensitive to work hardening compared to other stainless steels.

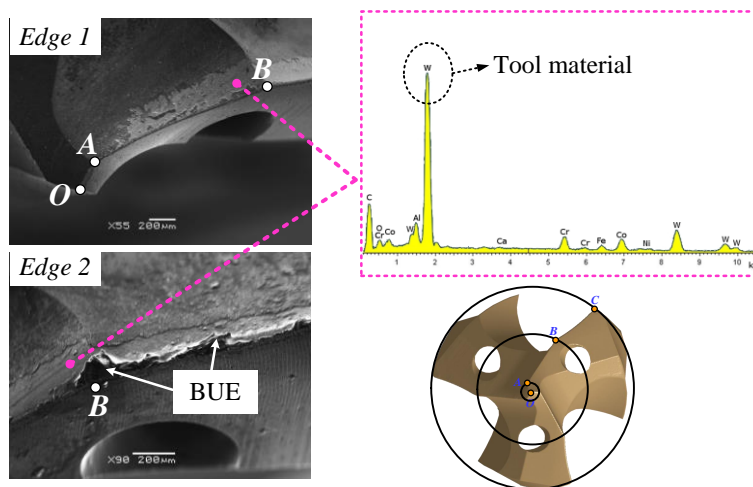


Fig. 9 EDS analysis on the rake face of the [AB] edge after the first drilling operation: drill\_Z3,  $V_c = 30 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.05 \text{ mm/rev/th}$

As introduced by [16] and described by the Eq (1) cutting forces are a result of work material resistance, as well as friction at the interface tool/chip and tool/workpiece.

$$F = T + P_e = A\tau_b + Sp_e \quad (1)$$

where  $T$  is the shear force,  $A$  is the adhesion area,  $\tau_b$  is the shearing strength of the adhesive point,  $P_e$  is the furrow force,  $S$  is the furrow area, and  $p_e$  is the unit furrow force. According to the Eq (1), cutting forces strongly depend on the area of adhesion and explain the rapid increase of cutting force. This joins the explanations given previously.

As a consequence, peak occurrence on the cutting forces restricts the application field of the method concerning the determination of local cutting forces in drilling presented in next subsequent section, In fact, calculation of local cutting forces based on an experiment methods requires a monotonous evolution of the cutting forces in the transient state. In the case of drill\_Z3, this experimental methodology is applied only for cutting conditions where the peak is not observed.

### **Analysis of the local cutting forces**

#### **Method 1: Cutting edge discretization**

##### **3.3.1. Principle of cutting edge discretization**

In drilling process, it is possible to determine experimentally the local cutting forces based on measured mean cutting forces. This analysis is applied only during the transient state of drilling operation as shown in Fig. 10 (before the margins engagement). The vertical dashed lines and the numbers above them represent the progressive engagements of ECEs constituting the cutting edge.



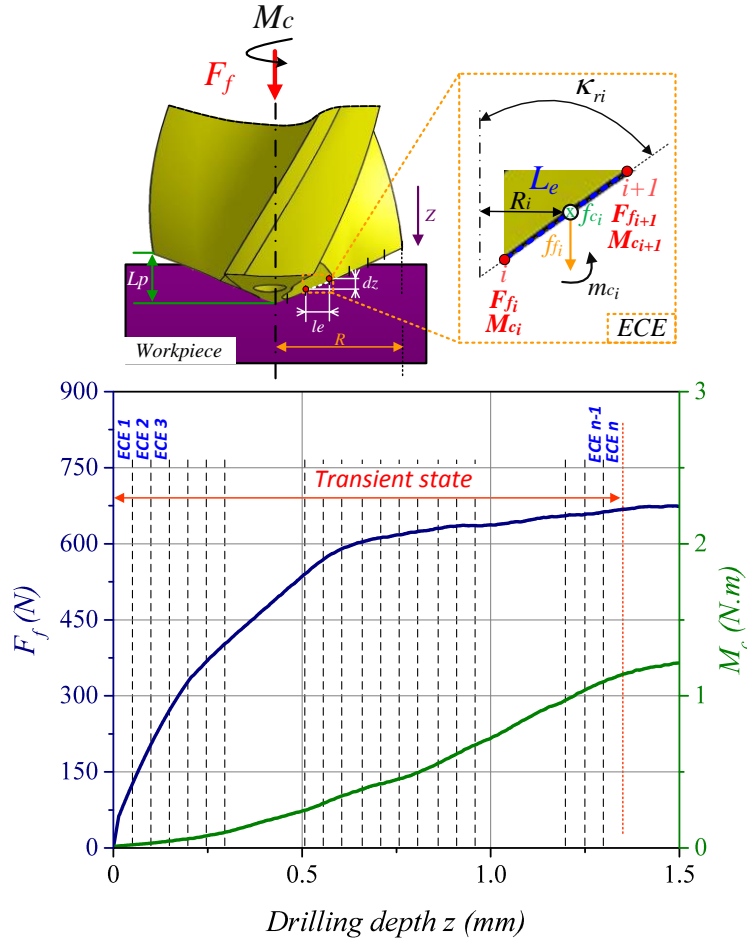


Fig. 10 Calculation principle of linear local cutting forces in drilling process by numerical decomposition of the measured global cutting forces during the drill tip engagement (method 1)

The Fig. 10 shows the principle of the discretization adopted to decompose the mean cutting forces. It consists in discretizing the measured mean cutting forces during the progressive engagement of the drill tip. Then linear local cutting forces applied on each ECE are calculated by the subtraction of nodal cutting forces generated by the two nodes constituting the considered ECE as described by the Eq (2). This approach needs a monotonous evolution of cutting forces as mentioned previously in the first section. Finally result is divided by teeth number  $Z$  and ECE length  $L_e$  respectively. Since in drilling, the cutting geometry varies along the cutting edge, this method aims to correlate local cutting forces distribution with the local cutting geometry along the cutting edge.

$$\begin{cases} F_{f_i} = \frac{F_{f_{i+1}} - F_{f_i}}{Z \times L_e} \\ F_{c_{i+1}} = \frac{M_{c_{i+1}} - M_{c_i}}{R_i} \times \frac{1}{Z \times L_e} \end{cases} \begin{cases} R_i = z_i \times \tan(\kappa_{r_i}) \\ L_e = \frac{dz_i}{\cos(\kappa_{r_i})} \end{cases} \quad (2)$$

To determine local cutting forces, it is necessary to detect the point corresponding to the beginning of the contact between the drill and the workpiece for which cutting forces are nulls. Then the signal of the global cutting forces  $F_f$  and  $M_c$  must be smoothed in order to

remove the measurements noise and dynamic effects. The measured tool position  $z$  is also slightly smoothed and converted into the corresponding radial position  $R$ .

### 3.3.2. Analysis of local cutting geometry effect

The Fig. 11 illustrates the evolution of the linear local cutting forces respectively  $F_{fl}$  and  $F_{cl}$  along the cutting edge of the two studied drills (drill\_Z2 and drill\_Z3) and their correlation with their respective rake angle  $\gamma_n$  evolution along the cutting edge taken in the normal plane  $P_n$ .

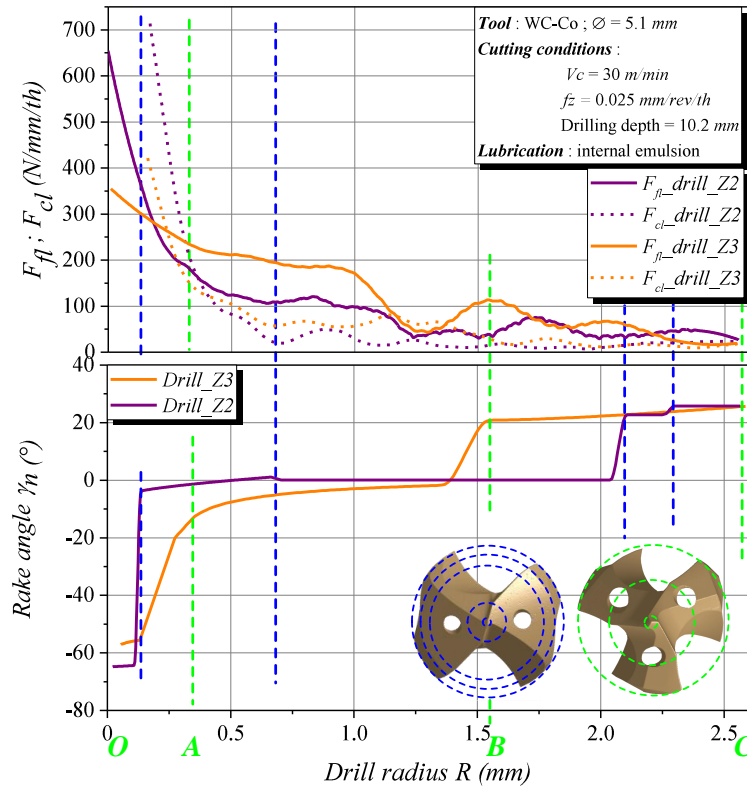


Fig. 11 Correlation between the linear local cutting forces and the cutting angle of the drill\_Z2 and drill\_Z3:  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0.025$  mm/rev/th

Local cutting forces for the two drills are compared under the same cutting conditions ( $f_z = 0.025$  m/rev/th,  $V_c = 30$  m/min) to highlight the effect of each cutting geometry on the evolution cutting forces. The ratio between the uncut chip thickness  $h$  and the cutting edge radius  $r_\beta$  must be greater than 1 to be sure that the effect of  $r_\beta$  is negligible compared to the effect of the rake angle  $\gamma_n$ , this ratio is equal to 2 in the present case.

According to the results shown in Fig. 11 for the two studied drills,  $F_{fl}$  and  $F_{cl}$  are very high at the drill center and are attributed to the chisel edge [OA] effect. This last has a strongly negative rake angle which tends to plough material rather than cut it. Therefore, it generates a rapid increase of cutting forces particularly the thrust force  $F_f$ . At the central edge of the drill\_Z3, the ECTs contain a negative rake angle ( $\gamma_n = -5^\circ$ ). This forms a high chip thickness ( $h_c \approx 162 \mu\text{m}$ ) as seen in Fig. 12 and consequently a local cutting forces increase. The main cutting edge contains ECEs with a positive rake angle ( $\gamma_n = 25^\circ$ ), which generates a thickness of  $95 \mu\text{m}$  and therefore a decrease of local cutting forces. The Fig. 12 shows an

initial chip taken in the transient state. [A-A] corresponds to the total engagement of the drill tip. The initial chip was polished in the plane perpendicular to the cutting speed. The cross section [A-A] shows the evolution of the cut chip thickness along the cutting edge of the drill\_Z3.

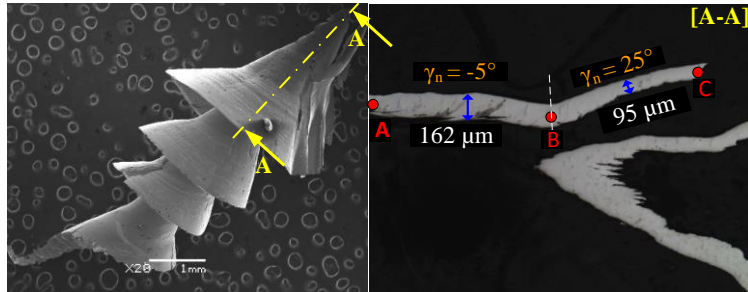
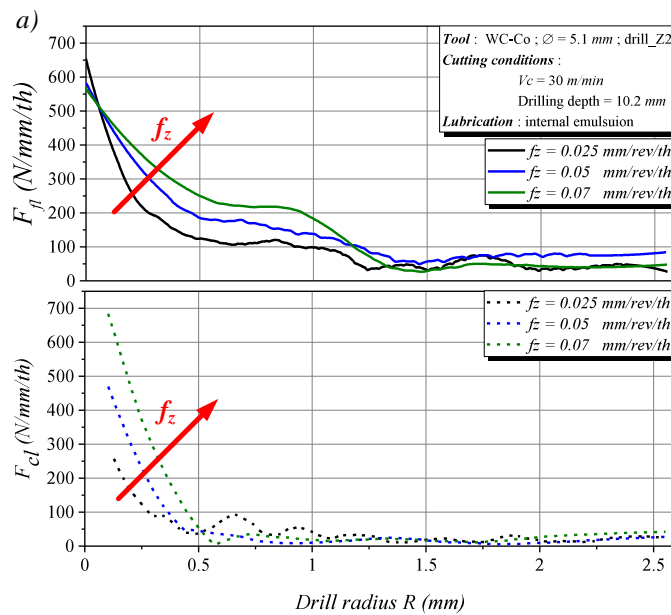


Fig. 12 Variation of the chip thickness along the cutting edge of drill\_Z3 measured within the axial section [A-A]: drill\_Z3,  $V_c = 60$  m/min,  $f_z = 0.05$  mm/rev/th

### 3.3.3. Effect of the cutting conditions on the linear local cutting forces

The Fig. 13 shows the evolution of the local cutting forces calculated for three levels of the feed and three cutting speeds. Firstly, three feeds were used (0.025, 0.05, 0.07 mm/rev/th) with a constant cutting speed ( $V_c = 30$  m/min). Then, three cutting speed levels were tested (20, 40, 60 m/min) for a feed of 0.035 mm/rev/th.



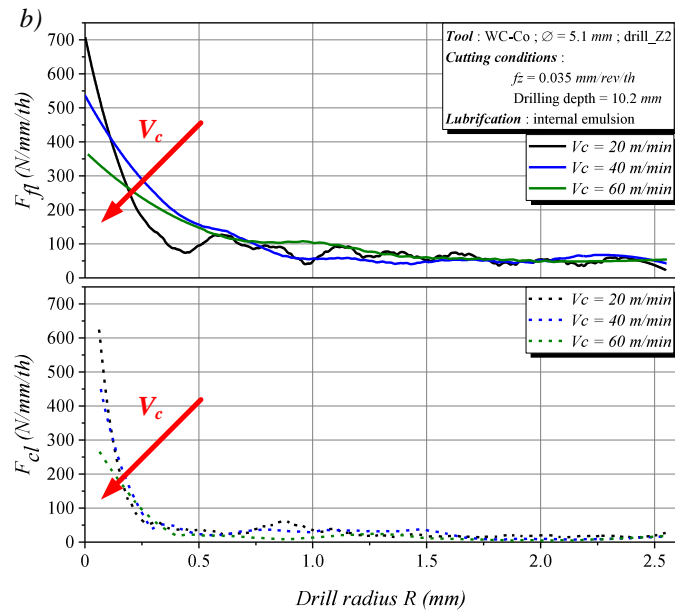
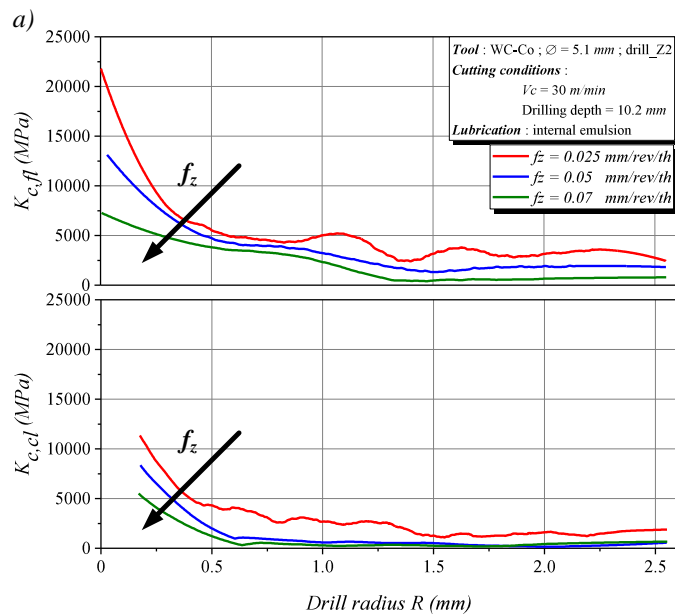


Fig. 13 Effect of the feed (a) and cutting speed (b) on the linear local cutting forces distribution along the cutting edge of drill\_Z2

On one hand, the results show that the feed has a significant effect on the evolution of linear local cutting forces, especially at the central edge due to the cut section increase. However, the cutting speed doesn't reveal any significant effect on the distribution of local cutting forces along the cutting edge. On the other hand, at the drill center, high cutting speed causes a decrease of local forces. This may be attributed to the increase of the heat generated at the cutting zone which contributes to the thermal softening phenomenon [17]. In drilling process it is possible to determine specific local cutting forces in the feed and cutting directions respectively  $K_{c,fl}$  and  $K_{c,cl}$  based on linear local cutting forces calculated previously as described by the Eq (3).  $K_{c,fl}$  and  $K_{c,cl}$  may present the evolution of specific cutting energy generated by each ECE along the cutting edge.



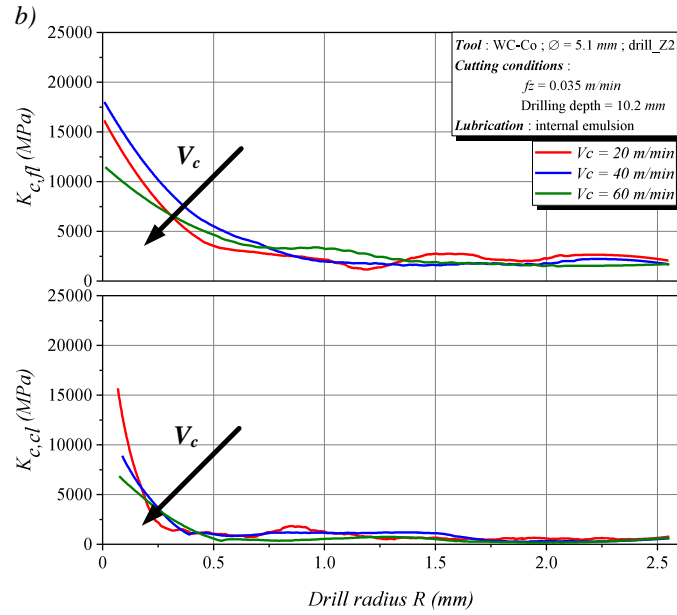


Fig. 14 Effect of the feed (a) and cutting speed (b) on the specific local cutting energy distribution along the cutting edge of drill\_Z2

$$K_{c,fl} = \frac{F_{fl}}{fz \times \sin(\kappa_r)} \quad (3)$$

$$K_{c,cl} = \frac{F_{cl}}{fz \times \sin(\kappa_r)}$$

Fig. 14 (a) shows that the feed affects the distributions of  $K_{c,fl}$  and  $K_{c,cl}$  along the cutting edge during the drill tip engagement. It can be noticed that the margin's effect is not taken into account in these analysis. Firstly, at least for the three feeds used; specific local cutting forces are higher at the drill center and they decrease from the chisel edge to the drill corner. Furthermore, as the feed increases,  $K_{c,fl}$  and  $K_{c,cl}$  decreases. Despite to the feed, at the three cutting speeds no significant trend of the cutting speed on  $K_{c,fl}$  and  $K_{c,cl}$  evolution is noticed Fig. 14 (b).

### Method 2: Physical decomposition of the global forces

The second approach proposes to physically decompose the global forces on the cutting edge by drilling into previously coaxial performed holes as schemed in Fig. 15. More specifically, it consists in drilling pre-holes with diameters corresponding to each zone on the cutting edge of the drill. Owing to its simple cutting geometry, only the drill\_Z3 is used. Three zones are defined on the cutting edge [OA], [AB], and [BC] as seen in Fig. 15. These experiments are carried out for three levels of the feed (0.025, 0.035, 0.05 mm/rev/th). Firstly, the pre-holes are made on the same machine using different drills corresponding to the desired diameter. Then without removing the workpiece, drilling tests are realized with drill\_Z3 on the machined pre-holes. This choice is opted to avoid any wrong coaxiality issue between the drill\_Z3 and pre-holes during drilling tests.

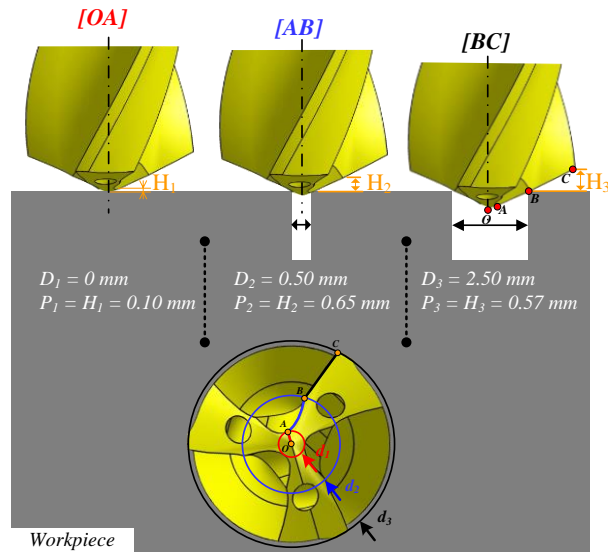


Fig. 15 Physical decomposition of the cutting edge during the drill tip penetration of drill\_Z3 (method 2)

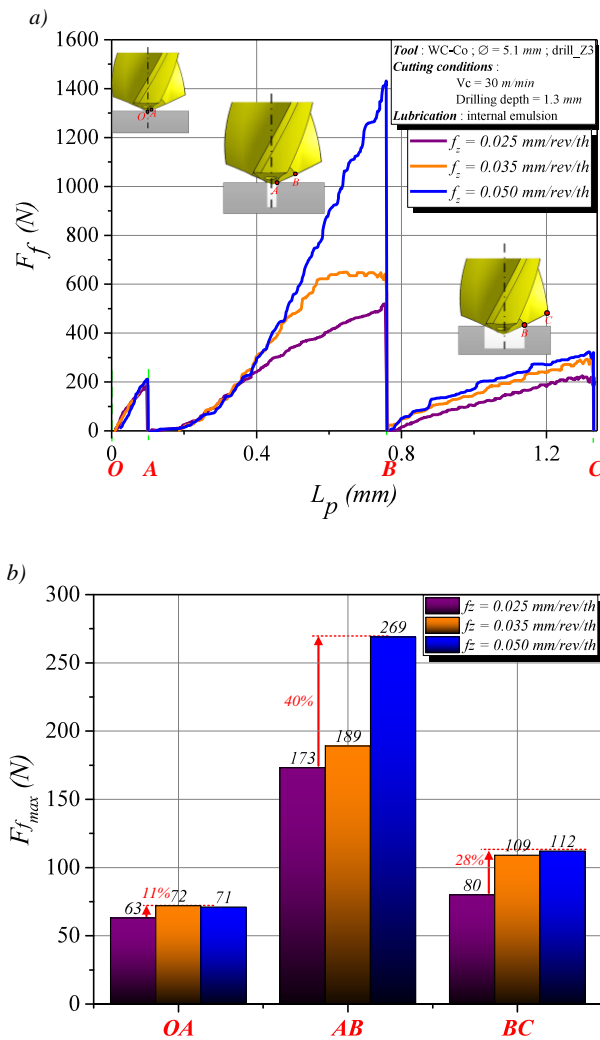


Fig. 16 Effect of the feed  $f_z$  on (a) the thrust force  $F_f$  generated by each defined cutting edge on drill\_Z3 (b) maximal thrust force  $F_{fmax}$  after full engagement of each defined cutting edge

The results in the Fig. 16 show that the central edge [AB], which contains a negative rake angle ( $\gamma_n = -5^\circ$ ), is very sensitive to the feed; indeed, by doubling the feed, the thrust force increases by 40%. However, the main edge [BC] with a rake angle of  $25^\circ$  is less sensitive to the feed. When using a feed of 0.05 mm/rev/th a slight increase of the thrust force (28%) is observed. Finally, any significant trend is noticed for the feed effect on the chisel edge [OA]. In the same way, a slight increase on thrust force (11%) may be noticed when doubling the feed.

### Comparison between the two decomposition methods

The Fig. 17 shows the evolution of the local cutting forces  $F_{fl}$ , and  $F_{cl}$  along the cutting edge obtained by the two decomposition methods of the global forces under the same cutting conditions ( $f_z = 0.025$  mm/rev/th;  $V_c = 30$  m/min). It should be mentioned that the calculation principle of local cutting forces presented in the section 4.1.1 is the same for the two experimental methods. The results show that the first method based on the decomposition of the drill tip during its engagement overestimates the local cutting forces compared to the second method. In fact, the calculation principle described previously is based on a strong segments' independency assumption. In other words, it is supposed that each ECE works independently to other ECEs. However, drilling being a continuous operation, the cutting forces depend strongly on the variation of the cutting geometry along the cutting edge. The second method is slightly affected by that assumption since the effect of the cutting edge is physically divided into three cutting edges lowering the influence of each part.

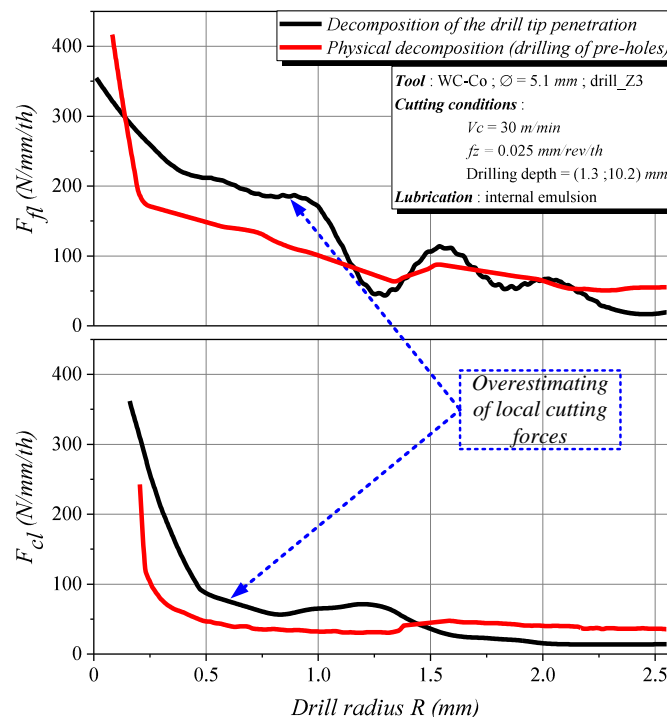


Fig. 17 Comparison of the local linear cutting forces obtained by the two methods cutting edge decomposition

## General conclusions

The present research work analyzes the mechanical aspect during the drilling transient state corresponding to the drill tip penetration before the margins act. A particular appearance of a peak on the cutting force has been deeply studied as well as two experimental methods presented and assessed to determine the local cutting forces along the cutting edge. The following conclusions have been drawn:

- The peak occurring on cutting forces is related to the cutting geometry of the drill\_Z3 and chip formation. Additionally, it is observed only for high levels of the feed and cutting speeds. On one hand, drilling of different kind of materials has shown that the peak phenomenon is deeply related to the high ductility and adhesion of austenitic stainless steels (AISI 316L and HRASS). On the other hand, the initial chip formation has been investigated. Results have shown that the chisel edge of drill\_Z3 strongly deforms the workpiece material by ploughing under high negative rake angle. Therefore, the central edge [AB] forms a high chip thickness creating a large area of adhesion on the rake face of [AB]. Additionally cutting geometry profile of drill\_Z3 is not continuous and affects the chip flow direction. These lead to a cutting forces increase (peak) during the drill tip entry. Once the chip is evacuated towards the flutes, the ploughing is reduced until avoided, and the cutting forces decreases suddenly. The appearance of the peak on cutting forces during the transient phase affects deeply the determination of the local cutting forces in drilling process.
- Linear local cutting forces determination has been also investigated. Based on measured global forces ( $F_f$  and  $M_c$ ) during the transient state, numerical discretization of cutting forces can be adopted to calculate the local cutting forces applied on different ECEs forming the cutting edge of the drill. Two approaches for decomposition of global cutting forces are studied. The first one considers the cutting edge as one edge while the second one consists in physically decomposing the cutting edge. Results show that the first method overestimates the local cutting forces calculated being a direct consequence of the actual dependency of the segments.

## Acknowledgement

The authors wish to place their sincere thanks for Patrick Blandenet from Saint Jean Tooling Company, for his financial support given throughout the realization of this project. A special thanks to Véronique Bouvier from Saint Jean Industries and Gérald Jonnery, Jérémy Morgon, Jean-Baptiste Fayard from Saint Jean Tooling for their guidance and technical supports.



## References

- [1] M. A. Xavier and M. Adithan, "Determining the influence of cutting fluids on tool wear and surface roughness during turning of AISI 304 austenitic stainless steel," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 209, no. 2, pp. 900–909, Jan. 2009, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2008.02.068.
- [2] H. Roland, Z. R. Panosso, E. Göran, and C. Oliver, "Threading in heat resistant cast stainless steel din 1. 4848 for turbocharger housings," *Вестник МГСУ*, no. 12, 2013.
- [3] A. Z. Sultan, S. Sharif, and D. Kurniawan, "Effect of Machining Parameters on Tool Wear and Hole Quality of AISI 316L Stainless Steel in Conventional Drilling," *Procedia Manuf.*, vol. 2, pp. 202–207, Jan. 2015, doi: 10.1016/j.promfg.2015.07.035.
- [4] T.-R. Lin, "Cutting Behaviour Using Variable Feed and Variable Speed when Drilling Stainless Steel with TiN-Coated Carbide Drills," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 19, no. 9, pp. 629–636, May 2002, doi: 10.1007/s001700200106.
- [5] A. R. Watson, "Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. I — initial cutting lip model," *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, vol. 25, no. 4, pp. 347–365, Jan. 1985, doi: 10.1016/0020-7357(85)90035-6.
- [6] E. J. A. Armarego and C. Y. Cheng, "drilling with flat rake face and conventional twist drills--i. theoretical investigation." *Int J Mach Tool Des Res* 12:17–35.
- [7] F. Ke, J. Ni, and D. A. Stephenson, "Continuous chip formation in drilling," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, no. 15, pp. 1652–1658, Dec. 2005, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2005.03.011.
- [8] W. Koehler, "Analysis of the High Performance Drilling Process: Influence of Shape and Profile of the Cutting Edge of Twist Drills," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 130, no. 5, p. 51001, 2008, doi: 10.1115/1.2951932.
- [9] A. Poutord, F. Rossi, G. Poulachon, R. M'Saoubi, and G. Abrivard, "Study of the local forces along a cutting edge when drilling Ti6Al4V - comparison of methods," *Int. J. Mach. Mach. Mater.*, vol. 18, no. 5–6, pp. 621–633, Jan. 2016, doi: 10.1504/IJMMM.2016.078976.
- [10] R. Li and A. J. Shih, "Tool Temperature in Titanium Drilling," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 129, no. 4, p. 740, 2007, doi: 10.1115/1.2738120.
- [11] W. Jomaa, O. Mechri, J. Lévesque, V. Songmene, P. Bocher, and A. Gakwaya, "Finite element simulation and analysis of serrated chip formation during high-speed machining of AA7075–T651 alloy," *J. Manuf. Process.*, vol. 26, pp. 446–458, 2017.
- [12] R. Arif, G. Fromentin, F. Rossi, B. Marcon, and P. Blandenet, "Mechanical study in drilling of heat resistant austenitic stainless steel," *Procedia CIRP*, vol. 77, pp. 425–428, Jan. 2018, doi: 10.1016/j.procir.2018.08.292.
- [13] J. Nomani, A. Pramanik, T. Hilditch, and G. Littlefair, "Machinability study of first generation duplex (2205), second generation duplex (2507) and austenite stainless steel during drilling process," *Wear*, vol. 304, no. 1–2, pp. 20–28, Jul. 2013, doi: 10.1016/j.wear.2013.04.008.
- [14] M. Bakkal, A. J. Shih, S. B. McSpadden, C. T. Liu, and R. O. Scattergood, "Light emission, chip morphology, and burr formation in drilling the bulk metallic glass," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, no. 7, pp. 741–752, Jun. 2005, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2004.11.004.
- [15] R. M'Saoubi and H. Chandrasekaran, "Role of phase and grain size on chip formation and material work hardening during machining of single and dual phase steels," *Ironmak. Steelmak.*, vol. 31, no. 3, pp. 258–264, Jun. 2004, doi: 10.1179/030192304225012141.
- [16] J. Pan, Y. Zhuo, Y. Lian, and X. Zhang, "Three-dimensional parametric modeling of carbide internal cooling aiguille," *Hsi- Chiao Tung Ta Hsueh Journal Xian Jiaotong Univ.*, vol. 49, pp. 48–53, Oct. 2015, doi: 10.7652/xjtuxb201510008.
- [17] S. M. Lee, H. M. Chow, F. Y. Huang, and B. H. Yan, "Friction drilling of austenitic stainless steel by uncoated and PVD AlCrN- and TiAlN-coated tungsten carbide tools," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 49, no. 1, pp. 81–88, Jan. 2009, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2008.07.012.

## 2.4. Analyses complémentaires

Dans cette section, des résultats complémentaires du premier article sont présentés. Cette partie est considérée comme une étape préliminaire avant l'étude menée dans un second article présenté dans le chapitre 3.

### 2.4.1. Stabilité du foret durant la pénétration

La FIGURE 2-5 (a) présente l'épaisseur du premier copeau dans le régime transitoire, pénétration de la pointe du foret à trois dents. Elle est mesurée le long de l'arête de coupe pour différentes avances. L'épaisseur du copeau diminue du centre vers les becs du foret le long de l'arête de coupe suite à l'évolution locale de l'angle de coupe (négatif au centre du foret) et de la vitesse de coupe.

Cependant il est aussi constaté que l'épaisseur du copeau varie de manière non uniforme sur un tour de foret. Comme le montre la FIGURE 2-5 (b), il est observé que  $h_{c1}$  est plus grand que  $h_{c2}$  et que ce dernier est plus petit que  $h_{c3}$ . Ces variations peuvent être expliquées par une oscillation de la pointe du foret durant la pénétration.

Ces analyses mettent en évidence un manque de stabilité du foret à trois dents (drill\_Z3) pendant l'enfoncement de sa pointe liée à la coupe très négative de l'âme du foret (cf. §2 Fig. 2 et Fig. 7).

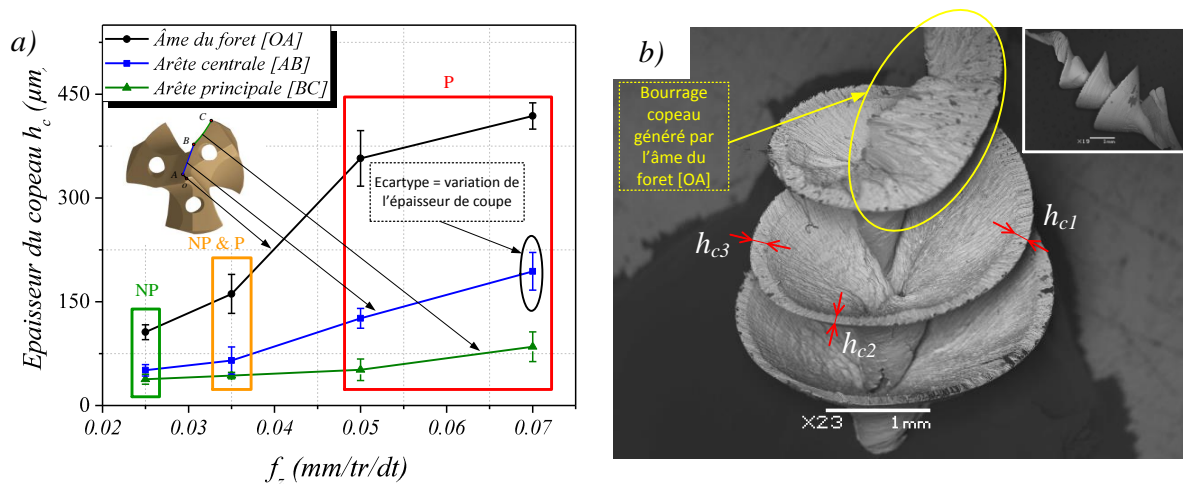


FIGURE 2-5 Evolution de l'épaisseur du premier copeau de long de l'arête (a) Image au MEB du premier copeau (b) : drill\_Z3,  $V_c = 30 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.07 \text{ mm/tr/dt}$

Les observations d'un pic d'efforts durant la pénétration de ces forets (cf. §2 Table 2), sont expliquées par un manque de volume de goujure suffisant au centre pour permettre le bon écoulement du copeau (cf. §2 Fig. 7 (a)). Ainsi, il n'existe pas de corrélation entre l'instabilité du foret et l'apparition des pics sur les efforts de coupe.

### 2.4.2. Analyse des efforts de coupe globaux en perçage

Cette partie caractérise le comportement des forets utilisés dans le régime permanent du perçage grâce à la démarche du Couple Outil-Matière (COM). L'évolution du comportement des forets étudiés en fonction de l'avance et de la vitesse de coupe est caractérisée par les efforts spécifiques globaux  $K_{c,f}$  et  $K_{c,c}$ . Dans le cas de l'opération du perçage, l'enlèvement de matière est réalisé par la conjonction de deux mouvements : la rotation autour de l'axe du foret et un mouvement de translation dans la direction de la vitesse d'avance  $V_f$ . Par conséquent, il est possible de décomposer l'action de formation du copeau sur les arêtes de coupe principales en deux efforts principaux définis dans l'axe du foret  $F_f$  et tangentielllement aux arêtes de coupe  $F_c$ . De cette décomposition résultent deux efforts spécifiques de coupe  $K_{c,f}$  et  $K_{c,c}$  définis respectivement dans la direction d'avance et dans la direction de la vitesse de coupe. Ces dernières sont l'image des contraintes normales et tangentielles sur le foret pour former le copeau. Dans le cas du perçage,  $K_{c,f}$  et  $K_{c,c}$  sont calculés par les équations Eq. 1 et Eq. 2 données par la norme [NFE 66-520].

$$K_{c,f} = 2 \times \frac{F_f}{d \times f} \quad \text{Eq. 1}$$

$$K_{c,c} = 8000 \times \frac{M_c}{d^2 \times f} \quad \text{Eq. 2}$$

Où :

- $K_{c,f}$  : effort spécifique de coupe dans la direction de l'avance du foret (MPa)
- $K_{c,c}$  : effort spécifique de coupe dans la direction de la vitesse de coupe (MPa)
- $F_f$  : effort d'avance (N)
- $M_c$  : couple de coupe (N.m)
- $f$  : avance par tour du foret (mm/tr)
- $d$  : diamètre nominal du foret (mm)

La FIGURE 2-6 illustre les résultats obtenus par la démarche COM pour les deux forets étudiés où les FIGURE 2-6 (a) et (c) présentent respectivement les efforts spécifiques de coupe liés à l'effort d'avance  $F_f$  et au couple  $M_c$  en fonction de l'avance par dents, tandis que les FIGURE 2-6 (b) et (d) présentent les mêmes efforts spécifiques de coupe mais cette fois-ci en fonction de la vitesse périphérique du foret  $V_c$ .

Les différentes courbes présentent une tendance décroissante typique aux essais de COM. Pour les deux forets, l'avance a plus d'effet sur l'évolution des  $K_{c,f}$  et  $K_{c,c}$  que la vitesse de coupe. De manière très générale les efforts spécifiques de coupe liés au foret drill\_Z3 (à trois dents et simple listel) sont plus élevés que ceux liés au foret drill\_Z2 (à deux dents et double listel) à cause du bourrage copeaux généré par l'âme du foret drill\_Z3.

L'influence de la vitesse de coupe sur  $K_{c,f}$  est notable pour des petites valeurs de  $V_c$  (10 à 30 m/min) tandis que l'écart de  $K_{c,f}$  entre les deux forets diminue avec l'augmentation de  $V_c$ .

Concernant l'effort spécifique de coupe lié au couple,  $K_{c,c}$ , l'écart entre les deux forets est très important pour les différentes vitesses périphériques testées. Cependant l'avance a peu d'effet sur l'écart entre les deux forets notamment pour des petites valeurs de  $f_z$ .

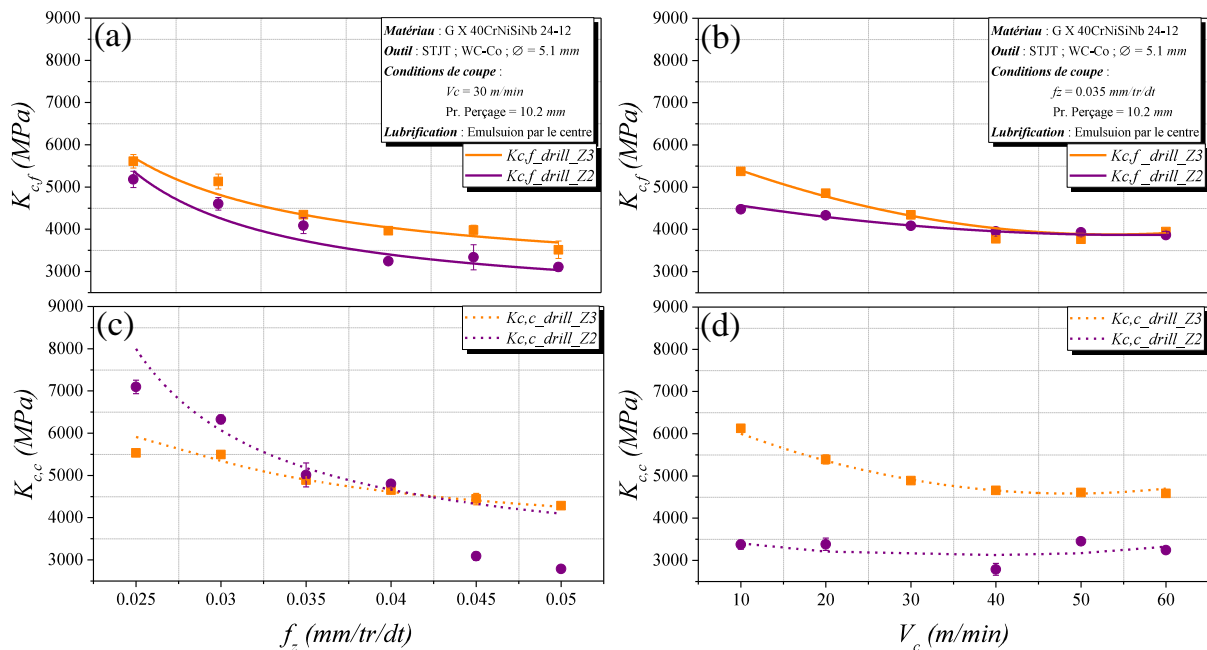


FIGURE 2-6. Comparaison des énergies spécifiques de coupe  $K_{c,f}$  et  $K_{c,c}$  pour les deux forets drill\_Z2 et drill\_Z3 en fonction de l'avance par dent  $f_z$  et la vitesse de coupe  $V_c$ .

### 2.4.3. Analyse de la contribution des listels

Les listels ont pour fonction d'assurer le guidage, et donc la stabilité, du foret lorsqu'il est engagé en pleine matière. La contribution complémentaire induite par le frottement des listels avec les parois du trou percé peut être calculée par Eq. 3.

$$Mc_{listels} = Mc_{total} - (Mc_{arêtes} + Mc_{âme}) \quad \text{Eq. 3}$$

Malgré que les deux forets n'aient pas la même géométrie, l'effet des listels sur le chargement mécanique pour chaque foret étudié est isolé de l'action des arêtes de coupe. En effet la contribution des listels peut être mesurée directement sur le couple  $M_c$  pendant la remontée rapide du foret après perçage comme le montre la FIGURE 2-7.

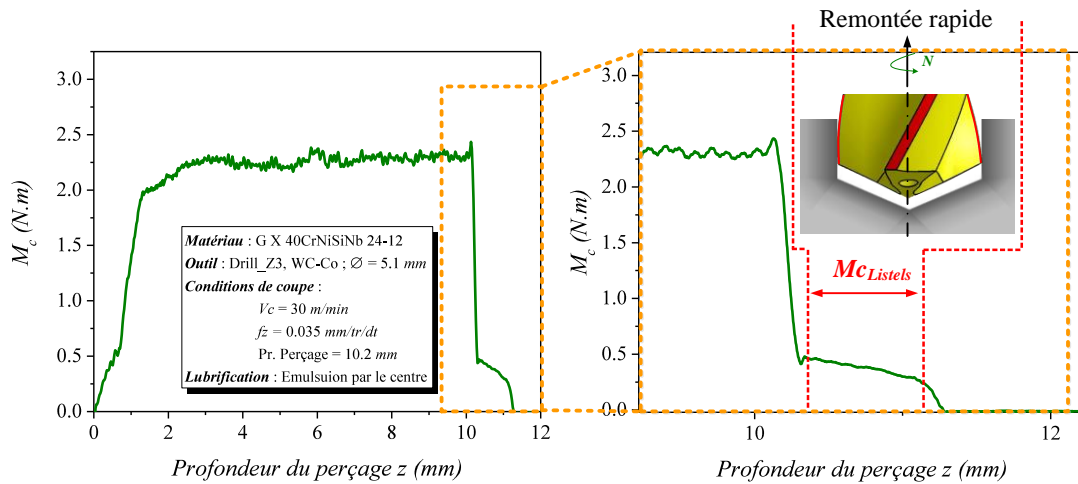


FIGURE 2-7. Méthode de mesure du couple généré par les listels du foret

La géométrie de listels peut être modélisée par deux paramètres géométriques : la conicité arrière et la largeur de listels notés respectivement  $c$  et  $w$  comme le montre la FIGURE 2-8. Deux géométries de listels sont testées. Le drill\_Z2 possède un double listel ayant une largeur  $w$  de 402  $\mu\text{m}$  et une conicité arrière  $c$  de 0.1% tandis que le drill\_Z3 contient un simple listel avec une largeur  $w$  de 271  $\mu\text{m}$  et une conicité arrière  $c$  identique de 0.1% (TABLE 2-1).

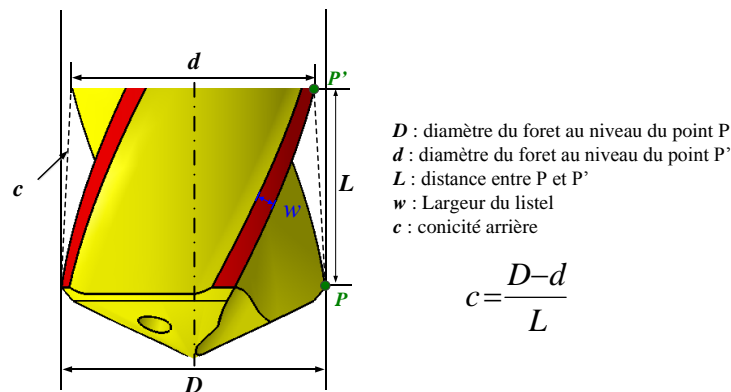


FIGURE 2-8. Paramétrage géométrique des listels

	$c$ (%)	$w$ ( $\mu\text{m}$ )	Type de listel
<b>Drill_Z2</b>	0.1	402	Double
<b>Drill_Z3</b>	0.1	271	Simple

TABLE 2-1. Géométries des listels testés

L'effet des conditions opératoires  $f_z$  et  $V_c$  sur le chargement mécanique généré par les listels des deux forets étudiés est illustré dans la FIGURE 2-9. Ces essais sont conduits avec arrosage au centre. Pour les deux forets testés, le chargement mécanique généré par les listels augmente proportionnellement avec l'augmentation de la vitesse de coupe, tandis que l'avance ne modifie pas la contribution des listels. En effet, l'augmentation de la vitesse de coupe génère une élévation de température à l'interface listels/paroi sans possibilité d'échanges thermiques avec le reste de la matière en vue du caractère réfractaire de l'ALAR. Cette situation pourrait favoriser les phénomènes d'adhésion et de transfert de la matière

usinée sur les listels. L'augmentation du frottement généré à l'interface listels/paroi pour des vitesses de coupe élevées peut s'expliquer par ailleurs par un éventuel resserrement du trou.

La comparaison entre les deux forets a montré que les listels du foret drill\_Z2 génèrent un niveau d'effort plus important en comparaison avec ceux du foret drill\_Z3 sur la plage de conditions de coupe testée. Ce résultat est attribué à la surface contact avec les parois du trou. En effet la surface de contact produite par le foret drill\_Z2 est 2 fois plus grande que celle générée par le foret drill\_Z3 à cause du doublement du nombre de listel.

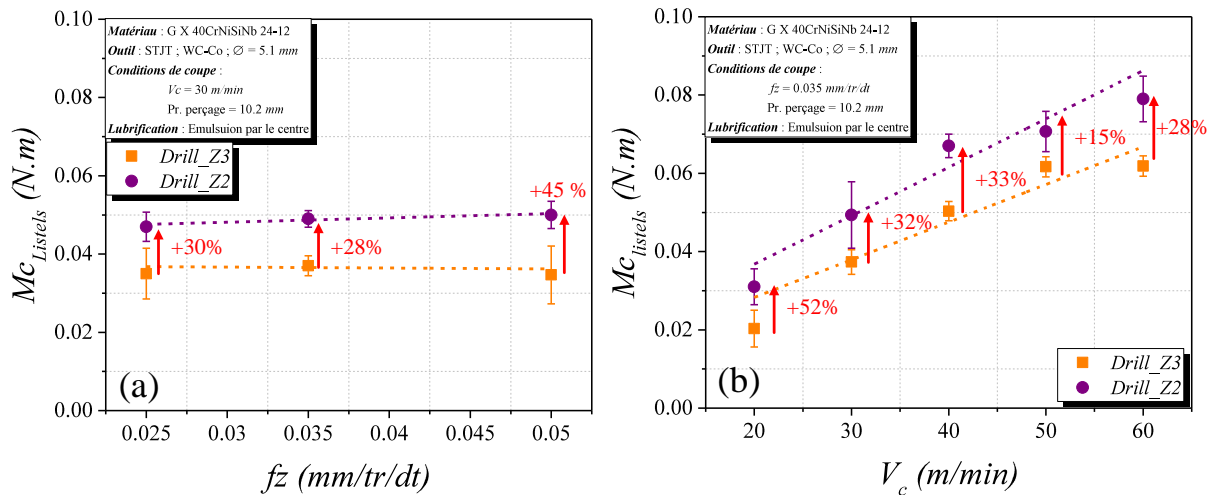


FIGURE 2-9. Effet de l'avance (a) et la vitesse de coupe (b) sur la contribution des listels pour les deux forets étudiés

La FIGURE 2-10 présente une comparaison du comportement du AIAR par rapport à celui de l'acier C45 dans des conditions de coupe identiques (géométrie de coupe, conditions de coupe, machine, lubrification, etc). L'objectif étant de comparer et quantifier le chargement mécanique généré par les différentes parties du foret (arêtes de coupe et listels) pour chaque matériau. La contribution des différentes parties actives du foret est présentée sous la forme de puissance consommée. Cette dernière est calculée par Eq. 4 à partir de l'évolution instantanée du couple  $M_c$  mesurée pour chaque matériau.

$$P \approx M_c \times \omega \tag{Eq. 4}$$

Dans le cas du perçage de l'AIAR, le contact listels/paroi représente 16% de la puissance totale consommée. Cette contribution apporte une surproduction de chaleur qui affecte l'intégrité de surface du trou percé. L'évacuation du copeau et la contribution de l'âme du foret présentent seulement 5%. Des copeaux fragmentés avec un amincissement d'âme contribuent à réduire cette contribution. Le reste de la puissance consommée est généré par les arêtes de coupe pour la formation du copeau.

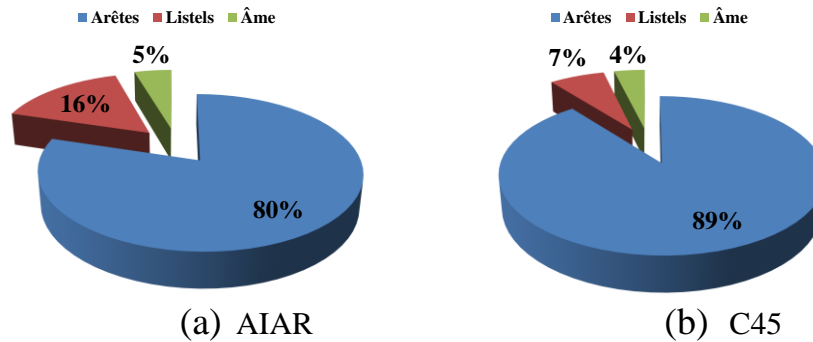


FIGURE 2-10. Répartition des puissances consommées pendant le perçage avec le foret à 3 dents de (a) AIAR\_1.4837 (b) l'acier 45

La répartition de la puissance consommée pendant le perçage de l'acier C45 montre que les listels sont moins sollicités (7%) en comparaison avec l'AIAR (16%). Par conséquent la majeure partie de la puissance est utilisée pour la formation du copeau. Cette simple comparaison montre que les propriétés du matériau usiné jouent un rôle très important. Par conséquent l'optimisation de la contribution des listels est indispensable lors du perçage de l'AIAR.

## 2.5. Synthèse

Une analyse fondamentale des efforts de coupe est réalisée pendant le régime transitoire du perçage puis présentée dans ce chapitre. De cette étude, il ressort plusieurs conclusions essentielles à la compréhension du perçage de l'AIAR. D'abord, la géométrie de coupe des forets 3 dents génère des pics sur l'effort d'avance  $F_f$  et le couple  $M_c$  pendant l'enfoncement de la pointe. L'analyse de la formation du premier copeau montre que l'âme du foret génère une épaisseur de copeau importante due à l'angle très négatif au centre du foret. Ces pics sont non seulement liés à la géométrie de coupe des forets à 3 dents, qui génère un bourrage copeaux au centre du foret, mais aussi au comportement ductile des aciers inoxydables austénitiques. Par ailleurs, l'analyse du premier copeau met en évidence dans certains cas l'instabilité du foret pendant sa pénétration dans la matière.

Ensuite, deux méthodes de décomposition des efforts de coupe globaux en perçage sont utilisées pour corréliser la répartition des efforts de coupe locaux avec l'évolution de l'angle de coupe locale. Les deux méthodes sont comparées entre elles et il s'avère que la décomposition des efforts de coupe pendant l'enfoncement de la pointe surestime les efforts de coupe comparé à la méthode de décomposition physique de l'arête de coupe suite à l'hypothèse de l'indépendance des segments.

Une étude complémentaire portant sur l'analyse des efforts spécifiques de coupe dans le régime permanent du perçage et la contribution des listels sont également présentés dans ce chapitre. Concernant ce point, il s'avère que les efforts spécifiques de coupe générés par l'arête de coupe du foret 3 dents sont plus grands que ceux générés par l'arête de coupe du foret à 2 dents. Cette différence trouve son origine dans la géométrie de coupe de la partie centrale du foret à 3 dents qui génère des niveaux d'efforts plus importants suite au bourrage copeaux résultant d'une coupe très négative au centre. Concernant les listels, l'analyse

comparative entre l'alliage C45 et l'AIAR a montré que les listels consomment 16% de la puissance totale nécessaire pour le perçage de l'AIAR comparé aux 10% dans l'acier C45. Cette comparaison montre que les listels jouent un rôle important et leur optimisation est indispensable pour améliorer le perçage des matériaux ductile comme l'AIAR. Pour autant, ce point ne sera pas développé d'avantage dans ce travail de thèse. En effet, les efforts se sont concentrés sur la compréhension des phénomènes dans la zone de coupe et l'optimisation des géométries de coupe.

Ce chapitre a pour objectif de caractériser le comportement du foret lors du perçage de l'AIAR afin de dévoiler les différents phénomènes mécaniques apparaissant lors de leur usinage. Les résultats ont démontré l'apparition de pics sur les efforts de coupe qui trouvent leurs origines la fois dans la géométrie de coupe locale et dans le caractère écrouissable de l'AIAR dû à l'augmentation de sa résistance mécanique pendant la formation du copeau comparé aux aciers standards comme le C45. Dans ce contexte, une étude sur le matériau sera l'objet principal du chapitre suivant afin de caractériser son comportement vis-à-vis de de l'opération du perçage.



### 3. Études de l'écroissage lors de l'usinage de l'AIAR

3.1.	<i>Introduction du chapitre</i> .....	64
3.2.	<i>Procédure expérimentale</i> .....	64
3.3.	<i>Article publié dans le journal JMSE</i> .....	66
1.	<i>Introduction</i> .....	67
2.	<i>Investigations on drilling process</i> .....	69
3.	<i>Mechanisms analysis in orthogonal cutting</i> .....	77
4.	<i>Conclusions</i> .....	89
5.	<i>References</i> .....	90
3.4.	<i>Résultats complémentaires</i> .....	92
3.4.1.	<i>Analyse des modes de déformation de l'AIAR et l'état de surface usinée en coupe orthogonale</i> .....	93
3.4.2.	<i>Analyse du retour élastique en rabotage</i> .....	95
3.5.	<i>Synthèse</i> .....	96

#### 3.1. Introduction du chapitre

Les AIAR sont des matériaux ayant une microstructure très riche en carbures jouant un rôle abrasif lors de l'usinage, il comporte également une phase austénitique très ductile à haute température et par conséquent très écroissable. Dans ce contexte, de nombreuses études ont été menées pour optimiser l'usinage de plusieurs aciers inoxydables austénitiques en termes de conditions de coupe et de géométrie d'outil [Lin, 2002; Lin et al., 2000; Sultan et al., 2015a, 2015; b]. Néanmoins, à l'heure actuelle peu de travaux se sont intéressés au comportement des aciers inoxydables durant la coupe. Ce chapitre est consacré à l'étude de l'écroissage lors de l'usinage de l'AIAR. En particulier, il traite le phénomène de l'écroissage cumulé issu du passage successif des dents de l'outil. Les attentes de cette partie sont très fortes tant du point de vue scientifique qu'industriel. De manière très générale, l'écroissage peut être défini par une augmentation de la limite d'écoulement par déformation plastique. Dans le cas de l'usinage de l'AIAR, l'écroissage se manifeste par un durcissement au niveau de la surface usinée. L'étude menée dans ce chapitre traite d'abord de l'influence du passage multiple de l'arête de coupe en perçage sur l'évolution de l'écroissage rémanent en sous-surface usinée. Ensuite, de nouvelles méthodologies sont proposées pour analyser l'effet de cumul de la couche écroie passe après passe en rabotage.

#### 3.2. Procédure expérimentale

Deux configurations expérimentales sont utilisées dans cette partie d'étude. D'abord des essais de coupe brutalement interrompue en perçage (Quick-Stop Device, QSD) ont été conduits dans un environnement parfaitement instrumenté par deux capteurs laser de

triangulation Keyence type LK G82 pour s'assurer de la performance du dispositif expérimental (Annexe 2). Plus de détails sur l'instrumentation de celui-ci sont donnés dans l'article présenté ci-après (Fig. 3 de l'article\_JMSE). L'objectif des essais de perçage brusquement interrompus étant d'étudier l'influence du passage successif de la géométrie complexe des arêtes de coupe du foret sur la couche écrouie au fond du trou. Dans ce contexte, la filiation de micro dureté est la technique principale utilisée pour caractériser l'effet des conditions de coupe  $f_z$  et  $V_c$  ainsi que l'influence de la géométrie de coupe locale sur l'évolution de la couche écrouie le long de l'arête de coupe. En perçage, il est à noter que la couche écrouie est le résultat de plusieurs passes de l'arête de coupe. Donc, il est difficile d'isoler la contribution de chaque passe sur l'épaisseur finale de la couche écrouie.

Pour y remédier, des caractérisations en coupe orthogonale (en rabotage) sont également réalisées pour analyser la contribution de chaque passe dans le cumul de la couche écrouie à l'aide d'une caméra rapide comme l'illustre la FIGURE 3-1. Ce dispositif expérimental a été développé au sein du laboratoire par Campocasso et Baizeau [Baizeau et al., 2016] dans le cadre de leurs travaux de recherche. Le rabotage est réalisé selon l'axe X d'une machine à commande numérique 3 axes DMG DMC 85V possédant des moteurs linéaires pouvant atteindre une vitesse maximale de 120 m/min. L'éprouvette de dimension  $(40 \times 20 \times 2.5) \text{ mm}^3$  est maintenue sur une platine piézoélectrique de mesure d'efforts, Kistler 9119 AA2, elle-même montée sur une rehausse permettant de mettre en hauteur la zone d'observation par rapport à l'objectif de la caméra rapide Photron Fastcam SA-Z.

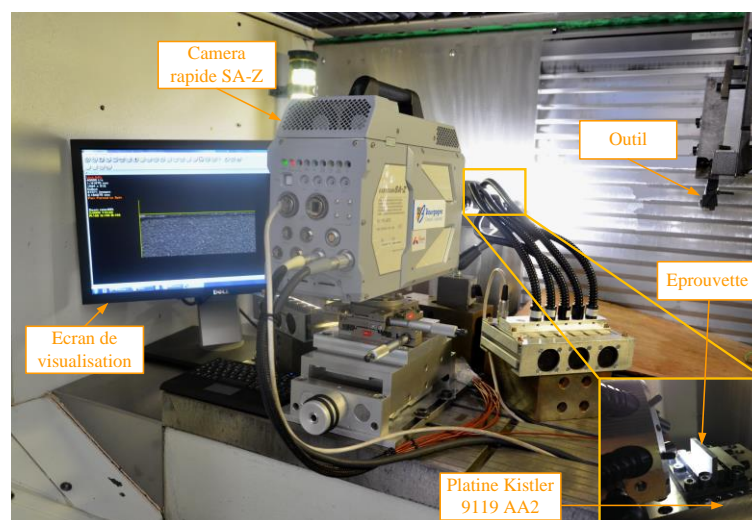


FIGURE 3-1 Dispositif expérimental de coupe orthogonale en rabotage utilisé

### 3.3. Article publié dans le journal JMSE

L'article suivant est publié dans le journal "*Journal of Manufacturing Science and Engineering*"

## **Investigations on strain hardening during cutting of heat resistant austenitic stainless steel**

<sup>a</sup> Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny, F-71250, France

<sup>b</sup> Saint Jean Tooling, Saint Jean d'Ardières, F-69220, France

\* Corresponding author. Tel.: +33 3 85 59 53 88; fax: +33 3 85 59 53 70. E-mail address: rabiae.arif @ensam.eu

R. Arif, G. Fromentin, F. Rossi, and B. Marcon, "Investigations on strain hardening during cutting of heat resistant austenitic stainless steel," *ASME J Manuf Sci Eng*, Mar, Vol 142, No 5, 72 pages, (2020)

<https://doi.org/10.1115/1.4046612>

# Investigations on strain hardening during cutting of heat resistant austenitic stainless steel

Rabiae Arif<sup>a,b\*</sup>, Guillaume Fromentin<sup>a</sup>, Frédéric Rossi<sup>a</sup>, Bertrand Marcon<sup>a</sup>

<sup>a</sup>Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny, F-71250, France

<sup>b</sup>Saint Jean Tooling, Saint Jean d'Ardières, F-69220, France

\* Corresponding author. Tel.: +33 3 85 59 53 88; fax: +33 3 85 59 53 70. E-mail address: rabiae.arif @ensam.eu

---

## Abstract

This study presents novel analysis of the machined subsurface layer formation dealing with strain hardening phenomenon which results from complex mechanisms due to cutting edge multiple passes in drilling. On one hand, the hardened layer during drilling is characterized in relation with the local cutting geometry and thanks to a Quick Stop Device (QSD) to suddenly interrupt the operation. Micro hardness is used to determine the hardened thickness of the machined subsurface layers along the local cutting edge geometry. On the other hand, orthogonal cutting performed with a complex self-designed planing experiment, is used to investigate in details the hardening accumulation aspects. Then, dedicated methodologies are proposed to quantify the strain hardening as well as the incremental plastic strain generated by consecutive tool passes. In addition to the subsurface hardness evolution, the work material strain is observed during steady state cutting process thanks to the high speed camera. Digital Image Correlation technique is exploited to analyze not only the plastic strain remaining on the workpiece after the cut, but also the effect of the incremental plastic strain generated by the consecutive planing passes as the cutting edges in drilling do. One of the outcomes is that the hardened layer thickness can reach from 2 to 3 times the cut thickness in drilling or in planing. As consequence, this work demonstrates that the cutting process affects itself by hardening. Thus, the studied austenitic stainless steel in such a way that this last is never cut in its initial state.

**Keywords** Drilling, Quick Stop Test, Strain hardening, Digital Image Correlation, Micro hardness, Cumulative strain hardened layer

---

## 1. Introduction

In industrial context, cutting tools performance is a critical point to enhance productivity in metal cutting process [1]. Generally, machinability of difficult-to-cut-materials like austenitic stainless steel is investigated based on cutting forces evolution. Routio and Säynätjoki have optimized the cutting conditions when drilling austenitic stainless steel in order to enhance the tool life [2]. In the same manner, Sultan et al also focused their research works on the effect of drilling parameters on the both tool wear and the hole quality in terms of surface roughness and cylindricity [3]. However, from the machinability point of view, surface integrity of these materials is also a fundamental issue. Dolinšek pointed out that strain hardening phenomenon is the main surface integrity feature when machining austenitic stainless steels [4]. Furthermore, these alloys are generally considered to have a rather low machinability due to their inherent thermomechanical properties (low conductivity and high

mechanical resistance). Additionally, Jiang et al have shown that strain hardening phenomenon is also supposed to be responsible for tool wear especially on the rake and flank faces [5]. Although its importance on machinability of austenitic stainless steel, a few investigations have contributed to look for the mechanisms behind strain hardening. Dolinšek demonstrated that the austenite has high tendency to be plastically deformed due to its compact hexagonal structure which tends to be deformed according to several sliding plans [4]. Hence, Krolczyk et al show that the increase of hardness and strength are the result of plastic strain remaining in the machined surface [6]. So far, this last is less studied especially in the case of austenitic stainless steels machinability.

The strain hardening of machined surface concerns the surface integrity aspects of the final surface, and most of the time the next surface to cut as well. It means that the strain hardening may also affect the cutting process for machining technics which directly recuts the machined surface and even more when it comes to cut with a feed lower than the hardened layer thickness as it could be in drilling for peculiar material or finishing processes.

For the study of consecutive passes of the cutting edges in the hole bottom during drilling, the only way to assess what occurs with one cutting edge, is to suddenly interrupt the drilling operation using a Quick Stop Device (QSD). Such kind of sudden interrupted machining has been used successfully in turning as for [7] or planing as in [8]; few works has been performed in drilling using such equipment. After a literature review, only Dolinšek focuses on austenitic stainless steel drilling operation and has only analyzed the effect of the cutting conditions (cutting velocity and the feed) on the strain hardening evolution [4].

In metal cutting investigation, Digital Image Correlation (DIC) is a technique principally used to analyze the chip formation. For instance, Davis et al have used DIC to characterize the Primary Shear Zone (PSZ) during the chip formation of titanium machining [9]. DIC could be also employed for the identification of constitutive model coefficients during orthogonal cutting as mentioned in [10]. Recently the DIC has been also used as an experimental technique to assess the surface integrity of material subsurface; Baizeau et al have used DIC to evaluate the deformed layer thickness generated during orthogonal cutting and later with 3D round cutting tools in planning [11]–[13].

This research work aims to investigate the strain hardening phenomena when machining Heat Resistant Austenitic Stainless Steel (HRASS). Indeed, this material may not be cut in its raw state since the hardened layer built-up by the previous pass could be a new harder material to cut partially or entirely depending on its depth and the feed. Thus the cutting process would be always affected by the strain hardening and resulting in different conditions for the cutting tool.

Firstly, the evolution of strain hardening during drilling operation is characterized using a self-designed Quick Stop Device (QSD) and micro hardness analysis considering the local cutting geometry at the hole bottom. It should be noticed that the hardened layer observed in drilling results from the cumulative hardening generated by cuts of edges during drilling.

To analyze the cumulative effect of strain hardening generated by each cutting edge pass, further investigations are proposed in orthogonal cutting. Planing tests combined with high speed imaging and Digital Image Correlation (DIC) techniques are realized to evaluate the strain evolution and its accumulation under successive passes. Then, it is proposed a methodology to identify the incremental plastic strain for each cut.

## 2. Investigations on drilling process

It is well known that drilling operation is a complex process to study because the chip formation is not easy to observe as well as the machined subsurface on the hole bottom. Moreover, in a standard drilling configuration, it is difficult to interrupt suddenly the cutting process without affecting the hole bottom, because of the cutting edges are slowing down, more or less fast, before stopping resulting in a decreasing cutting speed and an important tool friction, possibly for more than a spindle revolution during the axis deceleration. This is the reason why comes the necessity to perform Quick Stop Test (QST) to stop instantly the cutting process and hence preserve the workpiece state nearby the cutting edges as close as possible to the actual on cut conditions. The challenge is to get a single tooth passage at the hole bottom to analyze the effect of the cutting conditions on the hardened layer generating by a single cutting edge pass.

### 2.1. Work material and drill geometry

The work material used in all experiments is GX 40CrNiNbSi 24-12 according to DIN EN 10295. It contains principally 24% of chromium and 12% of nickel with slight traces of silicon and niobium. The Table 1 summarizes its nominal composition in weight percentage. That work material is obtained by casting process without any heat treatment applied. Its heterogeneous microstructure contains an austenitic matrix  $\gamma$ , very sensitive to strain hardening phenomenon, with austenitic dendrites, hard carbides and oxides like  $NbC$ ,  $Cr_xC_x$  and  $SiO_x$  as could be seen in Fig. 1.

**Table 1**  
Chemical composition of GX 40CrNiNbSi 24-12 alloy in wt% obtained by spark spectroscopy technique

C	Co	Cr	Ni	Cu	Mn	Si	V	Nb	W
0.35 <sup>±0.01</sup>	0.04	24.2 <sup>±0.1</sup>	12 <sup>±0.04</sup>	0.04	0.34	1.8	0.12	0.5 <sup>±0.03</sup>	0.03

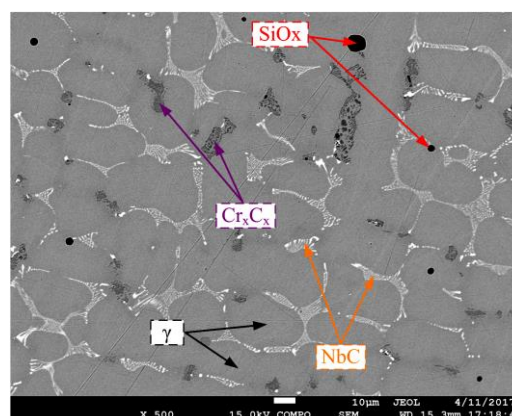


Fig. 1. Microstructure of HRASS obtained by MEB

In this section of the work concerning the drilling operation, one AlCrN coated WC-Co twist drill has been used with 5.1 mm diameter and two teeth ( $Z = 2$ ); Fig. 2 describes the evolution of its rake angle  $\gamma_n$  and the working clearance angle  $\alpha_{fe}$  along the cutting edge. Drills is measured by Alicona Infinite Focus SL focus-variation microscope allowing to measure the rake  $\gamma_n$  angle in the normal plan  $P_n$  according to the ISO 3002-2 standard and using a self-developed macro implemented into CATIA software [14]. Cutting parameters and their levels used in this experimentation are summarized in Table 2 where  $V_c$ ,  $f_z$  and  $h$  are respectively cutting speed, the feed and the cut thickness. It may be noticed that all drilling experiments are carried out under internal cooling with 8% water-based emulsion and a pressure of 42 bars and the samples made of GX 40CrNiNbSi 24-12 alloy HRASS is a 20 mm diameter by 40 mm length cylinder.

**Table 2**  
Cutting parameters used during the quick stop campaign using the Quick Stop Device ( $h = f_z \cdot \sin \kappa_r$ )

$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev/th)	$h$ (mm)
10	0.025	0.023
10	0.080	0.073
60	0.025	0.023
60	0.080	0.073

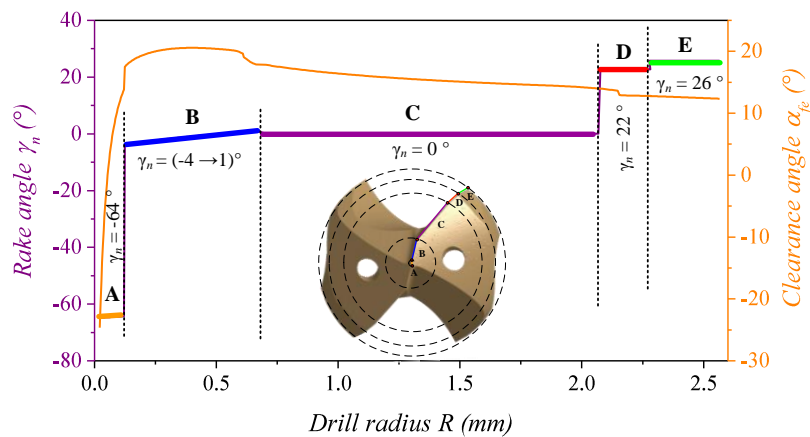


Fig. 2. Evolution of the effective rake angle  $\gamma_n$  and the working clearance angle  $\alpha_{fe}$  along the cutting edge of the twist drill

## 2.2. Experimental setting of Quick Stop Test

The principle of the QSD in drilling used in this context consists to instantly stop the cutting process during drilling. To do so, the QSD developed by Claudin [15] and later improved by himself, is used to block the sample by three jaws actuated by a pneumatic cylinder. The schematic acquisition used is described in Fig. 3. With such a device, the drilling operation runs in a standard configuration. Once the drill arrives to a defined depth (5 mm), the device is triggered by CNC output causing the immediate jaws opening releasing the sample which starts to spin together with the tool (Fig. 3 (c)). The sample placed on a hard stop, itself mounted on a spring is free to turn and go down with the drill until the programmed  $z$  displacement ( $z_{trig}$ ) of the spindle (Fig. 3 (b) and Fig. 3 (c)). In a second time, spindle speed and feed are stopped softly to avoid any sample/tool relative displacement. To

be more specific, in this QSD configuration, two requirements should be respected to ensure the accuracy of the work hardened subsurface layer analysis:

- After its liberation, the acceleration of the workpiece should be very high to rapidly reach the constant spindle speed  $\omega_c$  ( $\sim$  drill speed).
- After triggering the pneumatic cylinder must react as quickly as possible to perform the instantaneous jaws opening.

To assess the QSD performance, some preliminary investigations were necessary. The system requires principally two Keyence triangulation laser sensors type LK G82 allowing measurement at a distance of  $80^{\pm 2}$  mm with a resolution of 1  $\mu$ m and four CNC analog outputs which are also recorded directly from the machine (feed rate  $V_f$ , spindle speed  $N$ , tool position  $z$  and the angular position of the spindle  $E$ ) as described in Fig. 3 (a). The first laser measures the cylinder plunger displacement after triggering while the second is used to compute the angular position of the workpiece after its liberation. To do so, four notches are carved on the side face of the workpieces to measure its rotation during the workpiece acceleration phase, right after the sample releasing, as presented in Fig. 3 (b).

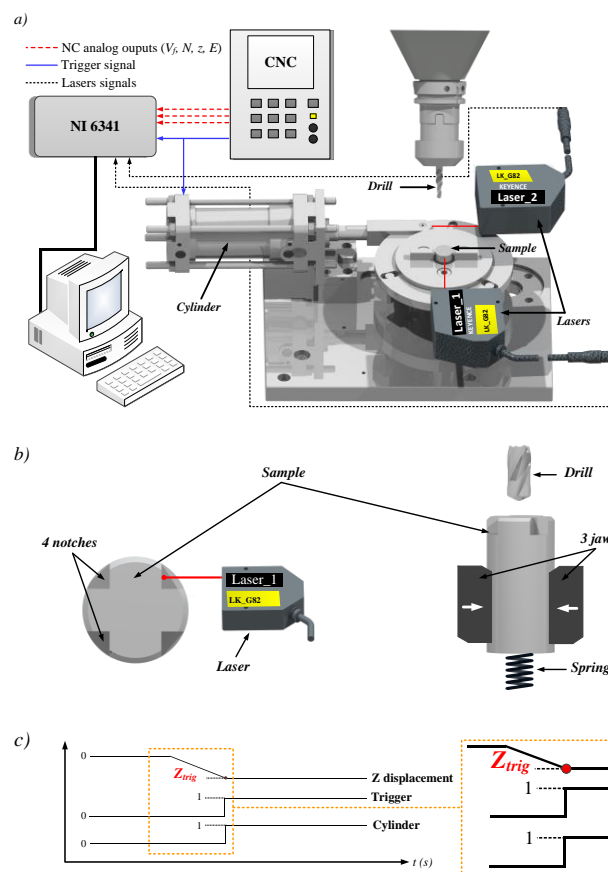


Fig. 3. Acquisition set up for QST

During QST, the workpiece kinematic after its liberation is analyzed (Fig. 4).  $\delta t$  and  $a$ , respectively the acceleration duration and the workpiece acceleration, are calculated from the workpiece position recorded by the laser sensors. They respectively equal to 2 ms and  $559.10^4$   $o/s^2$  for  $V_c = 60$  m/min. Additionally, the zone affected by the acceleration phase in



the hole bottom has been defined by calculating angle  $\theta$  necessary to have the sample rotation speed reaching the spindle one. This is to ensure that the subsequent hardening layer investigation will not be performed in the inadequate workpiece zone generated during the acceleration of the workpiece exhibiting different unsteady cutting conditions. To resume, the QST frees the sample so that it can accelerate from zero to the set spindle speed sweeping  $11^\circ$  from the final cutting edge position as described in Fig. 4. Therefore, the workpiece is cut for analyze according to the dashed line, represented in Fig. 4, to analyze the hole bottom surface generated by drill cutting edge without any effect of the cutting relative slowing down.

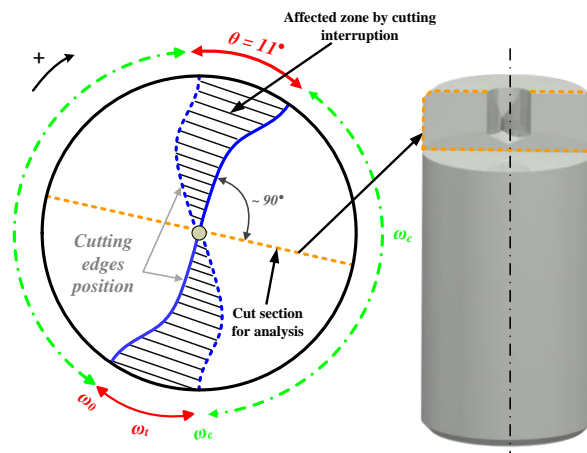


Fig. 4. Scheme of the hole bottom zones affected by the cutting slowing down inside the workpiece after its releasing and definition of the suitable plan to analyze the strain hardening of the work material at the real cutting conditions

After QST, the specimens have been prepared for micro hardness tests to analyze the machined subsurfaces. Firstly, they have been surfaced by milling up to the holes axis as shown in Fig. 4. Afterwards, the different specimens have been polished to remove the hardened layer generated during that surfacing. Finally, to ensure that the affected layer by milling is removed and the treated surface is not affected by polishing process, the surface hardness value is checked far from the drilled surface and compared with the hardness of the bulk material (240-270 HV<sub>0.05</sub>).

### 2.3. Characterization of the hardened layer by micro hardness

In this study, filiations of micro hardness have been chosen as a main technique to deal with hardened layer depth. All analysis tests have been carried out on Wilson<sup>®</sup> Tukon<sup>™</sup> micro hardness tester. The Knoop indenter form allows measurements closer to the subsurface boundary than the other kind of hardness indenters; this choice has been made to enhance the accuracy of the hardened layer depth determination. A low load is used (50 g) to reduce the impact of an eventual hard carbide located under the observed surface which could disrupt analysis by providing hardness not corresponding to the bulk material but rather carbide inclusions ones. For the same reason, the micro hardness points are taken only in the austenitic phase  $\gamma$  (Fig. 1). In addition, at the least three filiations are achieved at different hole diameters, for each cutting edge identified in Fig. 2, in the hole bottom to link the hardening to the local cutting edge geometry, then their average values are fitted by one-phase exponential decay function presented by continuous or dashed curves for each analyzed zone.

Finally, the depth of the hardened layers is determined by a threshold calculated at 105% of the asymptote (corresponding to the bulk material) of each curve as shown in Fig. 5 (a).

### 2.3.1. Effect of Cutting conditions

To study the influence of cutting conditions, only strain hardening generated by one cutting edge segment (segment C) is analyzed. However, later strain hardening evolution is analyzed along the cutting edge. The effect of the feed and the cutting speed on the hardness, the hardened affected layer depth, and their profiles are measured and respectively displayed in Fig. 5 and Fig. 6. The Fig. 5 shows the evolution of the Knoop micro hardness as a function of the depth from the hole bottom to the specimens core for two levels of the feed  $f_z$ ; while the Fig. 6 displays the effect of  $V_c$  on the thickness of the hardened layer generated. One can observe on both figures that high cutting conditions tend to increase significantly the hardness of the sublayer and generate a large depth of strain hardening. Particularly, the hardness right under the generated layer increases by 14% and the depth of the hardened layer by 21% both when the feed increases from 0.025 to 0.080 mm/rev/th. The same trend has been found for cutting speed  $V_c$  effect (Fig. 6). Passing from the cutting speed from 10 to 60 m/min increases the hardness by 16%, and in the same way by 41% the thickness of the generated hardened layer.

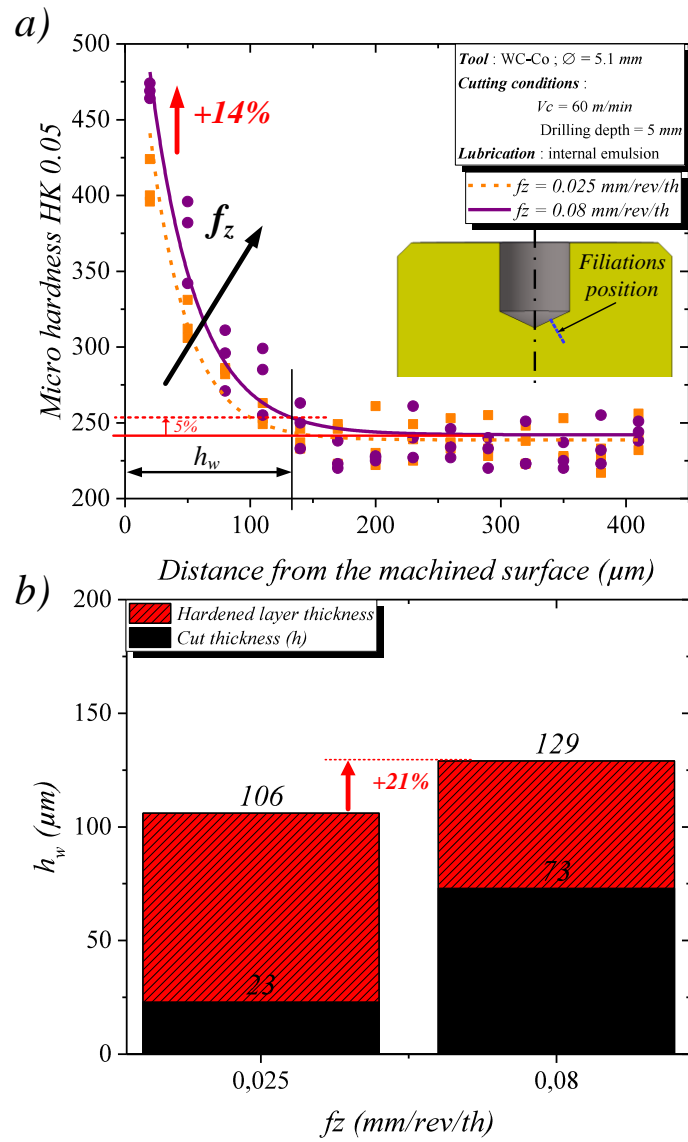


Fig. 5. Effect of the feed  $f_z$  on (a) the evolution of subsurface hardness and (b) the evolution of hardened layer thickness -  $V_c = 60 \text{ m/min}$ , surface generated by the edge C ( $r_\beta = 21 \mu\text{m}$ )

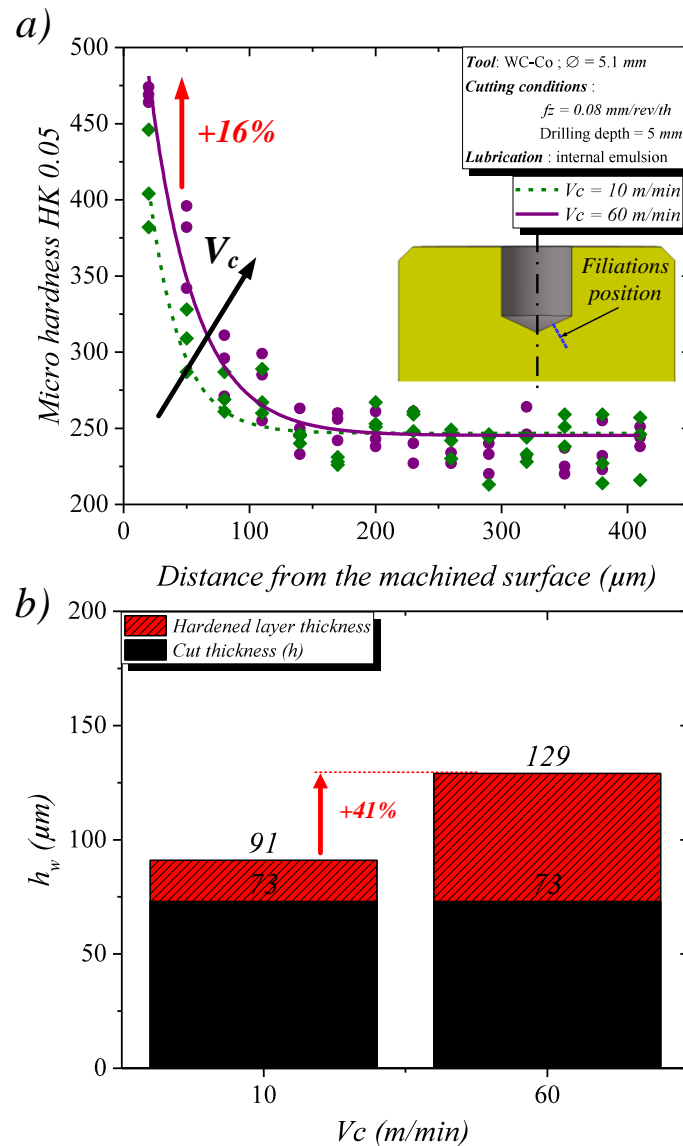


Fig. 6. Effect of cutting speed  $V_c$  on (a) the evolution of subsurface hardness and (b) the evolution of hardened layer thickness -  $f_z = 0.08 \text{ mm/rev/th}$ , surface generated by the edge C ( $r_\beta = 21 \mu\text{m}$ )

In fact, it is well known that metal cutting is constantly accompanied with large plastic deformation occurring in the workpiece material. Referring to the results in Fig. 5 (b) and Fig. 6 (b), the generated strain hardened layer thickness  $h_w$  can reach two or three times the cut thickness  $h$ . This shows that during drilling of the studied work material, the cutting edges permanently cut the strain hardened layer remnants from the previous cut.

### 2.3.2. Effect of local cutting geometry

The effect of the local cutting geometry, namely the rake angle  $\gamma_n$ , on the strain hardened layer evolution has been also studied considering five regions along the cutting edge as described in Fig. 7; those regions are the same ones than in Fig. 2. Three filiations (marks) have been realized for the five regions allowing to compute the averaged curve presented by the continuous lines. The evolution of the strain hardening developed by each region is

presented in Fig. 7 (a) while the thickness  $h_w$  of the strain hardened subsurface layer is presented in Fig. 7 (b).

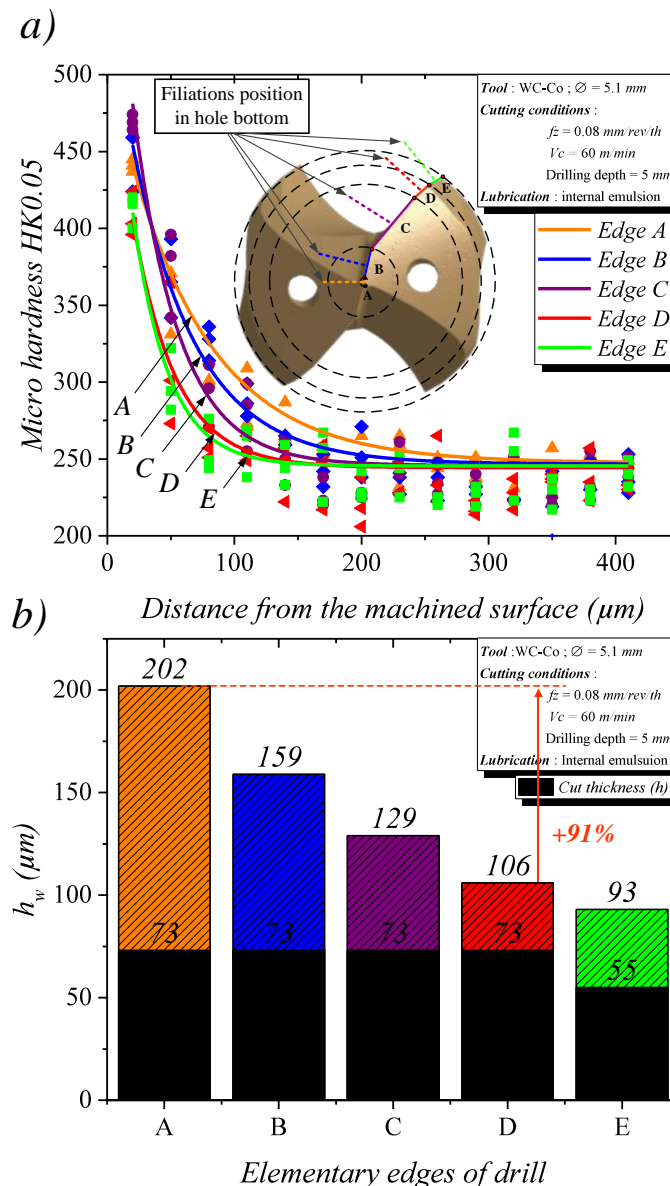


Fig. 7. Effect of the rake angle  $\gamma_n$  on the hardening depth on bottom hole -  $V_c = 60$  m/min,  $f_z = 0.08$  mm/rev/th

Due to the chamfer at drill corner, the cut thickness  $h$  at the edge E is different compared to the cut thicknesses view by the other elementary cutting edges. Therefore the comparison of the hardened layer thickness is made between cutting edges having the same cut thickness  $h$  such as the edge D for example. According to Fig. 7, it is observed that the rake angle  $\gamma_n$ , combined with the clearance angle  $\alpha_{fe}$ , has a significant effect on the strain hardened layer thickness since the hardened layer depth increases by 91% from the drill center to the edge D. In fact, the chisel edge (A) generates a larger hardened layer (202 μm) compared to edge D which generates a hardened layer of 106 μm. This trend could be attributed to the effect of the negative rake angle since the cutting geometry contains edges with high negative rake angle at the drill center ( $\sim -64^\circ$ ) as displayed in Fig. 2. In addition to negative working clearance angle  $\alpha_{fe}$  on the drill web (cf. Fig. 2), this negative rake angle induces a high compressive strain

state favorable to cause ploughing and therefore creating a large plastic deformation at the drill center. As mentioned previously, results shown in Fig. 7 (b) also display that the strain hardened layer  $h_w$  generated by the different elementary edges is larger than the cut thickness  $h$  (feed) intensifying the cutting forces.

Obviously, one can imagine that tool wear, chipping and worse sharpness, may increase the thickness of the hardened layer. Respectively increasing the cutting forces together with an important hardening of the work material could contribute to tool wear. Nonetheless, work material hardening could also be favorable for ductile alloy cutting [16].

### 3. Mechanisms analysis in orthogonal cutting

It is worth noting that the hardened layer analyzed in drilling results from the accumulation of the hardening generated by the successive passage of cutting edges. As a consequence, in such experimental configuration, it is difficult, or impossible to individually quantify the contribution of each pass of the cutting edges on the hardened layer formation. To analyze the cumulative effect of the strain hardening under successive passes of the cutting edge, planing tests (orthogonal cutting) equipped with a high speed camera were carried out. Using DIC approach to observe, and quantify the strains evolution and compare them with hardening characterized by micro hardness, enables to assess deeply the work material hardening for each cutting pass. This last being impossible with the QST or any other experimental device directly.

#### 3.1. Experimental set-up

The planing tests are carried out along the X-axis of the DMC 85VL milling machine equipped with linear motors having a maximum speed of 120 m/min. A Kistler 9119AA2 piezoelectric dynamometer is used to measure the cutting force and the penetration force, respectively noted  $F_c$  and  $F_p$ . In parallel, a high speed camera Photron Fastcam SA-Z is also used to record images of the samples lateral face during the cutting tool pass at 30,000 frames per seconds. In the same manner as [13], the different measurements are synchronized with the tool displacement. When the tool reaches a programmed position, the acquisition of the different signals connected to the acquisition cards and to the camera is triggered. For the sake of brevity, the experimental set-up is not presented here since it had been extensively exposed in several studies already published and considering that it had been used in the exact same way (same signals recorder, camera, data acquisition synchronization...) [17].

#### 3.2. Cutting conditions and tool geometry

A unique cutting geometry is used during those planing experiments with an uncoated tungsten carbide (WC-Co) insert. An edge inclination angle of  $1.5^\circ$  is used to avoid lateral burr formation during tests that could disturb the machined subsurface observation. Four cut thicknesses are used with a fixed linear cutting speed (53 m/min). In these experiments, one sample is used for each cut thickness to isolate the effect of each cutting conditions. To resume, all cutting parameters are listed in Table 3.

Table 3

Tool properties and cutting conditions

Parameter	Value
Tool material	WC-Co
Rake angle $\gamma_n$	7°
Clearance angle $\alpha$	7°
Edge radius $r_\beta$	3 $\mu\text{m}$
Cut thickness $h$	(20, 40, 60, 80) $\mu\text{m}$
Cutting speed $V_c$	53 m/min
Width of cut $b$	2.5 mm

### 3.3. Results and analysis

#### 3.3.1. Cutting forces analysis

Fig. 8 shows the cutting forces evolution for the four cut thicknesses tested; the error bars presented correspond to the standard deviation obtained from three measurements under the same cutting conditions. According to the results, cutting force  $F_c$  varies from 225 to 675 N when  $h$  increases from 20 to 80  $\mu\text{m}$ . The same trend has been observed on the penetration force  $F_p$ ; this last rises from 27 to 104 N with  $h$ . However, at  $h = 40 \mu\text{m}$  a chipping on the cutting appeared which may be responsible of the cutting forces increase exhibited with the red dash line on the Fig. 8. This cutting condition is repeated with a new tool without chipping. That peculiar test, with a damaged cutting edge, shows once again how the material hardening is very sensitive to the cutting geometry as it had been shown in the previous section regarding the rake angle for instance.

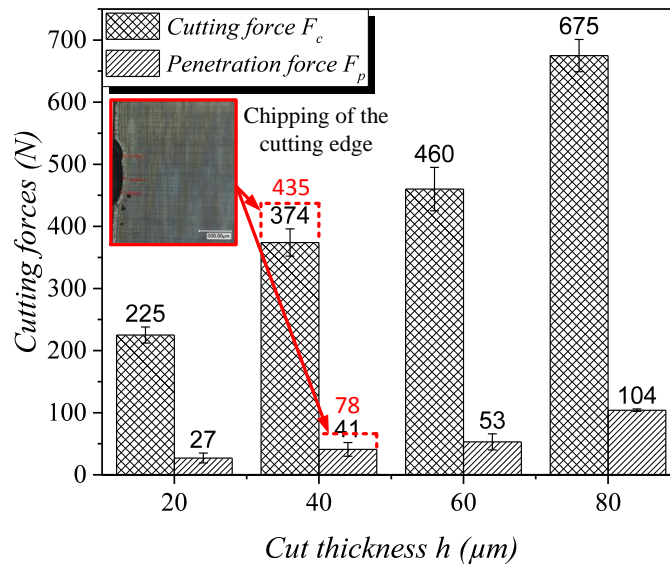


Fig. 8. Evolution of the cutting forces  $F_c$  and  $F_p$  according to the cut thickness -  $V_c = 53$  m/min

#### 3.3.2. Analysis of the chip formation

During the orthogonal cutting tests, different chips generated by each cut thickness are analyzed. The results reported are related to their primary parameters (chip thickness ratio, shear angle). In orthogonal cutting configuration, the Chip Compression Ratio ( $\xi$ ) is expressed as  $\xi = (H_c + h_c)/2h$  where  $H_c$  the  $h_c$  are respectively the peak and pinch of the chip

(Fig. 9) and  $h$  the cut thickness. Generally speaking,  $\zeta$  represents the mean level of the material deformation during the chip formation process. The variation of  $\zeta$  according to the different cut thicknesses tested is described in Fig. 10 (a). It is found that  $\zeta$  increases by 8% when  $h$  increases from 20 to 80  $\mu\text{m}$ . This shows the sensitivity of HRASS machinability with the cut thickness. The shear angle  $\phi$  is also calculated based on the  $\zeta$  values using the Eq. (1) where  $\gamma_n$  is as before the rake angle.

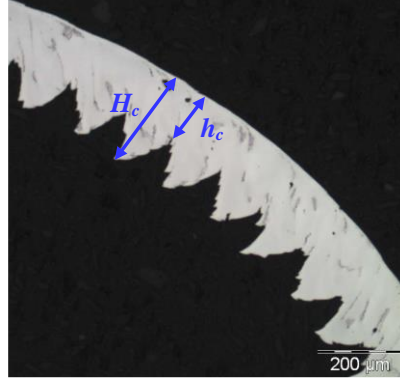


Fig. 9. Micrograph of chip obtained during planing tests -  $V_c = 53$  m/min,  $h = 80$   $\mu\text{m}$

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma_n}{\zeta - \sin \gamma_n} \quad (1)$$

For the tested range of  $h$ , the shear angle  $\phi$  decreases regularly when  $h$  increases as shown in Fig. 10 (b). It is also observed that the  $\phi$  decreases rapidly with the tool wear (chipping of the cutting edge).

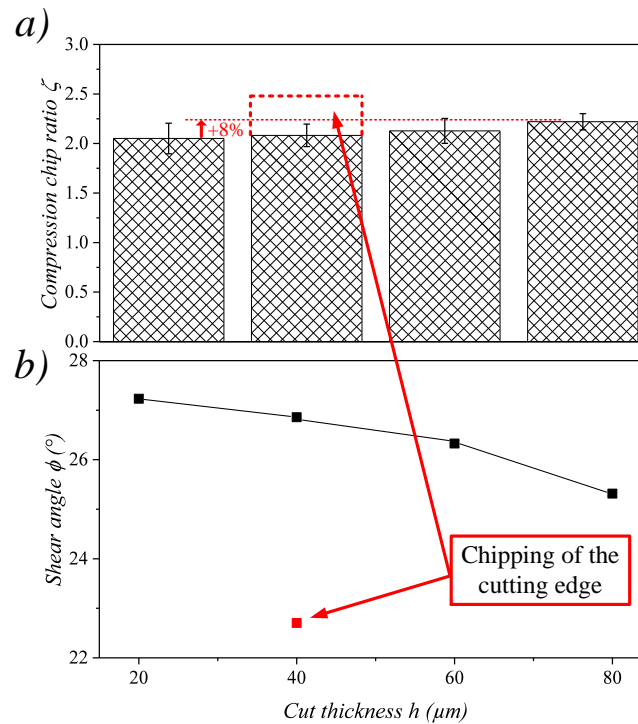


Fig. 10. Effect of the cut thickness  $h$  on: (a) the chip compression ratio variation  $\zeta$ , and (b) on the estimated values of the shear angle  $\phi$  -  $V_c = 53$  m/min



As mentioned previously, M'Saoubi and Chandrasekaran consider  $\xi$  as an image of the plastic deformation in orthogonal cutting during metal cutting [18]. Based on the chip compression ratio  $\xi$  and the rake angle  $\gamma_n$  values, [19] has proposed the Eq. (2) to estimate the shear strain in the Primary Shear Zone  $\varepsilon_{PSZ}$ . In the same manner, [20] proposed the Eq. (3) to assess the plastic deformation  $\varepsilon_{chip}$  induced in the chip.

$$\varepsilon_{PSZ} = \frac{\xi^2 - 2 \sin \gamma_n + 1}{\xi \cos \gamma_n} \quad (2)$$

$$\varepsilon_{chip} = 1.15 \ln \xi \quad (3)$$

According to Fig. 11,  $\varepsilon_{PSZ}$  and  $\varepsilon_{chip}$  increase with  $h$  respectively by 14% and 8% when  $h$  increases from 20 to 80  $\mu\text{m}$ .

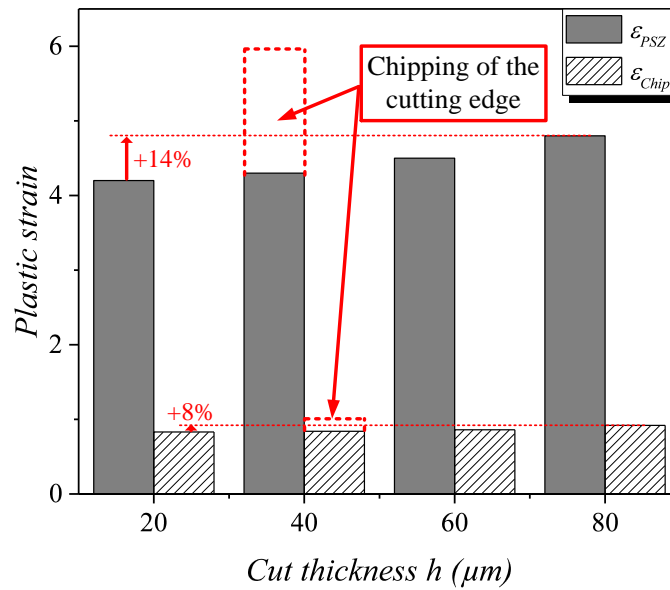


Fig. 11. Estimation of the plastic strain in the Primary Shear Zone (PSZ) and in the chip -  $V_c = 53$  m/min

Based on the two presented Eq. (2) and Eq. (3), the plastic strain in the chip and in the PSZ could be estimated. So far, the plastic deformation dissipating in the workpiece is not studied yet. So, the next section focuses only on the plastic strain remaining at the subsurface layer.

### 3.3.3. Analysis protocol of the hardened layer

During orthogonal cutting tests, several passes are realized in order to suppress flatness defects generated during the required polishing preparation. Four samples were used for each cut thickness to isolate the effect of each  $h$  values. To ensure the repeatability of the micro-hardness measurements, three repetitions have been realized for each  $h$  and the same analysis protocol described in section 2 is followed in those specimen cut in orthogonal cutting to determine the depth of the hardened layer generated.

Fig. 12 shows the evolution of the micro hardness as a function of the depth from the machined subsurface to the material bulk for the four cut thicknesses tested. The subsurface layers are analyzed after successive tool cut in order to compare as much as possible to the

drilling operation (cyclic cutting edge passes on the workpiece without considering the varying cutting geometry along the cutting edge, thermal effects not considered). The continuous curve represents the mean values of the six filiations each containing twenty points of micro hardness with a distance of 40  $\mu\text{m}$  between two successive points.

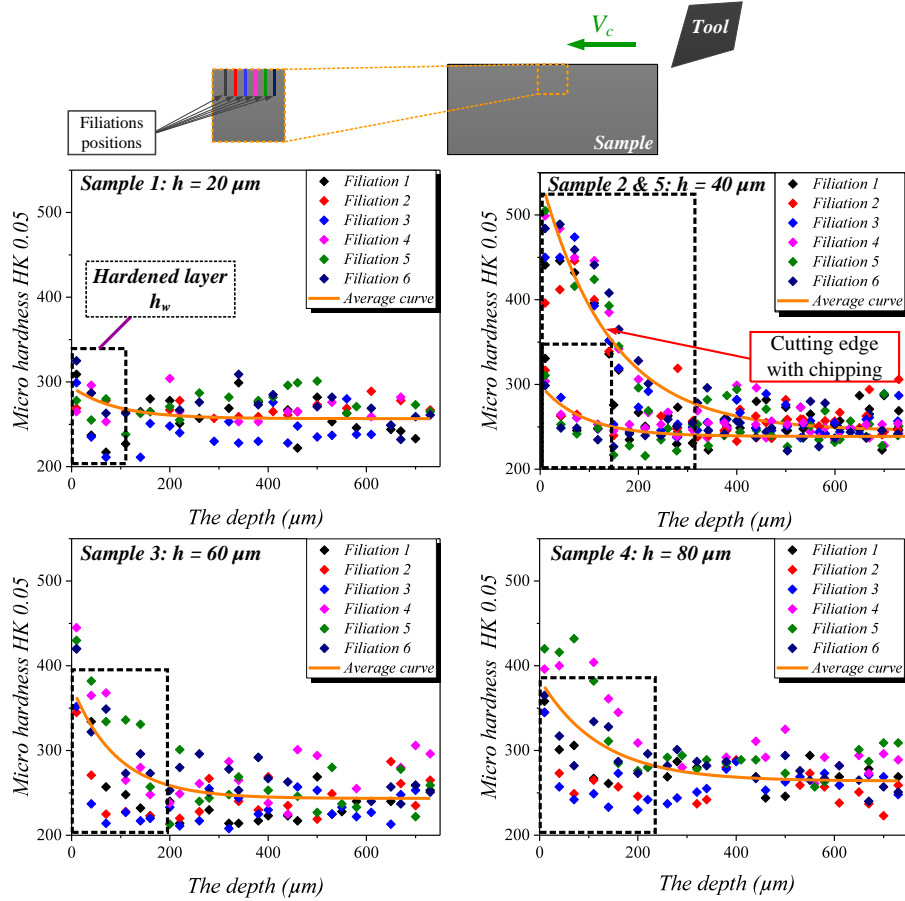


Fig. 12. Micro hardness profiles under the machined subsurfaces for different cut thicknesses -  $V_c = 53 \text{ m/min}$ ,  $h = 20, 40, 60, 80 \mu\text{m}$

Fig. 12 and Fig. 13 (a) show that the depth of the hardened layer rises with the cut thickness; increasing  $h$  from 20  $\mu\text{m}$  to 80  $\mu\text{m}$ , the depth of the hardened layer increases by 135  $\mu\text{m}$ . As noticed before, during the cutting at  $h = 40 \mu\text{m}$ , having a chipping on the cutting edge (Fig. 8), the depth of the hardened layer has increased substantially by 174  $\mu\text{m}$  when compared to the same cut without damaged cutting edge (Fig. 13 (a)). Once again, this shows the high sensitivity of strain hardening phenomenon to the tool wear. As observed in drilling, hardened layer thicknesses  $h_w$  are around three times larger than the set cut thickness  $h$ , when  $h$  passes from 40 to 80  $\mu\text{m}$ . This ratio reaches 5 times for  $h = 20 \mu\text{m}$  explained by an intense ploughing effect linked to a lower  $h/r_\beta$  ratio. Consequently, the cutting edge always cuts a hardened material for the considered cut thickness in the same way it was for the drilling configuration presented in the previous section (QST investigations).

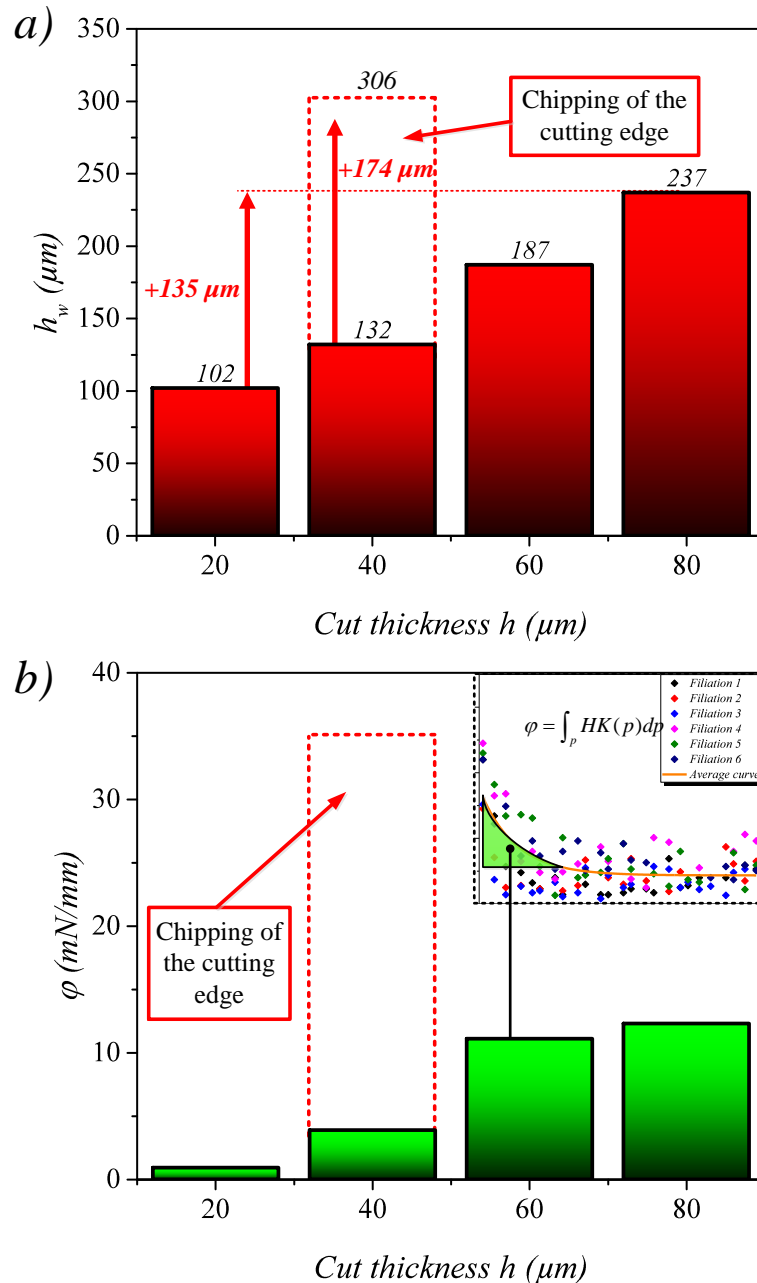


Fig. 13. Hardened layer thickness  $h_w$  and its integrals value under subsurface planed samples -  $V_c = 53$  m/min

Fig. 13 (b) presents the area under the curve (integral) and considered as an image of the strain hardening amount generated in the subsurface layer.

### 3.3.4. Characterization of the strain hardened layer by (DIC) during steady state

During planing tests an -high speed camera Photron Fastcam SA-Z, equipped with a Mitutoyo ML 10 $\times$  lens, has been used in order to record the tool passes after each cut thickness. The observed area is  $1.2 \times 1.83 \text{ mm}^2$  with a  $1024 \times 680$  square pixels resolution, at a frame rate of 30,000 fps, a shutter (exposure) time of  $1/80,000$  s and a dynamic range of 12 bits. That surface resolution of  $1.2 \mu\text{m}$  per pixel allows to expect a subpixel displacement measurement accuracy by DIC of around  $0.1 \mu\text{m}$  as usually exhibit by the DIC community [21]–[23]. Previously to machining, the four samples were smoothly sandblasted, with glass

micro-beads having diameters of 50 to 100  $\mu\text{m}$ , to create a heterogeneous texture required to perform Digital Image Correlation (DIC) analysis. The optimal parameters used for that HRASS texturing are 3 s of exposition time under a pressure of 3 bars to reach the lowest correlation error based on a rigid motion evaluation. For each trial, 201 images have been recorded. [24] indicated that the equivalent plastic deformation induced by cutting process could be calculated between a reference state (the first image taken before the cut) and the strained state after the cut using DIC Correli<sup>Q4</sup> software developed by [25]. In this analysis, the deformations were not track during the cut but we are interested the strain hardening remaining on the machined subsurface layer based on the equivalent plastic strain after the elastic springback and after removing the possible rigid body motion. In theory, to deal with equivalent plastic strain, the deformation history should be taken into account. However, the proposed method seems to be still acceptable to compare and analyze the depth of the hardened layer after cutting process.

The Fig. 14 (a) shows the distribution over the observed surface of the equivalent plastic deformation in the machined subsurface obtained by DIC after  $n$  tool passes in order to ensure reaching the steady-state of the deformed layer thickness. Besides, by analyzing the displacement field computed between the material states before and after the cut, the Fig. 14 (b) illustrates the evolution of the incremental equivalent plastic strain  $\Delta\varepsilon_{eq}$  generated by each cut thickness and averaged along the observed zone (along the X-axis). It needs to be noted that the results are presented on the reference image before the tool passage and that the correlation computation area (Region Of Interest, ROI) had been performed slightly under the machined surface to exclude the immediate subsurface (few  $\mu\text{m}$ ) where the correlation errors are too high and where the measurement confidence is too low to be considered as valid.

On Fig. 14 (a), envelope curves represent equivalent plastic strains included in one standard deviation. It could be seen, that the values of the equivalent plastic strain vary along the observed zone for each cut thickness. This is attributed to the microstructure heterogeneity of the work material which contains dendrites that are  $\sim 2$  times harder than the austenitic matrix.

From these strain fields, it is possible to calculate the depth of the plasticized zone  $h_\varepsilon$  as displayed in Fig. 14 (b) using a threshold at 105% of the asymptote (corresponding to the bulk material) of each curve. As above mentioned, depending on the cut thickness, the depth of the strain hardened layer varies from 142  $\mu\text{m}$  to 256  $\mu\text{m}$  and is much higher than the cut thickness itself. In addition, as previously observed by the micro hardness characterization, the strain hardening phenomenon is very sensitive to the tool wear when looking at the  $\Delta\varepsilon_{eq}$  field obtained at  $h = 40 \mu\text{m}$  with a chipped cutting edge; the average strain hardened depth passes from 157  $\mu\text{m}$  (for a clear cutting edge) up to 387  $\mu\text{m}$  with a damaged edge (cf. Fig. 8).

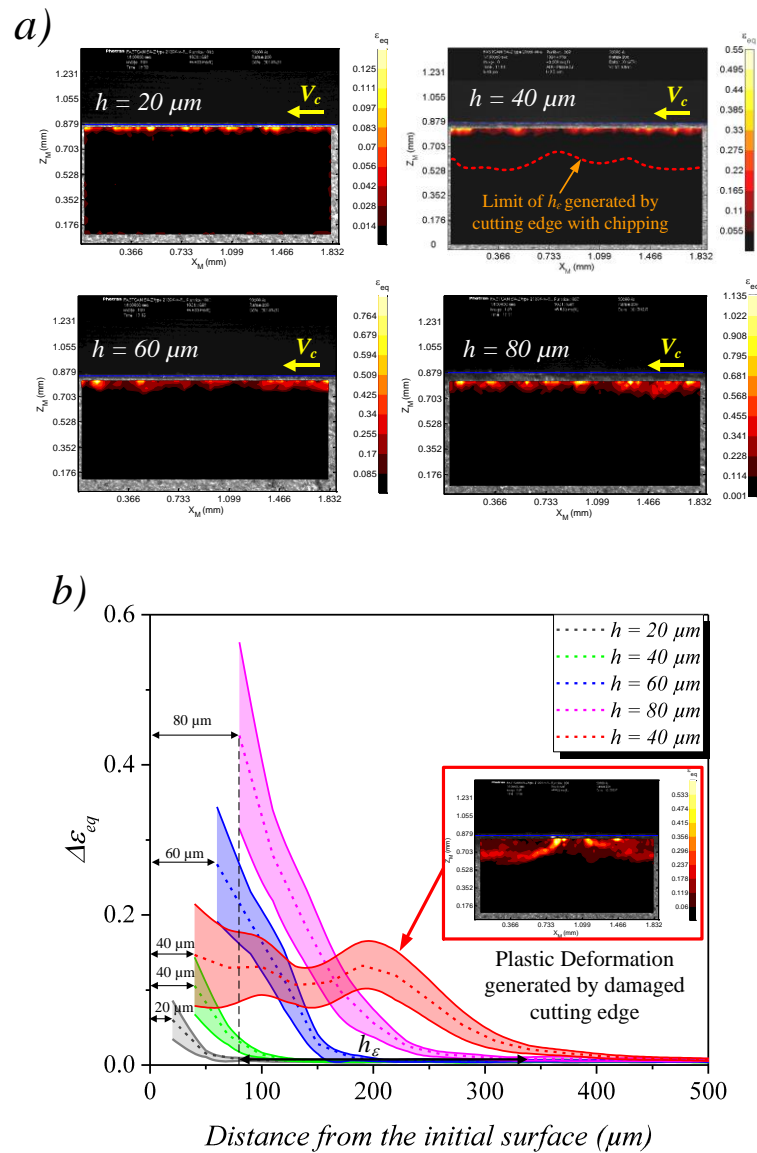


Fig. 14. Incremental equivalent plastic deformation  $\Delta\epsilon_{eq}$  and of the deformed layer thickness  $h_\epsilon$  obtained by DIC after  $n$  tool passes -  $V_c = 53$  m/min

### 3.3.5. Cumulative pass effect on strain hardening

It has been previously stated that the tool cut, either in drilling or planing tests, is influenced by previous cutting passes since the tool always cut a hardened layer induced by the previous tool passes. Thus, the eventual cumulative effect due to successive passes on the evolution of the deformed layer has to be investigated. DIC is the right methodology for such goal and the last five successive passes are analyzed (designated as  $P03$  to  $P07$ ). Thus, for each analyzed pass, the DIC computes the difference between the strained image (after the elastic springback) and the reference one recorded before all the considered cutting passes. An example is provided for  $h = 80 \mu\text{m}$  in Fig. 15 (a) which illustrates the evolution of  $\Delta\epsilon_{eq}$  measured between two successive passes before and after the tool pass. The distributions of the incremental equivalent plastic strain obtained by DIC are presented in Fig. 16. From these strain fields, the depth of the plasticized zone  $h_\epsilon$  is calculated as displayed in Fig. 15 (b). As observed previously by micro hardness

measurements, this analysis also shows that the thickness of the deformed layer  $h_\varepsilon$  is larger than the cut thickness  $h$ . Furthermore, these characterizations show that the depth of the deformed layer  $h_\varepsilon$  increases slowly with the tool pass number to reach a steady state, and consequently demonstrate a deformation accumulation under the cut subsurface. Hence, the deformed layer increases with the number of passes (Fig. 15 (b)).

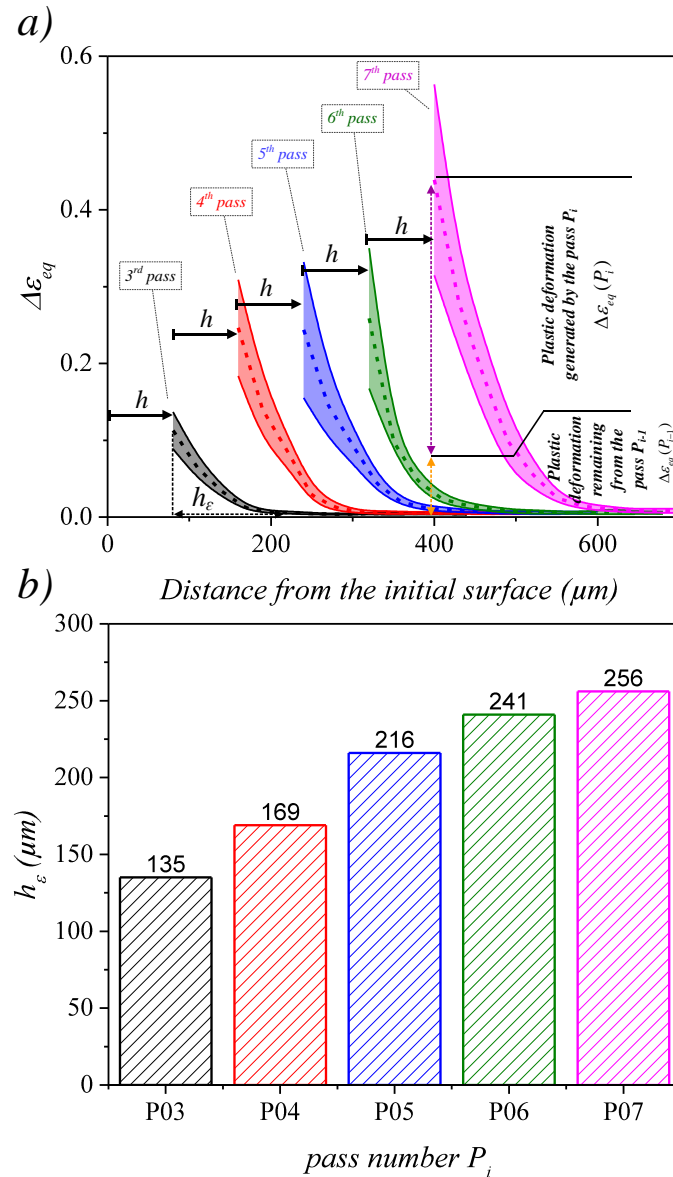


Fig. 15. (a) Evolution of the equivalent plastic strain under successive passes of the cutting edge, and (b) Effect of the successive passages of the cutting edge on the hardened layer evolution -  $V_c = 53$  m/min,  $h = 80$   $\mu\text{m}$

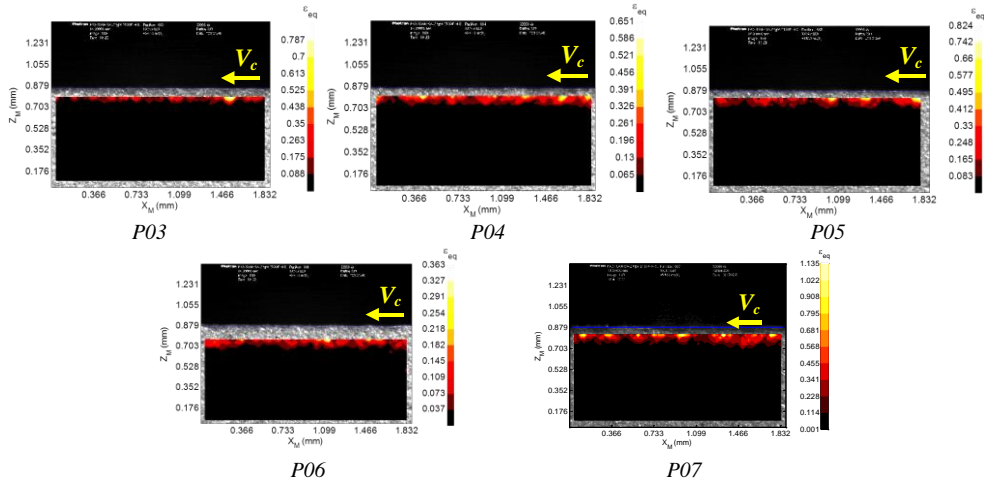


Fig. 16 Distribution of the incremental equivalent plastic strain obtained by DIC, displayed on the reference image:

In order to isolate the contribution of each pass on the evolution of strain hardening, the last three passes (*P05 to P07*) are analyzed in Fig. 17. In fact, the area under the curves (integral) of the incremental deformed plastic strain  $\Delta\epsilon_{eq}$  may reflect the participation of each pass on the final strain hardening obtained. The cumulated plastic strain  $\epsilon_{eq-DIC}$  is evaluated by adding the incremental ones  $\Delta\epsilon_{eq}$  caused by the three previous tool passes as described by Eq. (4). Results show that about 84% of the strain hardening induced during the steady state cutting is generated by the current pass  $P_i$ , and the remaining 16% from the previous passes  $P_{i-n}$ .

$$\epsilon_{eq-DIC} = \sum_i^n \Delta\epsilon_{eq}(P_i) + \Delta\epsilon_{eq}(P_{i-1}) + \Delta\epsilon_{eq}(P_{i-2}) \quad (4)$$

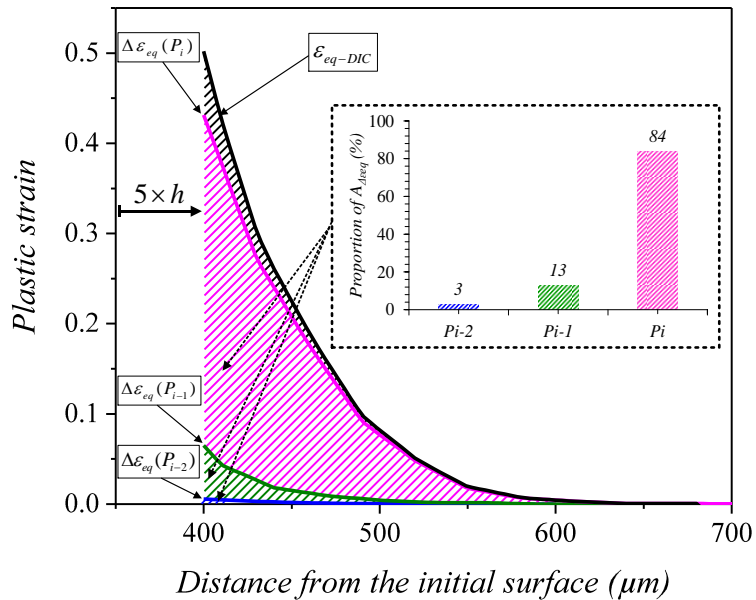


Fig. 17. Contribution of the last three passes (*P05 to P07*) on the evolution of strain hardening -  $V_c = 53$  m/min and  $h = 80$   $\mu$ m

### 3.3.6. Correlation between DIC and micro hardness analysis

In order to correlate the DIC and micro hardness techniques used in this research work to characterize the deformed subsurface layer after cutting process, two approaches are proposed.

The first approach compares directly the depth of the deformed layer given by the two techniques ( $h_w$  and  $h_e$ ). According to the results illustrated in Fig. 18, the two techniques give similar levels of strain hardening thicknesses showing the robustness of both characterization methodologies.

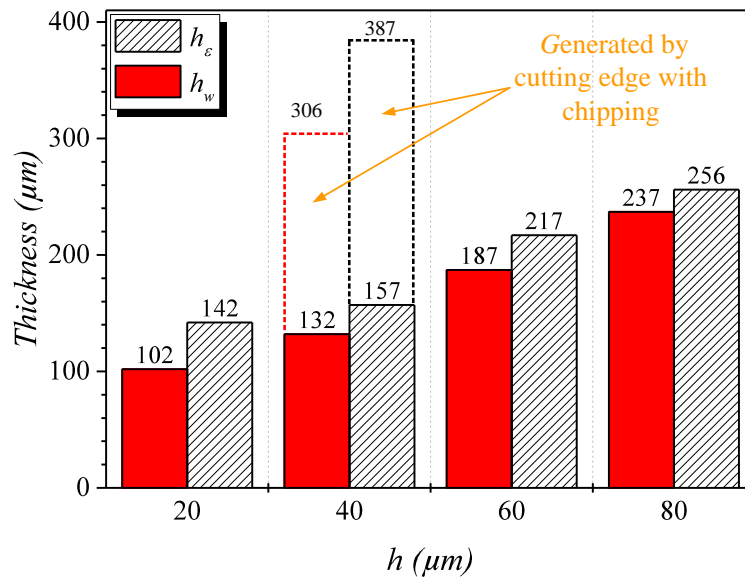


Fig. 18. Comparison of the strained thickness  $h_e$  evaluated by DIC and the hardened thickness  $h_w$  measured by micro hardness after  $n$  tool passes -  $V_c = 53$  m/min

The second approach is based on plastic strain comparison. It compared indirectly the plastic strain obtained by DIC measurements with the one computed from micro hardness measurements. Firstly  $HK_{0.05}$  values are converted to  $HV_{0.05}$  and according to [26], yield strength could be predicted from micro hardness measurements using the Eq. (5).

$$\sigma_y = b + a \times HV \quad (5)$$

where  $a$  et  $b$  are the slope and the intercept of the linear approximation proposed by [26] for the austenitic stainless steel, considered as identical to the studied HRASS material, and respectively equal to 2.876 (adim) and -90.7 MPa. Then, the plastic strain  $\varepsilon_p$  is predicted based on the Hollomon power law taking into account the strain hardening phenomenon as described in the Eq. (6) where  $K$  and  $n$  are respectively the strength coefficient and the strain hardening exponent.

$$\sigma_y = K(\varepsilon_p)^n \text{ with } \varepsilon_p = (\varepsilon - \varepsilon_e) \quad (6)$$

To determine  $K$  and  $n$ , tensile tests are performed at room temperature and based on the logarithm of the stress according to the logarithm of the plastic strain in the region of uniform



elongation; they are respectively equal to 943 MPa and 0.19. From Eq (5) and Eq (6) the plastic strain can be expressed as in Eq. (7).

$$\varepsilon_{eq-HV} = \left( \frac{b + a \times HV}{K} \right)^{1/n} \quad (7)$$

The ultimate pass is analyzed by DIC as the plastic strain obtained in the last pass resulting from the accumulated ones generated by the previous passes while micro hardness measurements are performed only after the last pass. An example of results is given in Fig. 19 showing a comparison of the plastic strain obtained by the DIC and the one estimated from micro hardness when cutting at  $h = 80 \mu\text{m}$  (the other cutting thicknesses provide the same trends but are not shown here for the sake of brevity). According to the results, the two methods show a good agreement. However, the second method underestimates the prediction of the plastic strain as the micro hardness points are measured at an offset of  $15 \mu\text{m}$  from the surface edge analyzed contrary to DIC method which allows to assess the plastic strain directly from the surface edge without any offset.

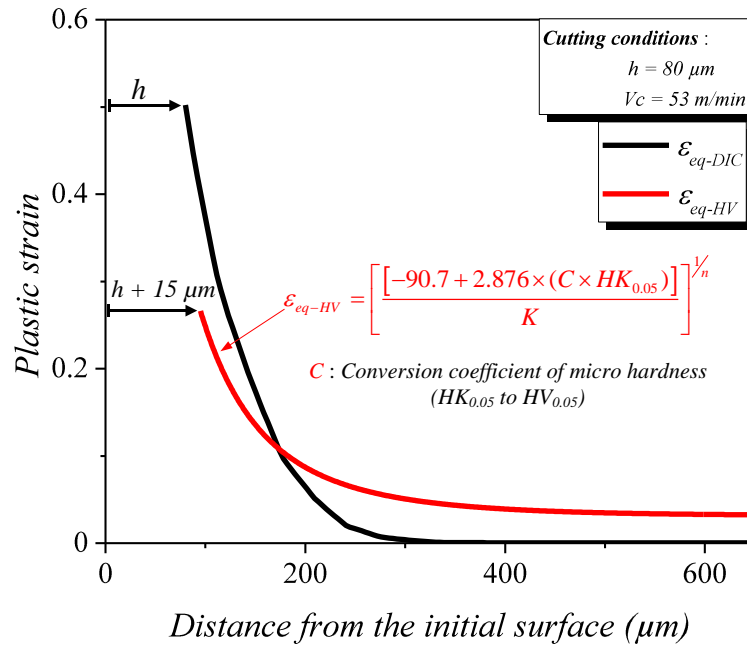


Fig. 19. Comparison of the plastic strain calculated by DIC and predicted from micro hardness measurements after  $n$  tool passes -  $V_c = 53 \text{ m/min}$ ,  $h = 80 \mu\text{m}$

In this approach, it should be noticed that the temperature and the strain rate effect are neglected to correlate the micro hardness measurements to the plastic strain computed. The major part of the machining heat is carried away by the chips in metal cutting and the strain rate effect is usually low compared to the strain hardening. Thus, both are considered as second order factors when focusing on the surface integrity of the machined layer, moreover one can balance the other. Finally, this approach is proposed to analyze trends and to check the coherence of measurement values of micro hardness and plastic strain determined by DIC.

#### 4. Conclusions

The current study presents several experimental works to investigate the strain hardening of the subsurface layer created during HRASS machining and the analysis of the cumulative cutting effect.

The machined subsurface has been analyzed using QST in drilling to assess not only the effect of the cutting conditions but also the effect of the local cutting geometry on the cumulative strain hardening linked to multi edge cuts. Micro hardness has been chosen to estimate the influence of the cutting conditions ( $f_z$ ,  $V_c$ ) and the local rake angle  $\gamma_n$  variation along the main cutting edge on the strain hardened layer depth. To resume, extensive cutting conditions of HRASS increase the thickness of the strain hardened layer. Furthermore, this last rises from the drill corner to the drill center; strain hardening increases when the rake angle becomes negative. Furthermore, the hardened thickness is at least twice to more than three times larger than the cut thickness depending on effective rake angle and cut thickness. As consequence, during drilling of HRASS, the cutting edges permanently cut the strain hardened layer remnants from the previous cut.

In orthogonal cutting, the cumulative effect of the strain hardening generated by successive tool passes has also been characterized by DIC based on the incremental plastic strain identification. Results have shown that the major part (84%) of strain hardening induced during the steady state cutting process is generated by the current pass  $P_i$ , while the rest (16%) is remaining from the previous passes  $P_{i-n}$ . Nevertheless, the hardened layer thickness is three times higher than the cut thickness for the same condition ( $h = 80 \mu\text{m}$ ) when steady state is reached (after 5 passes). Additionally, it is found that the tool wear increases expressively the thickness of the strain hardened layer. Finally, results of micro hardness measurements, with those of DIC are compared in terms of depth of the deformed subsurface layer and its hardness too; both approaches are concordant.

These investigations have shown that the strain hardening could not be neglected during machining of HRASS. This phenomenon may increase the cutting forces especially in drilling process as the depth of the strain hardened layer is larger than the cut thickness: the tool always cut a hardened material. The studied work material contains hard carbides but is also initially ductile and sticky due to its austenitic matrix. Correspondingly, its hardening could ease any cutting process of such material even if not presently established. V. P. Astakhov, in J. P. Davim book, proposed Advanced Plastic Deformation (APD) of ductile materials to enhance their machinability [16].

#### Acknowledgment

Financial support of our work by Saint Jean Tooling Company and the help of Saint Jean Lorraine are gratefully acknowledged. The authors would like to thank specially Patrick Blandenet, Véronique Bouvier, Gérald Jonnery, Jérémy Morgon, Jean-Baptiste Fayard, and Jonathan Malik for their guidance and technical supports. We would like also to thank ENI from Saint-Etienne for their collaboration all along the realization of this research work.

## 5. References

- [1] A. E. Diniz, Á. R. Machado, and J. G. Corrêa, "Tool wear mechanisms in the machining of steels and stainless steels," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 87, no. 9–12, pp. 3157–3168, Dec. 2016, doi: 10.1007/s00170-016-8704-3.
- [2] M. Routio and M. Säynätjoki, "Tool wear and failure in the drilling of stainless steel," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 52, no. 1, pp. 35–43, May 1995, doi: 10.1016/0924-0136(94)01441-3.
- [3] A. Z. Sultan, S. Sharif, and D. Kurniawan, "Effect of Machining Parameters on Tool Wear and Hole Quality of AISI 316L Stainless Steel in Conventional Drilling," *Procedia Manuf.*, vol. 2, pp. 202–207, Jan. 2015, doi: 10.1016/j.promfg.2015.07.035.
- [4] S. Dolinšek, "Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 133, no. 1–2, pp. 63–70, Feb. 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00245-5.
- [5] L. Jiang, Å. Roos, and P. Liu, "The influence of austenite grain size and its distribution on chip deformation and tool life during machining of AISI 304L," *Metall. Mater. Trans. A*, vol. 28, no. 11, pp. 2415–2422, Nov. 1997, doi: 10.1007/s11661-997-0198-z.
- [6] G. Krolczyk, S. Legutko, and A. Stoić, "Influence of cutting parameters and conditions onto surface hardness of Duplex Stainless Steel after turning process," *Teh. Vjesn.*, vol. 20, no. 6, pp. 1077, 1077–1080, 1080, Dec. 2013.
- [7] G.-L. Chern, "Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 45, no. 7, pp. 789–794, Jun. 2005, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2004.11.013.
- [8] S. Ozturk and E. Altan, "Design of a computer aided quick-stop device for study of dead metal zone formation," *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 34, no. 4, pp. 501–505, Dec. 2012, doi: 10.1590/S1678-58782012000400011.
- [9] B. Davis, D. Dabrow, P. Ifju, G. Xiao, S. Y. Liang, and Y. Huang, "Study of the Shear Strain and Shear Strain Rate Progression During Titanium Machining," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 140, no. 5, May 2018, doi: 10.1115/1.4038891.
- [10] D. Zhang, X.-M. Zhang, and H. Ding, "Hybrid Digital Image Correlation–Finite Element Modeling Approach for Modeling of Orthogonal Cutting Process," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 140, no. 4, Apr. 2018, doi: 10.1115/1.4038998.
- [11] T. Baizeau, F. Rossi, G. Poulachon, and J. C. Outeiro, "Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model," *CIRP Ann.*, vol. 65, no. 1, pp. 81–84, 2016.
- [12] T. Baizeau, S. Campocasso, G. Fromentin, F. Rossi, and G. Poulachon, "Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools," *Procedia CIRP*, vol. 31, pp. 166–171, 2015.
- [13] T. Baizeau, S. Campocasso, F. Rossi, G. Poulachon, and F. Hild, "Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 238, pp. 466–473, Dec. 2016, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2016.07.016.
- [14] R. Arif, G. Fromentin, F. Rossi, and B. Marcon, "Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat-resistant austenitic stainless steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, pp. 1–12, 2019.
- [15] C. Claudin, "Influence des conditions opératoires sur le procédé de perçage : application aux structures mécano-soudées en acier bas carbone," thesis, Paris, ENSAM, 2006.
- [16] J. P. Davim, *Machinability of Advanced Materials*. John Wiley & Sons Incorporated, 2014.
- [17] Régnier et al., "Investigations on exit burr formation mechanisms based on digital image correlation and numerical modeling: Machining Science and Technology: Vol 23, No 6," 2019. [Online]. Available: <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/10910344.2019.1636274>. [Accessed: 27-Nov-2019].
- [18] R. M'Saoubi and H. Chandrasekaran, "Role of phase and grain size on chip formation and material work hardening during machining of single and dual phase steels," *Ironmak. Steelmak.*, vol. 31, no. 3, pp. 258–264, Jun. 2004, doi: 10.1179/030192304225012141.
- [19] M. E. Merchant, "Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip," *J. Appl. Phys.*, vol. 16, no. 5, pp. 267–275, May 1945, doi: 10.1063/1.1707586.

- [20] V. P. Astakhov and S. Shvets, "The assessment of plastic deformation in metal cutting," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 146, no. 2, pp. 193–202, Feb. 2004, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2003.10.015.
- [21] J.-C. Dupré, M. Bornert, L. Robert, and B. Wattrisse, "Digital image correlation: displacement accuracy estimation," in *EPJ web of conferences*, 2010, vol. 6, p. 31006.
- [22] F. Hild and S. Roux, "Digital image correlation: from displacement measurement to identification of elastic properties—a review," *Strain*, vol. 42, no. 2, pp. 69–80, 2006.
- [23] S. Roux, F. Hild, and Y. Berthaud, "Correlation image velocimetry: a spectral approach," *Appl. Opt.*, vol. 41, no. 1, pp. 108–115, 2002.
- [24] J. Outeiro, S. Campocasso, L. Denguir, G. Fromentin, V. Vignal, and G. Poulachon, "Experimental and numerical assessment of subsurface plastic deformation induced by OFHC copper machining," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 64, no. 1, pp. 53–56, 2015, doi: 10.1016/j.cirp.2015.04.080.
- [25] G. Besnard, F. Hild, and S. Roux, "'Finite-Element' Displacement Fields Analysis from Digital Images: Application to Portevin–Le Châtelier Bands," *Exp. Mech.*, vol. 46, no. 6, pp. 789–803, Dec. 2006, doi: 10.1007/s11340-006-9824-8.
- [26] E. J. Pavlina and C. J. Van Tyne, "Correlation of yield strength and tensile strength with hardness for steels," *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 17, no. 6, pp. 888–893, 2008.

### 3.4. Résultats complémentaires

#### 3.4.1. Intégrité de surface du trou lisse

En complément des analyses de l'écroissage de la matière faisant face à l'arête de coupe, des mesures de micro dureté le long du trou lisse, qui caractérisent l'intégrité de surface, sont conduites.

La FIGURE 3-2 présente l'évolution de la micro dureté le long du trou lisse suivant trois filiations à profondeur différente et donc pour un nombre de passage de listels différent. Ces caractérisations sont faites après un QST et donc sans frottement des listels sur la paroi du trou lors du dégagement du foret à 2 dents (drill\_Z2 avec double listels, cf. FIGURE 2-3 (a)). Le décompte du nombre de passage de listels est déterminé uniquement par rapport à la hauteur suivant l'axe du trou et ne prend pas en compte le contact effectif (ou non) lié à la conicité arrière du foret.

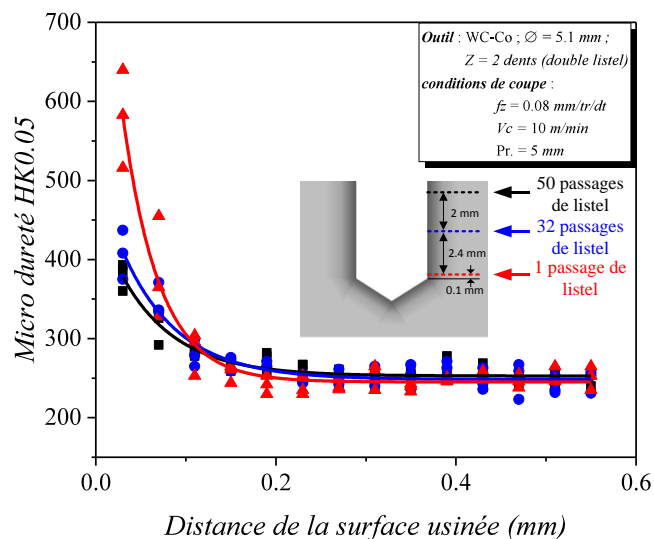


FIGURE 3-2 Effet du nombre de passage de listels sur l'évolution de l'écroissage des parois du trou percé

Les résultats présentés dans la FIGURE 3-3 (a) démontrent que la dureté en sous-couche (mesurée à  $30 \mu\text{m}$  sous la surface du trou lisse) décroît avec l'augmentation du nombre de passage de listels. Cette tendance pourrait être associée à l'adoucissement thermique généré par le frottement de listels sur la paroi du trou percée. A l'inverse, l'épaisseur de la couche écroie  $h_w$ , présentée à la FIGURE 3-3 (b), augmente avec de nombre de passage de listels. Que ce soit sur la dureté ou sur l'épaisseur  $h_w$ , du fait de la conicité arrière du foret, il n'y a plus d'évolution de la couche écroie et la dureté après un certain nombre de passage de listels.

L'ensemble de ces observations mérite d'être confirmé par d'avantage de caractérisations.

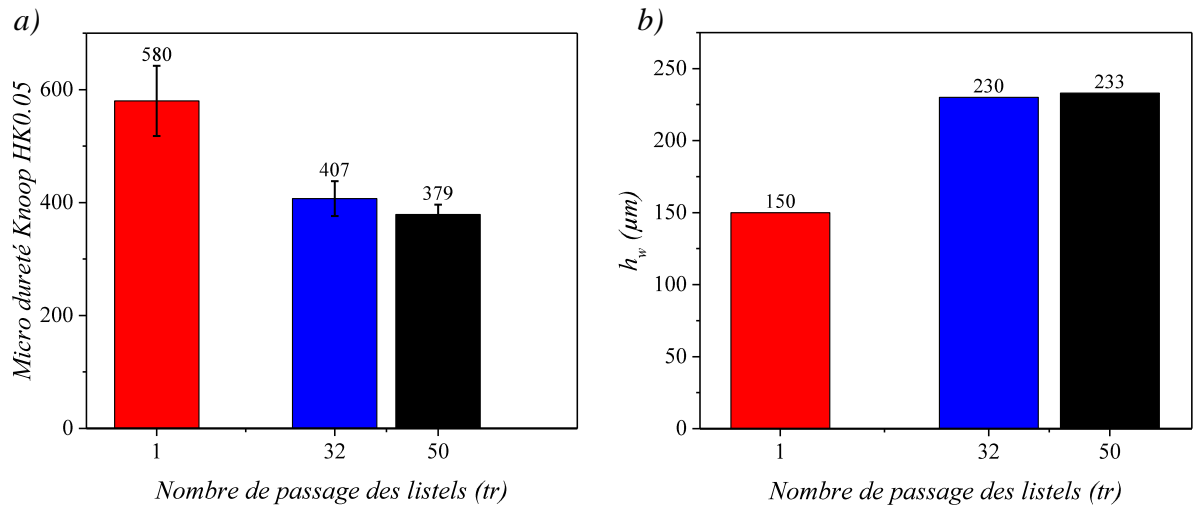


FIGURE 3-3 Effet du nombre de passage des listels sur l'évolution la dureté (a) et l'évolution de l'épaisseur de la couche écrouie (b) : Drill\_Z2,  $V_c = 10$  m/min,  $f_z = 0.08$  mm/tr/dt

### 3.4.2. Analyse des modes de déformation de l'AIAR et l'état de surface usinée en coupe orthogonale

Durant les essais de rabotage, deux modes de déformation de l'AIAR ont été observés en sous-couche usinée comme le montre l'image obtenue au Microscope Electronique à Balayage (MEB) dans la FIGURE 3-4. Une déformation plastique au niveau de la phase austénitique, plus des arrachements ou ruptures fragiles probablement initiés au niveau des carbures abrasifs  $Cr_xC_y$  et  $NbC$ . L'analyse cartographique présentée dans la FIGURE 3-5 confirme ces observations. Dans cette zone d'analyse, il est constaté un arrachement du carbures  $NbC$  avec une rupture fragile des carbures de chrome  $Cr_xC_y$ .

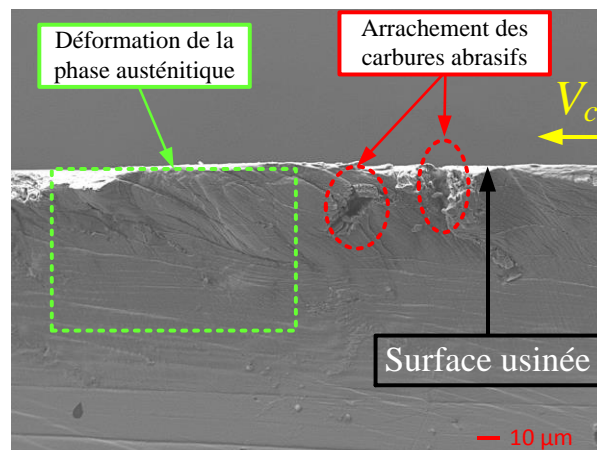


FIGURE 3-4. Image MEB de la sous couche déformée en rabotage :  $V_c = 53$  m/min,  $h = 80$   $\mu\text{m}$

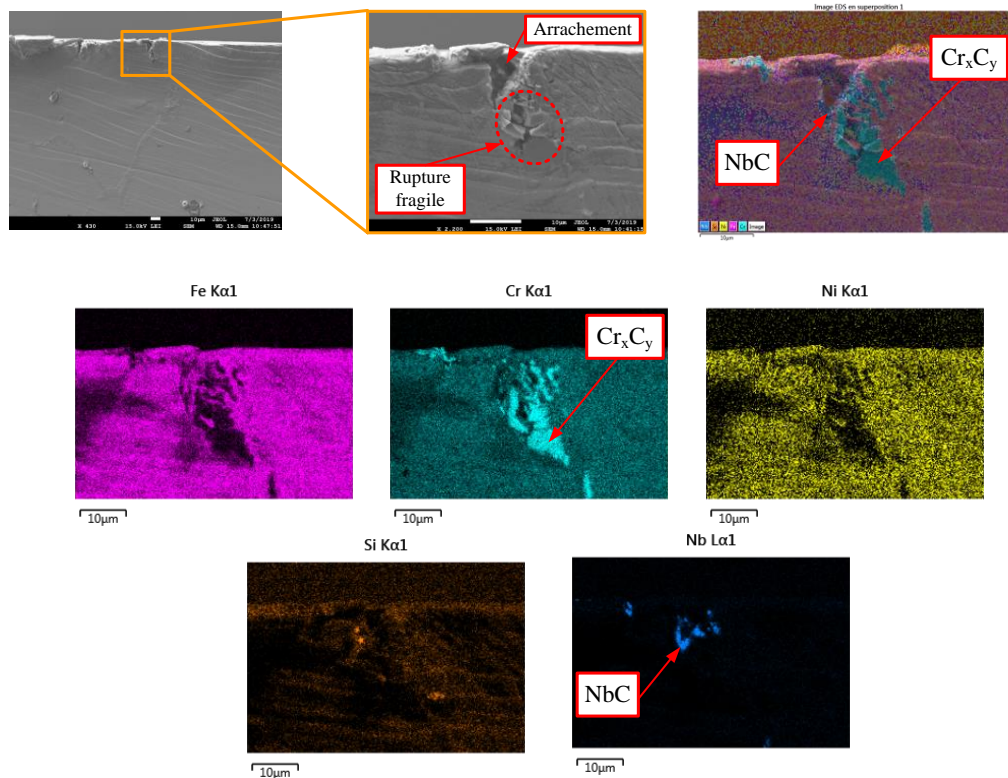


FIGURE 3-5. Représentation de la cartographie des éléments chimiques de l'AIAR

La connaissance de la topographie des surfaces résultantes des opérations d'usinage est importante dans le cadre de l'analyse de l'intégrité de surface. Pour mesurer la rugosité des surfaces usinées, un interféromètre Wyko™ type NT1100 basé sur le mode VSI (Vertical Scanning Interferometry) avec une résolution de 2 µm dans le plan de mesure est utilisé. Ce moyen est basé sur le principe de l'interférométrie avec la lumière blanche permettant de reconstruire la topographie des zones traitées. La FIGURE 3-6 montre les profils des surfaces usinées à sec pendant les essais de rabotage. Les résultats montrent que les surfaces usinées contiennent des zones où la formation du copeau se fait avec arrachement de matière. En raison du caractère réfractaire et la ductilité du de l'AIAR, la formation du copeau se fait par rupture ductile. Toutefois, les surfaces usinées en rabotage contiennent des zones où la formation du copeau se fait également par arrachement de matière. En corrélation avec les observations au MEB dans la FIGURE 3-4 et FIGURE 3-5, ces zones correspondraient à des carbures qui ont été arrachés de la matrice austénitique pendant la formation du copeau.

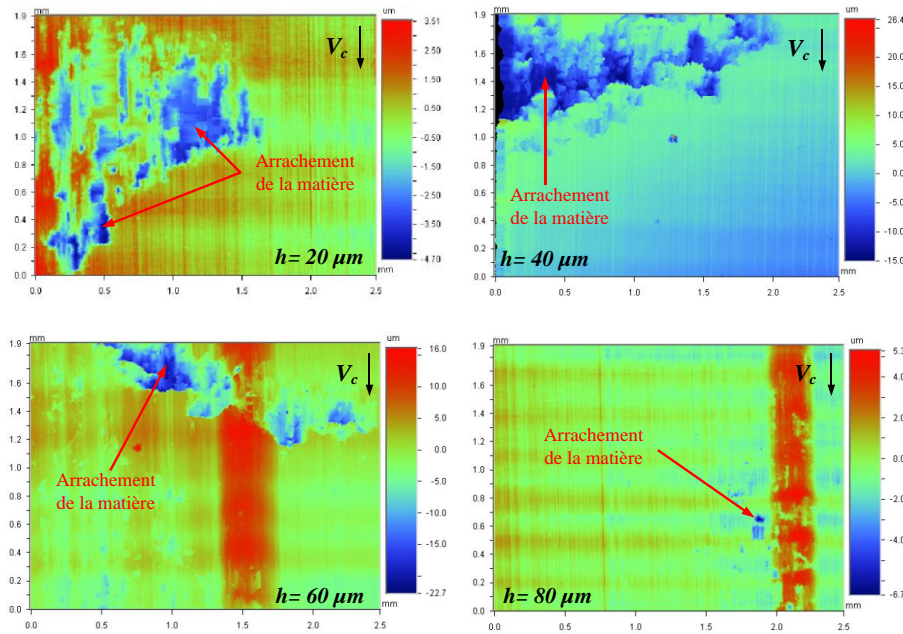


FIGURE 3-6 Topographie des surfaces usinées obtenues par les essais de rabotage à  $V_c = 53$  m/min

### 3.4.3. Analyse du retour élastique en rabotage

Le retour élastique de l'AIAR en rabotage a été également analysé. Pour ce faire, une nouvelle méthodologie expérimentale est proposée pour quantifier ce phénomène en utilisant la corrélation d'image numérique pendant les essais de coupe orthogonale en rabotage. En effet, un point  $M(x,z)$  est sélectionné dans la sous-couche usinée à une distance de  $\sim 30 \mu\text{m}$  de la surface usinée puis son déplacement  $u$  est observé dans un repère  $(x,z)$  pendant le passage de l'outil après suppression d'un éventuel mouvement de corps rigide (voir FIGURE 3-7). En effet, il a été supposé que le retour élastique se produit si le point sélectionné remonte le long de l'axe  $Z$  après avoir atteint un déplacement maximal  $u_{Zmax}$ . La FIGURE 3-7 montre un exemple où un retour élastique partiel a été observé lors avec un une arête de coupe écaillée lorsque  $h = 40 \mu\text{m}$ . Elle illustre le déplacement  $u_x$  et  $u_z$  du point sélectionné pendant le passage de l'outil. En raison du comportement ductile de l'AIAR, un retour élastique de l'ordre de 30% se produit après la formation du copeau, la déformation de 70% étant une déformation plastique irréversible de la sous-couche.



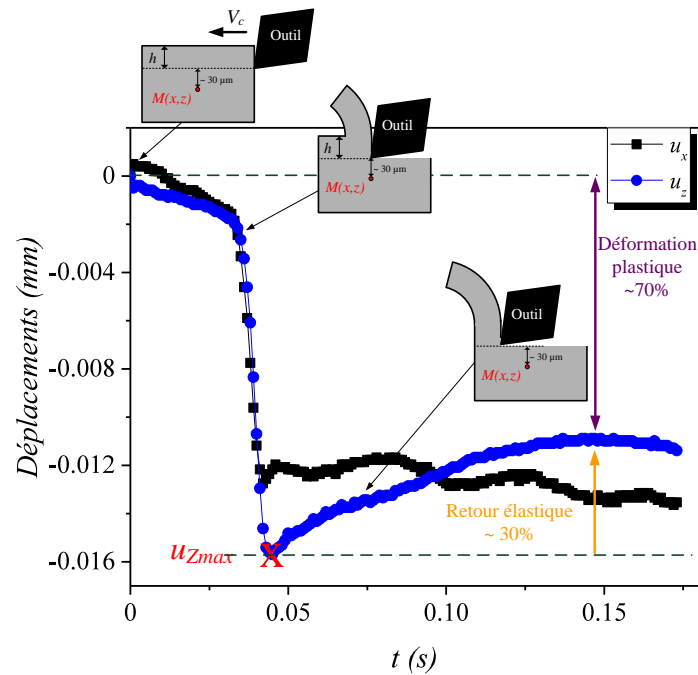


FIGURE 3-7 Analyse du retour élastique de l'AIAR en rabotage par corrélation d'image numérique

### 3.5. Synthèse

Ce chapitre explore l'influence des conditions de coupe et de la géométrie de coupe locale sur l'évolution de l'écroissage pendant l'usinage de l'AIAR. D'abord les caractérisations faites en perçage brutalement interrompu ont montré la forte sensibilité de l'épaisseur de la couche écroie générée au fond du trou à l'augmentation des conditions de coupe et l'évolution de la géométrie de coupe locale. Ensuite, des analyses de coupe orthogonale (en rabotage) ont été également réalisées afin d'isoler la contribution de chaque passe sur l'évolution de l'épaisseur de la couche déformée. Dans ce contexte, l'analyse de la déformation plastique incrémentale avec la corrélation d'images numériques a montré que 84% de la couche écroie est générée avec la passe courante tandis que 16% de la couche écroie est induit par les passes précédentes.

Cette première analyse du comportement de l'AIAR avait pour objectif de mettre en évidence l'écroissage de la matrice austénitique et sa forte sensibilité non seulement aux conditions de coupe mais aussi à la géométrie de coupe locale et l'usure de l'outil. Les résultats ont montré que ce phénomène est inévitable pendant la coupe des aciers austénitiques comme l'AIAR et que l'épaisseur de la couche écroie  $h_w$  générée par la coupe est 2 à 3 fois plus grande que l'épaisseur coupée  $h$ . C'est-à-dire que l'arête de coupe forme le copeau dans une matrice plus dure que la dureté de la pièce. Ce phénomène intrinsèque aux aciers austénitiques, serait-il favorable pour la coupe de l'AIAR ?

Dans ce contexte, d'autres investigations ont été conduites dans le chapitre suivant afin de trouver une éventuelle corrélation entre l'évolution de l'écroissage et son effet sur l'évolution des efforts de coupe et de l'usure en perçage.

## 4. Investigations sur les performances du perçage de l'AIAR

4.1.	<i>Introduction du chapitre</i> .....	97
4.2.	<i>Journal publié dans JMP</i> .....	98
1.	<i>Introduction</i> .....	99
2.	<i>Experimental procedure and materials</i> .....	100
3.	<i>Investigation of drill parameters on the tool life</i> .....	103
4.	<i>Study of strain hardening during drilling</i> .....	113
5.	<i>Conclusion</i> .....	120
6.	<i>References</i> .....	122
4.3.	<i>Analyses complémentaires</i> .....	124
4.4.	<i>Synthèse</i> .....	126

### 4.1. Introduction du chapitre

L'objectif initial est de doter l'industrie d'une géométrie de coupe optimale pour le perçage des corps de turbocompresseurs fabriqués en AIAR en améliorant et en maîtrisant la durée de vie actuelle des forets. Dans un premier temps une étude paramétrique expérimentale est réalisée à travers des essais de durée de vie. Les paramètres investigués en accord avec le partenaire industriel sont : l'acuité d'arête  $r_\beta$ , le profil de l'arête de coupe et le revêtement. Deux critères sont mis en jeu pour évaluer l'effet de chaque paramètre : les efforts de coupe moyens mesurés dans le régime permanent du perçage, à savoir l'effort d'avance  $F_f$ , le couple  $M_c$ , et l'usure en dépouille maximale observée au niveau des becs  $Vb_{max}$ . Pour les forets cassés en matière pendant les essais d'usure, l'évacuation des copeaux in-situ et l'état des arêtes de coupe sont observés par tomographie avec l'aide de l'entreprise 3D Casting afin de détecter l'origine de la casse.

Ensuite, des analyses après perçage en coupe brusquement interrompue sont de nouveau réalisés afin de caractériser l'influence des paramètres investigués dans les essais d'usure sur l'évolution de la dureté et la profondeur de la couche écrouie. Ces expérimentations ont permis de trouver une corrélation entre l'évolution de l'écrouissage et l'impact sur l'usinabilité en perçage de l'AIAR.

#### 4.2. Journal publié dans le journal JMP

L'article suivant est publié dans le journal "*Journal of Manufacturing Processes*"

### **Investigations on drilling performance of high resistant austenitic stainless steel**

<sup>1</sup>Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny, F-71250, France

<sup>2</sup>Saint Jean Tooling, Saint Jean d'Ardières, F-69220, France

R. Arif, G. Fromentin, F. Rossi, and B. Marcon, "Investigations on drilling performance of high resistant austenitic stainless steel," *J. Manuf. Process.*, vol. 56, pp. 856–866, (2020)

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.05.038>

# Investigations on drilling performance of high resistant austenitic stainless steel

Rabiae Arif<sup>1,2\*</sup>, Guillaume Fromentin<sup>1</sup>, Frédéric Rossi<sup>1</sup>, Bertrand Marcon<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Arts et Metiers Institute of Technology, LaBoMaP, UBFC, HESAM Université, Cluny, F-71250, France

<sup>2</sup>Saint Jean Tooling, Saint Jean d'Ardières, F-69220, France

\* Corresponding author. Tel.: +33 3 85 59 53 88; fax: +33 3 85 59 53 70. E-mail address: rabiae.arif@ensam.eu

---

## Abstract

The aim of the investigations presented in this research work is to optimize the cutting geometry for drilling of Heat Resistant Austenitic Stainless Steel (HRASS) based on the tool life and strain hardening generated on the work material during cutting process. In particular, an attempt has been made to understand the effect of cutting edge preparation on both the cutting forces and the strain hardening of the work material. Besides, chips in flutes are also analyzed by tomography technique to better understand their evacuation in-situ in correlation with the cutting forces. A Quick-Stop Device (QSD) in drilling is also employed to analyze the influence of the cutting edge radius, the coating material, and the cutting fluid nature on the strain hardened layer using micro hardness filiations.

**Keywords** Stainless steel, Drilling, Cutting edge radius, Coating, Tomography, Strain hardening, Quick-Stop Test, Cutting geometry

---

## 1. Introduction

Nowadays HRASS is an attractive engineering material in engine automotive applications due to its outstanding innate properties among which a high mechanical resistance at high temperature even in corrosive environment. However, machining of this difficult-to-cut material presents significant problems since they present a high ductility requiring large plastic deformation to generate the chip formation [1]. HRASS materials exhibit also high rates of strain hardening during machining with, for instance, a tendency to form build up edges [2], [3]. Moreover, in drilling it has been demonstrated that the cutting edges cut permanently the strain hardened layer remaining from the previous cut [4], [5]; in fact, the hardened layer generated is larger than the cut thickness. To improve the machinability of HRASS in drilling, the cutting geometry in correlation with the strain hardening should be optimized. A large number of parameters may influence the strain hardening appearing in the subsurface layer. It had been concluded by many researchers that intense cutting conditions in drilling enlarge the depth of the hardened layer [5]–[7]. It is also well-known that the cutting edge shape affects significantly the material flow, the cutting forces, and the temperature [8]. Several scientific works focused on the optimization of the stainless steels drilling based only on the cutting conditions (cutting speed  $V_c$  and the feed  $f_z$ ) [9]–[11]. Others have been interested on cutting fluid efficacy during turning of this range of materials (AISI 304) in order to reduce friction coefficient and therefore reducing the machining temperature which may enhance the tool resistance (reducing flank wear) which lead to better surface quality

[12]. Otherwise, few studies investigate the effect of the cutting edge preparation and its influence on the machinability of such material and on the tool life.

For the above mentioned reasons, the motivation of the present study resides in assessing the effect of the cutting edge preparation on the cutting forces and tool wear in relationship with the strain hardening they generate during drilling of HRASS. In this context, several parameters are studied. Firstly, the effect of the cutting edge radius, the cutting edge profile through 3 different drill geometries, and the coating material over both the cutting forces and the tool wear are studied in standard drilling configuration in order to analyze their direct effect on the tool life. In addition, the effect of the local cutting edge profile is also analyzed based on global and local cutting forces approaches as fully described in [13]–[16]. In particular, the influence of the cutting edge preparation on the strain hardening remaining on the machined subsurface layer is also studied by using Quick-Stop Test (QST) in drilling using the same apparatus than in [4]. Finally, the influence of the cutting edge radius, the coating type, and the cutting fluids on the evolution of the hardened layer is investigated to complete the previous analysis from the first step. Both strategies, standard drilling with forces measurements and QST, being complementary and compulsory to fully investigate and mitigate the HRASS drilling issues.

## 2. Experimental procedure and materials

### 2.1. Experimental set-up

To look after the forces developed during machining of HRASS and the tool life while drilling, all experiments are carried out in standard drilling configuration on a DMC 65V CNC 3-axis machining center with a spindle of 25 kW equipped with a 840D Siemens numerical controller as shown in Fig. 1. Cutting forces are measured with a Rotating Cutting force Dynamometer (RCD) Kistler type 9123C. Besides, three NC analog outputs are followed to know the actual feed rate  $V_f$ , the spindle torque  $M_c$ , and the drill vertical position  $z$ . All those analog signals, forces and operating drilling parameters, are recorded using a National Instrument data acquisition system (NI X6341 PCIe).

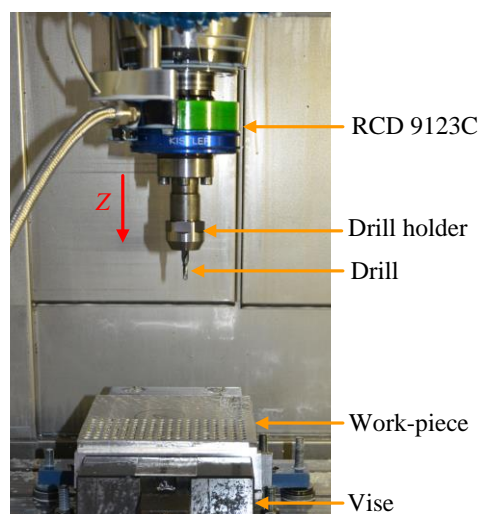


Fig. 1 Set-up of drilling experiment for wear tests

## 2.2. Study parameters

All drilling tests are performed with coated WC-Co twist drills with 5.1 mm diameter and internal lubrication at 32 bar with 8% water-based emulsion or straight oil. In this research work, three cutting geometries are compared: P0, P1 and P2 with different cutting edges preparations and different monolayer coating materials: AlCrN, TiAlSiN and TiAlN having the same thicknesses ( $\sim 3 \mu\text{m}$ ). In order to compare results and analyze the effect of each studied parameter, the cutting speed is set to  $V_c = 53 \text{ m/min}$  and the feed per tooth is  $f_z = 0.06 \text{ mm/rev/th}$ ; these cutting conditions are maintained fixed for all drilling tests. All drilled holes are blind with a depth of 14 mm.

## 2.3. Work material

In this research work, HRASS material is used in all experiments. In industrial context, this material is known by the reference 1.4837, and is generally used for applications requiring high mechanical resistance at elevated temperatures. It contains principally 24% of Cr and 12% of Ni and slight quantity of Nb and Si. The microstructure of HRASS is mainly composed of a dendritic austenitic phase  $\gamma$  and hard carbides like  $\text{Cr}_x\text{C}_y$  and NbC in the eutectic. All workpiece plates used are obtained by casting process under the same conditions to target a bulk material hardness of  $260^{\pm 10} \text{ HB}$ , those plates being milled to the final dimensions of  $200 \times 200 \times 30 \text{ mm}^3$  allowing to machine  $\sim 1260$  holes per plate (both faces being used). Other samples, from the same stack of cast workpiece, are shaped by turning for Quick-Stop Test (QST) to cylinders of 20 mm diameter by 40 mm height.

## 2.4. Cutting edge preparation and measurement

Cutting edge stability is enhanced by creating a defined rounding to eventually reduce the tool wear by chipping phenomenon. Three levels of cutting edge radius  $r_\beta$  are proposed and they are obtained by brushing using an abrasive brush with filaments of extruded nylon containing polycrystalline diamond (PCD). In fact, compared to other technologies, the brushing process is relatively simple and provides high accuracy and repeatability to produce a rounded cutting edge in short time [17]. All brushing tests are realized on the CNC machine type VOLLMER VGRIND 360 to enhance the process repeatability and to reach as much as possible the same level of  $r_\beta$  along the cutting edge as the pressure applied by the brush is maintained uniformly. It should be noticed that 1 pass corresponds to a one run back of the brush onto the cutting edge and the different levels of  $r_\beta$  are qualified by the number of run back brush passages. The brushing direction is going from the rake face to the clearance face and the brush follows the cutting edge according to the point angle in order to have the same pressure along the cutting edge.

Brushing parameters used are illustrated in Fig. 2 (b) and summarized in Table 1 where  $N$  is the rotation speed of the brush,  $a_p$  is the infeed,  $V_p$  is the feed velocity,  $\varphi$  is the cutting edge inclination. As shown in Fig. 2 (a) the cutting edge is divided into 5 zones. Firstly drills are scanned using Alicona InfiniteFocusSL focus-variation microscope. The 3D model is then exploited thanks to commercial software integrated with the Alicona microscope system. Finally, the cutting edge radius  $r_\beta$  for each defined zone is determined by a circle fitted from

points selected on the cutting edge radius [17]. Afterwards,  $r_\beta$  is averaged along the cutting edge and denoted  $r_{\beta-ave}$  as shown in Fig. 3. In addition, to check the actual coatings thicknesses, for each zone,  $r_\beta$  is measured before and after coating deposition. According to the measurements a slight  $r_{\beta-ave}$  increase of up to a maximum of 3  $\mu\text{m}$  is noticeable after coating.

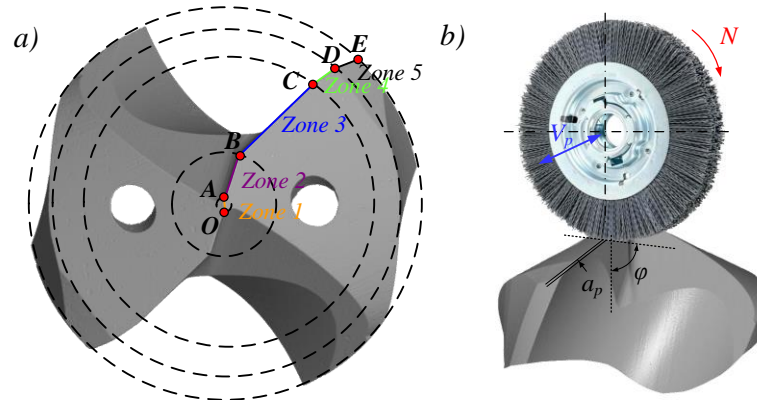


Fig. 2 a) Cutting edge zones definition for the drill P0 b) Schematic of the brushing configuration

Table 1 Brushing parameters: brush type Ringlock  $\varnothing = 63$  mm with a thickness of 13 mm and abrasive Korfil-E grain 320

Drill geometry	$N$ (rpm)	$a_p$ (mm)	$V_p$ (mm/min)	$\varphi$ ( $^\circ$ )	Number of brush pass
P0	4000	0.9	300	90	1
P0	4000	0.9	300	90	2
P0	4000	0.9	300	90	3

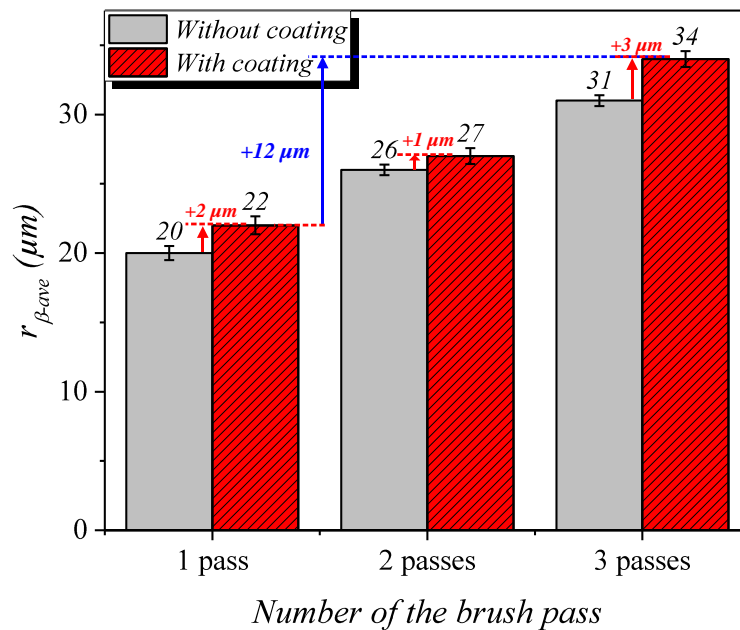


Fig. 3 The average cutting edge radius measured along the cutting edge of the drill P0 before and after the AlCrN coating

### 3. Investigation of drill parameters on the tool life

#### 3.1. Optimization of the cutting edge radius

##### 3.1.1. Influence of the cutting edge radius on the mechanical tool load

In drilling tests, only the feed force and the torque, respectively denoted  $F_{f-ave}$  and  $M_{c-ave}$ , are recorded and averaged during steady-state of drilling (between the tool tip fully engaged and the feed slowing down before lifting). For each level of  $r_{\beta-ave}$ , three twist drills are used to compute averaged quite robust trends. All drills are compared under identical cutting conditions with internal cooling (8% water-based emulsion), and for the same drilling length depending on the realized holes number (holes of 14 mm depth). Fig. 4 presents a comparison of the average cutting forces  $F_{f-ave}$  and  $M_{c-ave}$  computed during steady-state of each hole for the different cutting edge radius. According to Fig. 4, the cutting edge preparation has a significant effect on the average cutting forces. Increasing  $r_{\beta-ave}$  by 12  $\mu\text{m}$  (from 1 brushing pass to 3 passes) induces a rise of the feed force  $F_{f-ave}$  and the torque  $M_{c-ave}$  respectively by 17% and 46%. This is attributed to the trend to increase the amount of ploughed material along the cutting edge when increasing  $r_{\beta-ave}$ , leading to high plastic deformation in front of the cutting edge and consequently higher mechanical tool loads [18]. It is also observed high values of the torque  $M_{c-ave}$  for the first drillings and especially during the break-in stage; phenomenon principally attributed to the drills corners which contain a chamfer (zone 5) as can be seen in Fig. 2 (a).

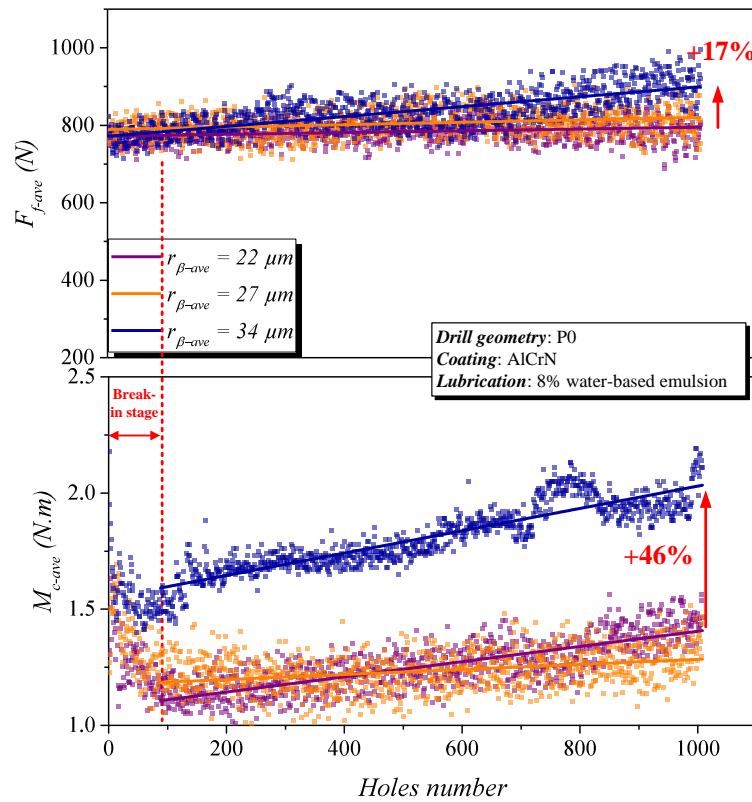


Fig. 4 Effect of the cutting edge radius on the global cutting forces during wear tests - -  $N = 3308 \text{ rpm}$ ,  $f_z = 0.06 \text{ mm/rev/th}$



### 3.1.2. Analysis of tool wear and tool failure in correlation with tomography analysis

The tool wear is also quantified for each level of the cutting edge radius. Fig. 5 shows the evolution of the flank wear  $Vb_{max}$  observed on the clearance face. The  $Vb_{max}$  is measured at the drill corners as the tool wear increases progressively from the drill center to its corners due to cutting speed variation along the cutting edge [19]. The flank wear is carefully measured for both cutting edges using an optical microscope Keyence type VHX 1000E with a built-in-camera and an integrated PC equipped with a commercial digital image processing software. For each drill, the  $Vb_{max}$  evolution for the first cutting edge is presented by continuous line while the second one is presented with dashed line. As seen in Fig. 5, the tool wear can develop rapidly in the initial state (break-in period), then it grows progressively and uniformly throughout the steady-state wear rate until reaching its limiting value. Moreover, the wear evolution observed for the drills with 3 passes of brushing ( $r_{\beta-ave} = 34 \mu\text{m}$ ) is very higher compared to the one observed on drills with 1 ( $r_{\beta-ave} = 22 \mu\text{m}$ ) and 2 passes of brushing ( $r_{\beta-ave} = 27 \mu\text{m}$ ). This contributes also to the increase of the cutting forces observed when using drills with 3 passes of brushing.

As seen before, drills with 2 passes of brushing generate a relatively higher level of cutting forces compared to drills with 1 pass of brushing whereas they exhibit less worn than them. Hence, it can be concluded that 2 passes of brushing deliver better behavior stability to the cutting edges when drilling of HRASS.

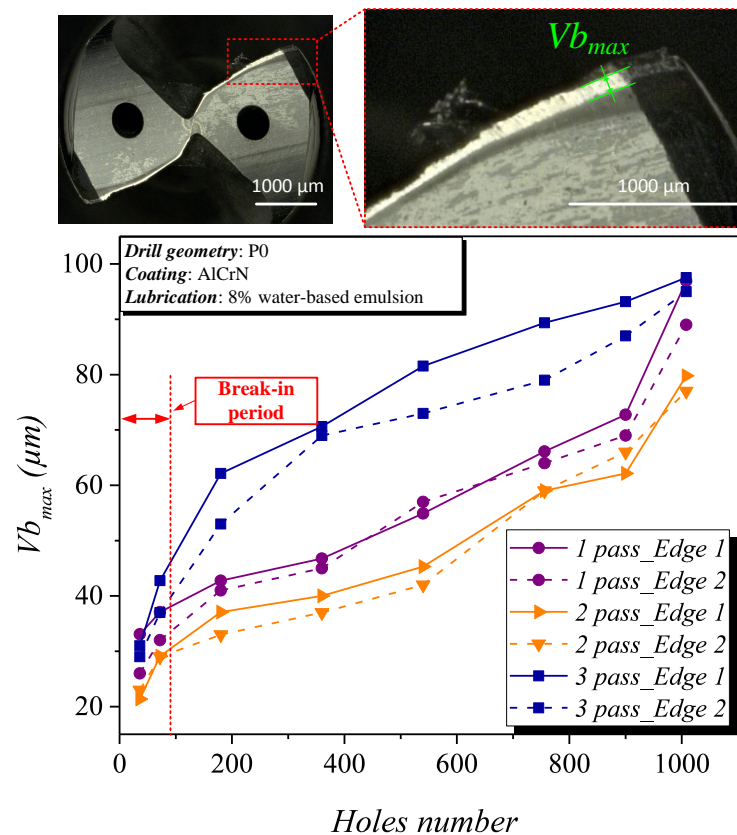


Fig. 5 Effect of the cutting edge radius  $r_{\beta-ave}$  on the maximal flank wear evolution  $Vb_{max}$  - -  $N = 3308 \text{ rpm}$ ,  $f_z = 0.06 \text{ mm/rev/th}$

It is important to notice that two drills broke between the three repetitions for drills with 1 pass and 3 passes of brushing. To investigate this phenomenon and understand the reason of the tools breakage, in-situ analysis of the chip formation and evacuation by tomography technique are performed (since it is not easy to observe them in drilling). This non-destructive assessment method based on X-ray radiation allows the 3D reconstruction of the cutting tool and of the chips in-situ without extraction of the broken drills and the chips from the hole. Firstly, to obtain samples suitable for tomography, the broken drills tip stuck inside the workpiece with the formed chips are cored from the workpiece using electro-erosion drilling technique. Tomography technique is principally based on X-ray detector which captures the escaping X-ray radiation as two-dimensional radiographic image. In fact, several radiographic images are recorded in sequence with the measured drills in various positions. The drills are placed on rotating table which rotating gradually step by step. The tomography system used is X5000 type North Star Imaging with Perkin Elmer detector  $2048 \times 2048$  square pixels allowing a resolution of  $15 \mu\text{m}$ . 1440 images are composing the 3D reconstruction of each drill scan. Fig. 6 (a) presents an example of tomography analysis showing the state of the cutting edges after the drills breakage with an unfolded images showing the chips evacuation on both flutes of one drill. While Fig. 6 (b) shows the 3D reconstruction of drills after they broke to ensure the state of cutting edges after the drills breakage.

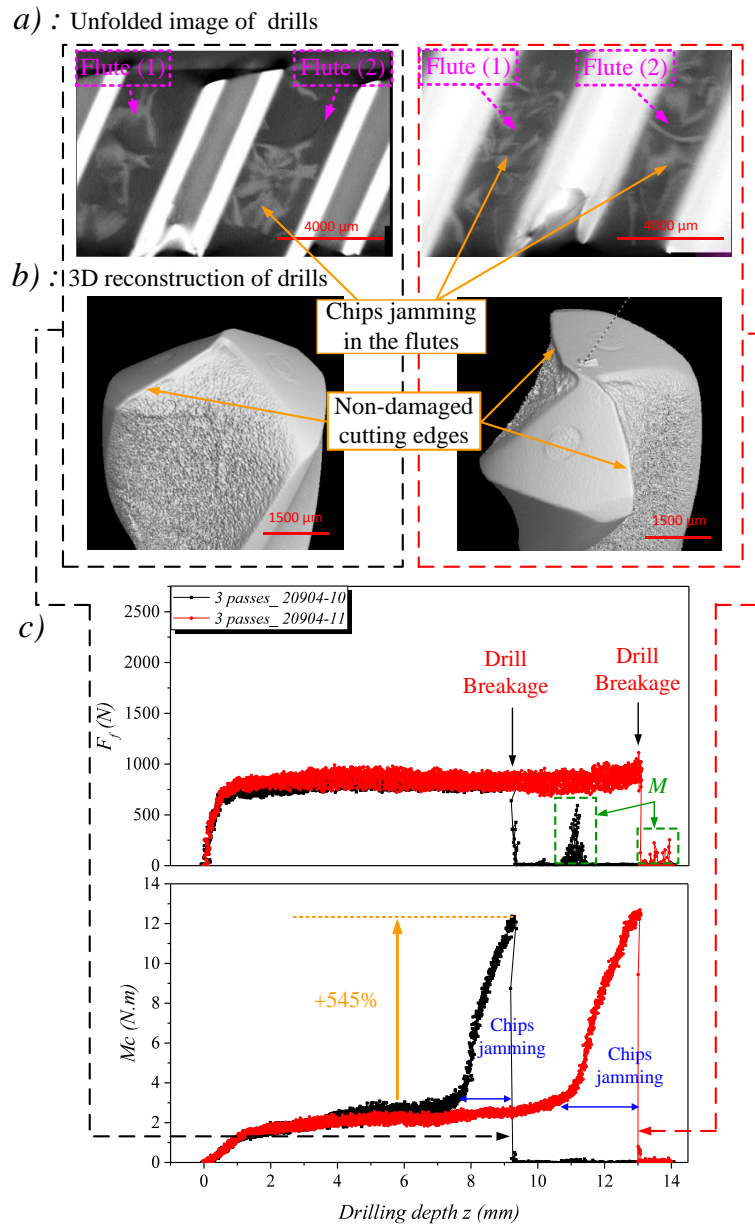


Fig. 6 (a) Chip jamming in the flutes with (b) the 3D reconstruction observed by tomography for the broken drills prepared by 3 brush passes with (c) the instantaneous evolution of the cutting forces measured during the breakage -  $N = 3308$  rpm,  $f_z = 0.06$  mm/rev/th

Fig. 6 (c) illustrates the evolution of the instantaneous cutting forces ( $F_f$  and  $M_c$ ) for the drill geometry P0 prepared with 3 passes of brushing ( $r_{\beta-ave} = 34 \mu\text{m}$ ). According to the drills unfolded tomography images (Fig. 6 (a)), one can observe a large jamming of the chips in the flutes which explains the instantaneous increase of the cutting forces; particularly the torque increases by about 545% leading to the brutal drills breakages. Nevertheless, the cutting edges aren't damaged, as shown in Fig. 6 (b) sustaining that the drills breakages are not generated by any cutting edge damage, caused by premature wear, but only to the chip jamming avoiding its normal evacuation. Consequently, for drills with 3 passes of brushing, where the ratio  $r_{\beta-ave}/h$  is close to 0.7 ( $h$  being the cut thickness) is unfavorable to cut HRASS material in drilling. In other words, when using high level of cutting edge radius, the work material tends to be cut by a negative rake angle which lead to a high chip thickness and moreover worsen

by a poor chip evacuation. The zone denoted  $M$  in Fig. 6 (c) corresponds to a random evolution of the feed force  $F_f$  generated by the drills advance after their breakage. In conclusion, the cutting edge preparation affects significantly the cutting forces, the tool wear behavior, and consequently the tool life. High size of cutting edge radius generates high level of feed force  $F_f$  and torque  $M_c$ . The same tendency is found concerning the tool wear behavior. Nevertheless, small level of cutting edge radius (1 brushing pass) generates small levels of cutting forces but accompanied by a significant increase in tool wear. Drills after 2 brushing passes display a better mechanical stability, despite the light increase of the feed force in comparison to drills with 1 pass of brushing. In the next section, we opted for 2 passes of brushing ( $r_{\beta-ave} = 27 \mu\text{m}$ ) for the cutting edge preparation of all the drills to limit the wear effects.

### 3.2. Optimization of cutting edge profile

Three twist drills P0, P1 and P2 with three cutting edge profiles have been compared in terms of cutting forces (Fig. 7). In particular, global cutting forces have been analyzed based on the average values of cutting forces in mechanical steady-state of drilling. Furthermore, local cutting forces have been also analyzed, during drill tip penetration, based on the global cutting forces decomposition along the main cutting edge. It is worth noting that the three drills have the same mean cutting edge radius ( $r_{\beta-ave} = 27^{\pm 1.5} \mu\text{m}$ ) and the same coating (AlCrN). Concerning the cutting edge shape of each drill as illustrated in Fig. 8 (a), P0 contains double straight edges for the central/inner edge (edges  $[AB]$  and  $[BC]$ ) and the principal/outer edge (edge  $[CD]$ ) with a chamfer at the drill corners. While drills P1 and P2 contain only one straight edge at the central edge (edges  $[AB]$  and  $[A''B'']$ ), with concave geometry for the principal edge (edges  $[BC]$  and  $[B''C'']$ ). The difference between P1 and P2 resides on the corner geometry. In fact a small radius is created at drill corners for P2.

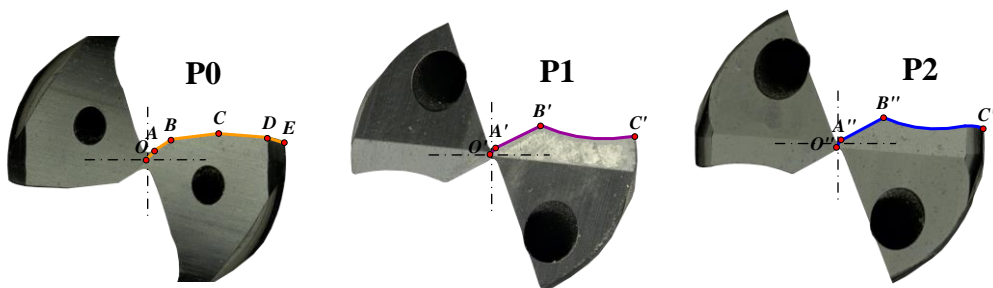


Fig. 7 The studied cutting edge profiles

#### 3.2.1. Global cutting forces

As explained before, the global cutting forces are measured and averaged in the steady-state of drilling for each drill. The global cutting forces evolutions generated by the 3 different drills geometries during wear tests are described in Fig. 8. It can be seen that the drill P0 generates the highest level of the feed force  $F_{f-ave}$  compared to drills P1 and P2. This is attributed to the chisel edge of P0 which is very large compared to P1 and P2. However, it is observed that the evolution slope of  $M_{c-ave}$  is relatively higher for P2 in comparison to P0 and P1. Furthermore, it is also seen that drills P0 and P2 generate a high torque during break-in

stage. This is mainly attributed to the reinforcement geometry used for the corners. In fact, using a chamfer at drill corners induces a high torque during the first drillings if compared to the use of a small radius to reinforce the drill corners. In the next subsection, the linear local cutting forces are analyzed and correlated with the local cutting geometry of each cutting edge profile to better understand the differences between the different drills cutting geometry..

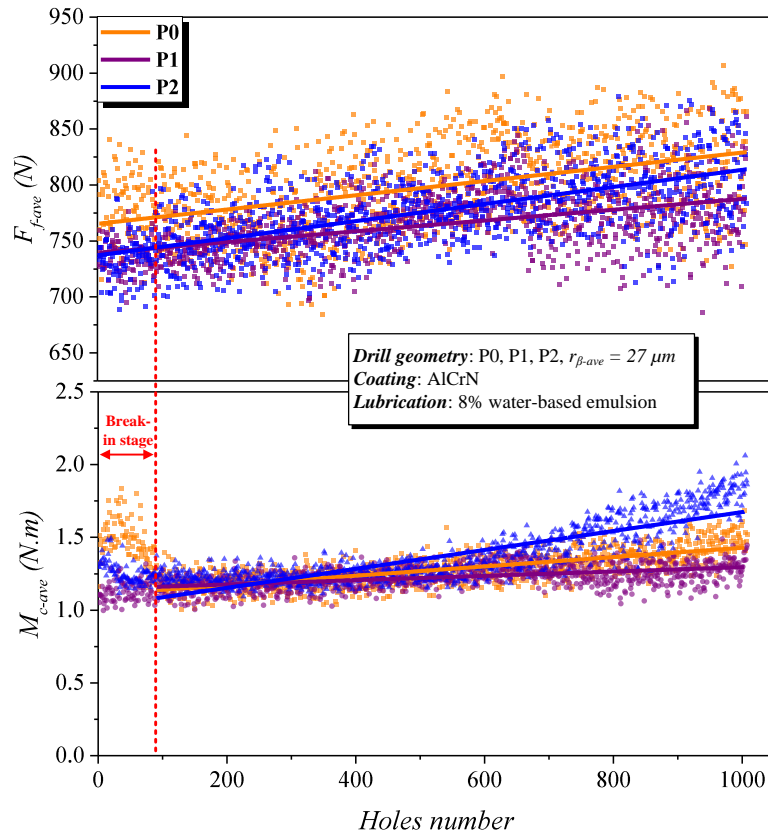


Fig. 8 Effect of the cutting edge profiles on the global cutting forces during wear tests –  $N = 3308$  rpm,  
 $f_z = 0.06$  mm/rev/th

The flank wear has also been compared for the three studied drills (P0, P1 and P2). Fig. 9 shows the progression of the maximum flank wear with the number of drilled holes. According to the results, it is seen that the flank wear rate was very high for the P1 drill while the flank wear rate development for P0 and P2 is less than P1. From this outcome, it could be concluded that both of corner reinforcements (radius or chamfer at drill corner) can reduce the flank wear during drilling of HRASS. For example using a radius at drill corners mitigates the flank wear by ~13% as it can be seen in Fig. 9. Despite the high level of cutting forces generated by drills P0 and P2 compared to the drill P1, they generate less worn thanks to the corner reinforcement.

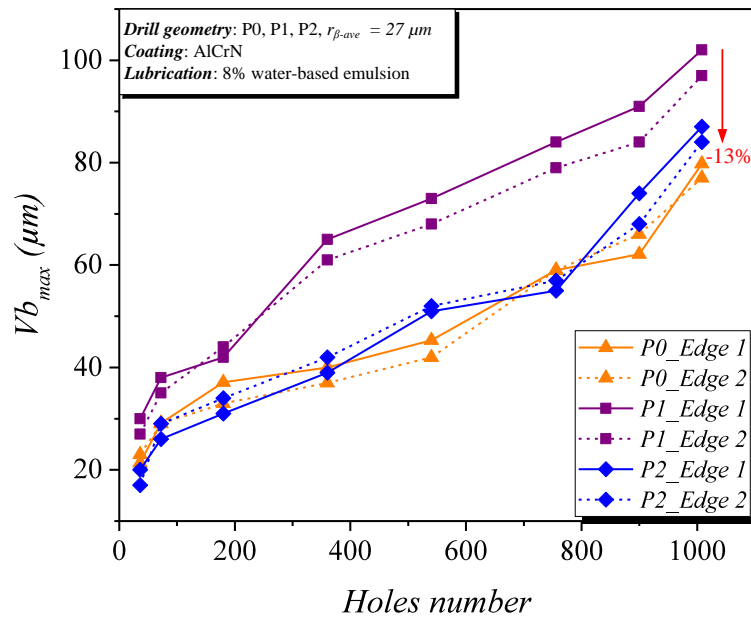


Fig. 9 Effect of the cutting edge profile on the maximal flank wear evolution during wear tests  $Vb_{max} - N = 3308 \text{ rpm}$ ,  $f_z = 0.06 \text{ mm/rev/th}$

### 3.2.2. Linear local cutting forces analysis

In drilling, the global cutting forces could be decomposed on the main cutting edge during the drill tip penetration. It should be noticed that drill margins are not engaged, so their effect is not taken into account in this analysis. The main goal of this analysis is to investigate the effect of each Elementary Cutting Edge (ECE) of the different cutting edge profiles on the local linear cutting forces evolutions. This methodology is deeply explained in [13]–[16]. Fig. 10 (a) shows the evolution of the rake angle  $\gamma_n$  along the cutting edge. Indeed, the 3D shape of each of the drills used is measured by Alicona InfiniteFocusSL focus variation microscope. The rake angle is then measured directly on the 3D surface model using a self-developed macro implemented in CATIA software [11]. Fig. 10 (b) presents the evolution of local linear cutting forces respectively  $F_{fl}$  and  $F_{cl}$  along the cutting edge according to the drill radius  $R$ . For all studied drills, it is seen that  $F_{fl}$  and  $F_{cl}$  are very high at the chisel edge before decreasing progressively from the drill center to the corners. It is also observed that ECEs of P0 generate high level of local linear cutting forces at the drill center. This is attributed to the rake angle of the chisel edge which is very negative ( $\sim -64^\circ$ ) compared to drills the ones of P1 and P2 ( $\sim -48^\circ$ ) as illustrated in Fig. 10 (a). In fact, the chisel edge is the first to penetrate the work material. The P0 rake angle, which is strongly negative, generates an important increase of the cutting forces at the drill center [13]. Additionally, it is also shown that the ECEs of the outer edges of P1 and P2 generate a smaller linear local feed force. From these observations, it could be concluded that a cutting edge with concave geometry on the principal edge (edges  $[B'C']$  and  $[B''C'']$  for P1 and P2) allows reducing the cutting forces compared to straight or convex edges as demonstrated also in [2].

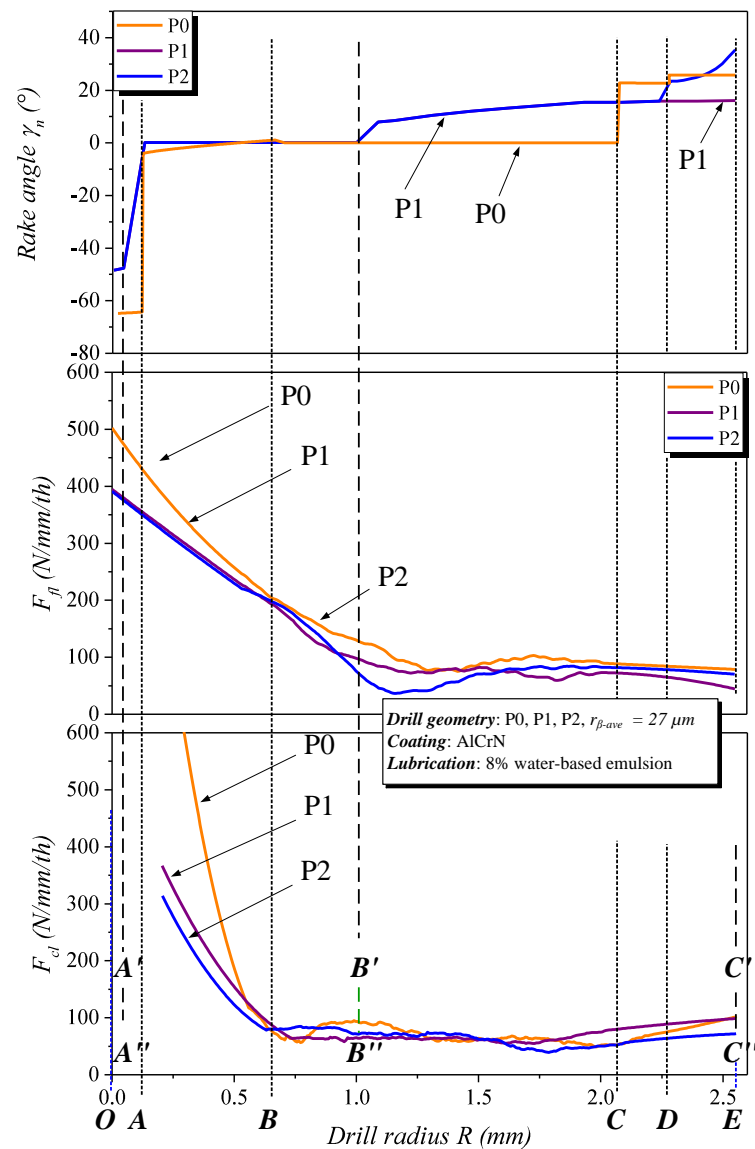


Fig. 10 Influence of the cutting edge profiles on the evolution of the local linear cutting forces along the cutting edge of each drill –  $N = 3308$  rpm,  $f_z = 0.06$  mm/rev/th

### 3.3. Evaluation of coatings performance

This subsection aims to examine and compare the performances of three twist drills with three different coating materials: AlCrN, TiAlN, TiAlSiN under the same cutting conditions mentioned previously in the first section. AlCrN, TiAlN and TiAlSiN are coated onto the substrate (drills) surface by Physical Vapor Deposition (PVD) technique. The cutting forces ( $F_f$  and  $M_c$ ) and the tool wear are exploited to evaluate the different coating materials behavior and tool life eventual enhancement. Three repetitions of wear tests are performed for each coating. Fig. 1 displays a comparison of the evolution of the feed force  $F_f$  and the torque  $M_c$  according to the number of holes realized for the different coating materials. As it can be seen from the results, the effect of the coating materials becomes more significant at the end of the wear tests. In fact, for the three coatings tested, the cutting forces increase gradually with the

number of holes performed due to the progressive drill wear. In comparison with the other coatings tested, the TiAlN coating generates an increase of feed force and torque respectively by ~17% and ~54%. Thus, the cutting forces evolution slope for drill with TiAlN coating is higher compared to the drill with AlCrN and TiAlSiN. To resume, the feed forces  $F_f$  produced by the TiAlN coating increases by ~17% after 1160 holes while it increases only by about ~10% for the two other coatings. When focusing in the torque, the AlCrN and TiAlN coatings, even though they generate a quit low evolution of  $F_f$  (~10% and ~17%), they lead to a drastically high torque increase by about ~55%; this last being a lot when compared to the TiAlSiN coating which only generates an increase of 6%. It is worth noting that the percentages given are calculated based on the difference between the averages of the teen first holes (number 0 to 10) with the ten last ones (number 1150 to 1160).

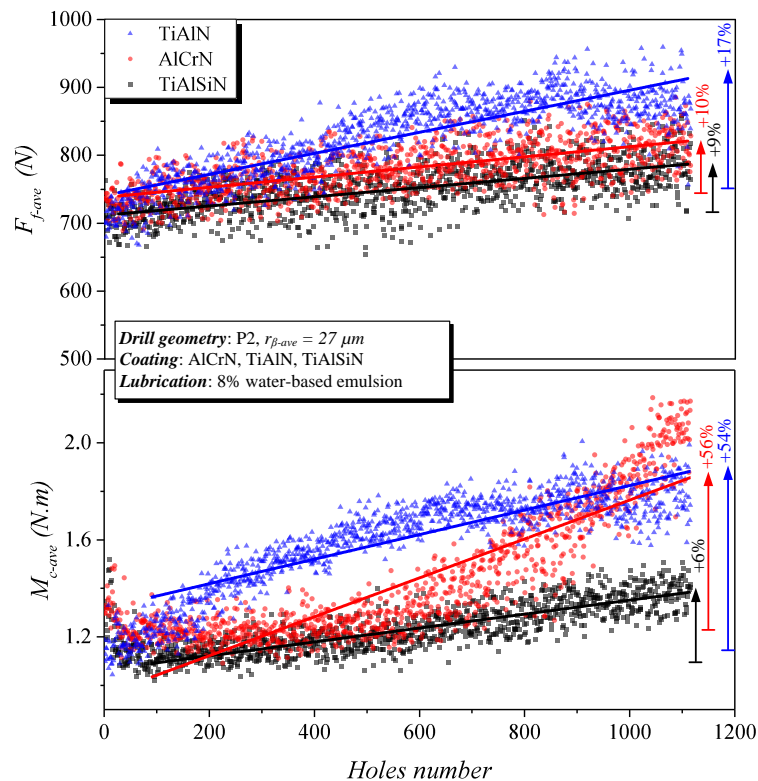


Fig. 11 Influence of the coatings on the global cutting forces during wear tests - -  $N = 3308$  rpm,  $f_z = 0.06$  mm/rev/th

As shown in Fig. 12 the coatings performances are also evaluated by measuring the flank wear  $Vb_{max}$  at the drills corners of two drills edges using a Keyence microscope (already described before). As it can be seen, the flank wear by abrasion increases progressively with the number of holes for all the considered coatings. According to Aldo Braghini et al [20], the abrasion is generally represented by scratches on the flank face parallel to the cutting direction. Basically, the abrasion phenomenon is caused by the high friction between the flank face of the cutting tool and the hard carbides existing in the workpiece like  $Cr_xC_y$  and  $NbC$  [21]. Concerning the performance of the different coatings tested, it is seen that the evolution of  $Vb_{max}$  for the TiAlN coating is more noticeable compared to the ones with TiAlSiN and AlCrN coatings.



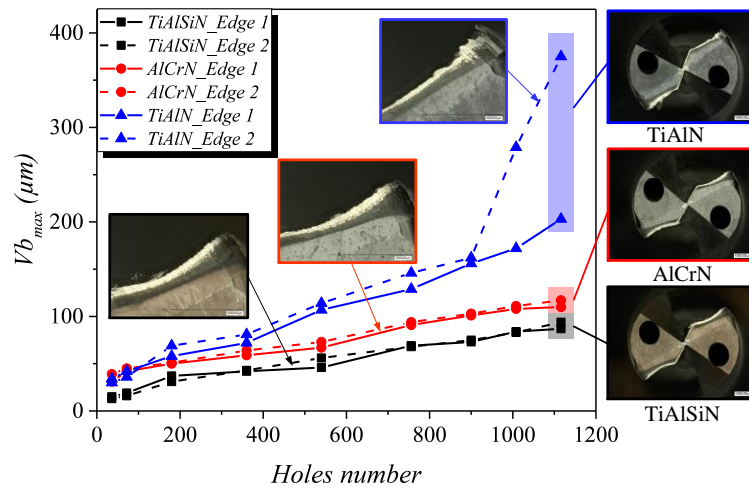


Fig. 12 Effect of the coatings on the maximum flank wear evolution for the three during wear tests -  $N = 3308$  rpm,  $f_z = 0.06$  mm/rev/th

Others analysis were performed using a Scanning Electronic Microscope (SEM) with Energy Dispersive Spectroscopy (EDS) in order to evaluate the adhesion of each coating material. EDS analysis in Fig. 73 show that the TiAlN coating has totally disappeared from the rake face of the central edge after drilling the 1<sup>st</sup> hole. This demonstrates that the TiAlN coating loses its function instantly during the first hole. Consequently, the substrate material is no longer protected from adhesion and leading to higher friction coefficients. This can also explain the increase of cutting forces observed when using drills with TiAlN coating (cf. Fig. 11). Nevertheless, a slight loss of coating is noticeable for the AlCrN coating and even for the TiAlSiN coating which is the least affected coating along the lip after one hole drilled. To resume, this last shows better wear resistance when drilling of HRASS compared to other coatings tested.

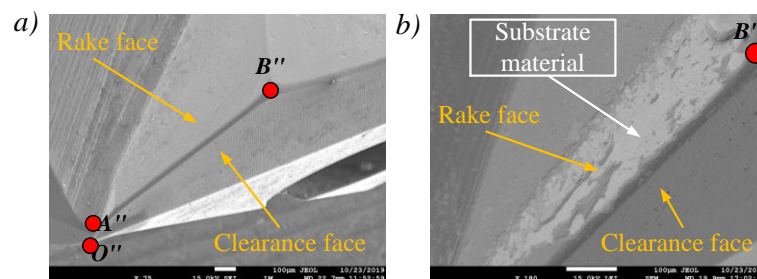


Fig. 73 SEM images of the rake face on P2 drill with TiAlN coating: (a) before and (b) after the 1<sup>st</sup> hole

To better understand the causes of the drills wear behavior, others analyses were performed with EDS as illustrated in Fig. 84 and the element dosage summed up in Table 2. Drills with TiAlSiN coating have been taken as an example in this analysis.

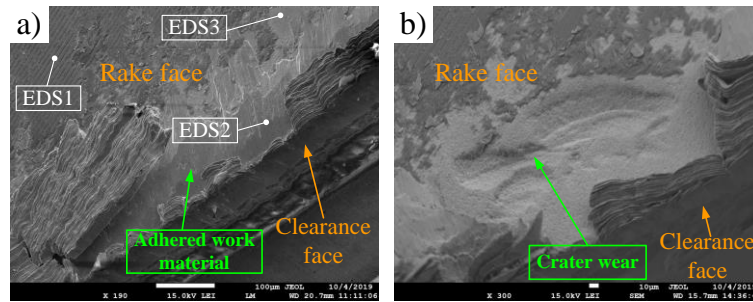


Fig. 84 SEM images of P2 drill with TiAlSiN coating: (a) adhered work material on the rake face and abrasion on the clearance face, (b) crater wear

Table 2 Elements dosage (% wt) by EDS analysis after 1160 holes for the P2 drill with TiAlSiN coating in different drill areas close to the cutting edge

	Fe	Cr	Ni	Al	W	Mo	Si	Ti	Mn
EDS1	4.7	3.4	1.7	1.7	0.4	0.1	4.8	83.3	0.1
EDS2	59.3	25.5	12.3	0.2	0.1	0	1.4	1.5	0.1
EDS3	11.3	6.6	1.9	0.3	76.9	0	0.2	2.6	0.3

From these SEM images it is observed a large adhesion of the work material on the rake face of drills (EDS2), crater wear is also present but it is not larger than the flank wear. This last is generally caused by abrasion with the hard carbides from the work material [21]. A layer containing Fe, Cr and Ni (work piece material according to EDS2) adheres to the rake face of the drill. This can be explained by the amount of heat generated around the cutting zone [22]. However, the regions of the worn area that are not covered by adhered work material correspond to the tool material (EDS3 and EDS4). This shows that the coating no longer exists below the adhered layer of the work material. Due to the relative movement between the chip and the drill, the adhered layer of the work material is cyclically removed and replaced by another one. It is reasonable to suppose that hard carbides removed from the workpiece/chip material and the drill itself scrub on the rake and clearance faces generating a new wear by abrasion [20]. This combination between adhesion and abrasion is called attrition according to [23]. This phenomenon particularly occurs on the rake face at the contact tool/chip zone and for low cutting speeds and discontinuous/irregular contact with the tool [21].

#### 4. Study of strain hardening during drilling

To enhance the machinability of HRASS in drilling process, tool life and strain hardening are the major points that should influence themselves and need to be mastered. It has been demonstrated in a previous study [4] that HRASS have a clear tendency to strain hardening due to multi-pass of the cutting edge. In fact, the hardened layer thickness generated can be twice to three times larger than the actual cut thickness [4], [5]. This phenomenon may affect the tool wear especially in drilling process. It is well-known that strain hardening is a result of a large plastic deformation appearing around the cutting zone due to the compressive stresses applied by the tool on the workpiece [5], [7], [24]. It has been also demonstrated that the strain hardening is very sensitive to tool wear [4] resulting in a significant increase of both the sublayer hardness and its depth under the machined surface. Hence, it is important to understand the relationship between the cutting edge preparation, the tool/workpiece/chip

contact conditions, and the strain hardening induced. In order to characterize the effect of the cutting edge radius  $r_\beta$ , the coating materials and the cutting fluids types on the hardened layer evolution, a Quick-Stop Test (QST) is used during drilling tests to instantly stop the cutting process while keeping the chip, the work material, and the tool in position without affecting the machined surface during the spindle deceleration. The QST performance had been verified and employed in previous studies as described in [4].

#### 4.1. Influence of cutting edge radius

As before, three sizes of cutting edge radius were prepared for carbide P2 geometry twist drills, coated with AlCrN, based on the number of brush passage (1 pass, 2 passes and 3 passes) on the cutting edge with the brushing parameters mentioned previously in Table 1. After QST, the specimens were prepared to analyze the machined subsurface layer in the hole bottom along the cutting edge. To characterize the hardened layer, micro hardness were performed by Knoop indenter that allows measurements close to the subsurface edges. Micro hardness filiations with 15 points are carried out with a distance of 40  $\mu\text{m}$  between two successive points and an offset of 30  $\mu\text{m}$  from the subsurface edge. A small load of 50 g is used to reduce the influence of hard carbides existing underneath the analyzed zone. Three filiations of micro hardness are performed on the subsurface layer generated by each defined zone [O"A"], [A"B"] and [B"C"], then they are fitted by one-phase exponential decay function, presented by continuous curves for each analyzed zone as plotted in Fig. 15. Then, the thickness of the hardened layer generated by each cutting edge zone is determined at 105% of the asymptote defined for each fitted curve. This method is applied for all micro hardness measurements in this section.

Fig. 15 shows the evolution of strain hardening for the three levels of cutting radius: 22, 27 and 34  $\mu\text{m}$  (values averaged along the cutting edge). The results indicate that the strain hardening evolution and the hardened layer increase thickness  $h_w$  along the cutting edge and with the cutting edge radius. For example, when increasing the cutting edge radius by  $\sim 10 \mu\text{m}$  for the edge [A"B"], the hardness of the generated layer and the hardened layer thickness increase respectively by  $\sim 14\%$  and  $\sim 111 \mu\text{m}$  as shown in Fig. 16 (a) and Fig. 16 (b). This tendency could be explained by the ploughing force which increases for high cutting edge radius; this raises the plastic deformation remaining on the machined subsurface layer. In addition to the ploughing phenomenon generated by high cutting edge radius, the increase of the subsurface hardness accompanying this phenomenon may also contribute to the increase of cutting forces as seen previously during wear tests in Fig. 4 (section 3.1.1). It is also interesting to note that local cutting parameters affect strongly the subsurface hardness and the hardened layer thickness  $h_w$ . Indeed, it could be seen from Fig. 16 that the edge [B"C"] generated by the 2 brushing pass and the edge [O"A"] generated by 1 pass of brushing have a similar level of cutting edge radius. However, a large gap in subsurface (91 HK 0.05) hardness and hardened layer thickness (142  $\mu\text{m}$ ) is noticeable due to the difference of local cutting parameters between the two edges. In fact, the chisel edge [O"A"] contains a negative rake and clearance angle compared to the edge [B"C"] which contains a positive rake angle.

Additionally, the variation of local cutting velocity along the cutting contributes also to increase the gap of strain hardening between two edges. In other words, the local cutting velocity is almost null for the edge [O''A''] (drill center) leading to high cutting mechanical load and consequently a high level of strain hardening in comparison to the edge [B''C''] where the local cutting velocity reaches its maximum.

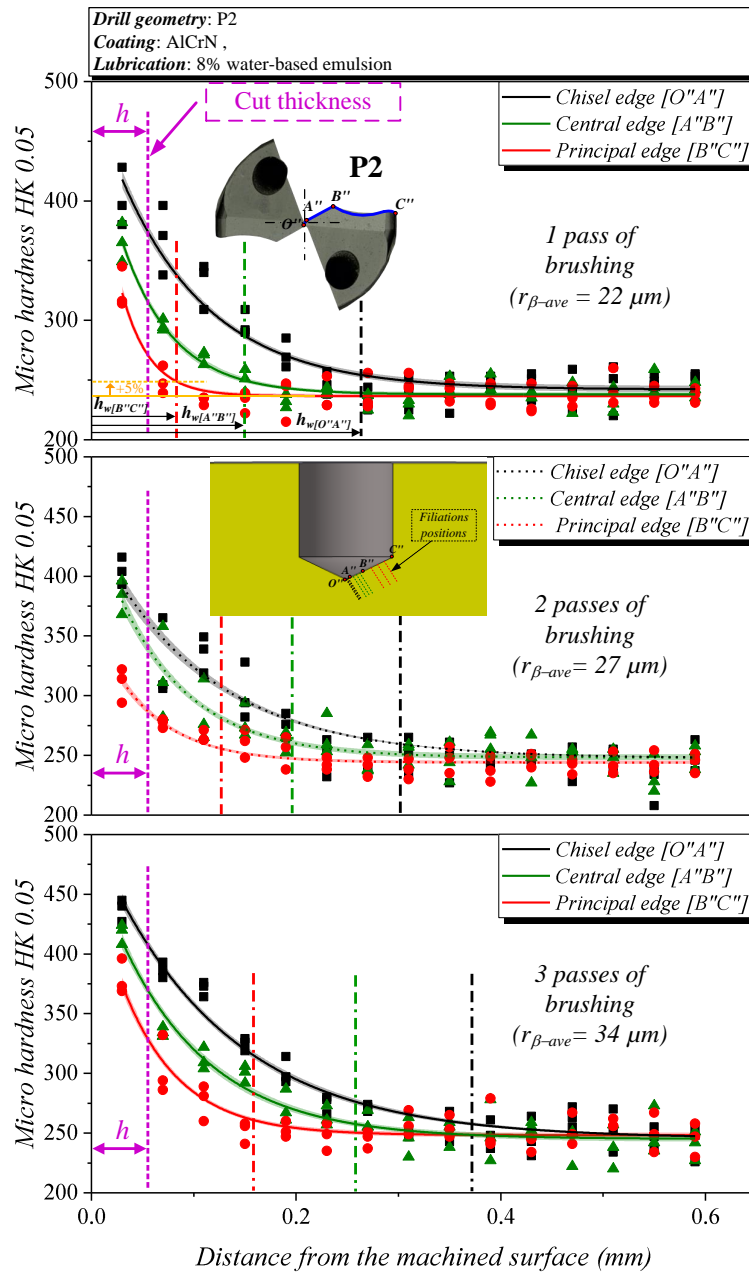


Fig. 95 Influence of the cutting radius on the evolution of the strain hardening along the cutting edge - -  $N = 3308 \text{ rpm}$ ,  
 $f_z = 0.06 \text{ mm/rev/th}$

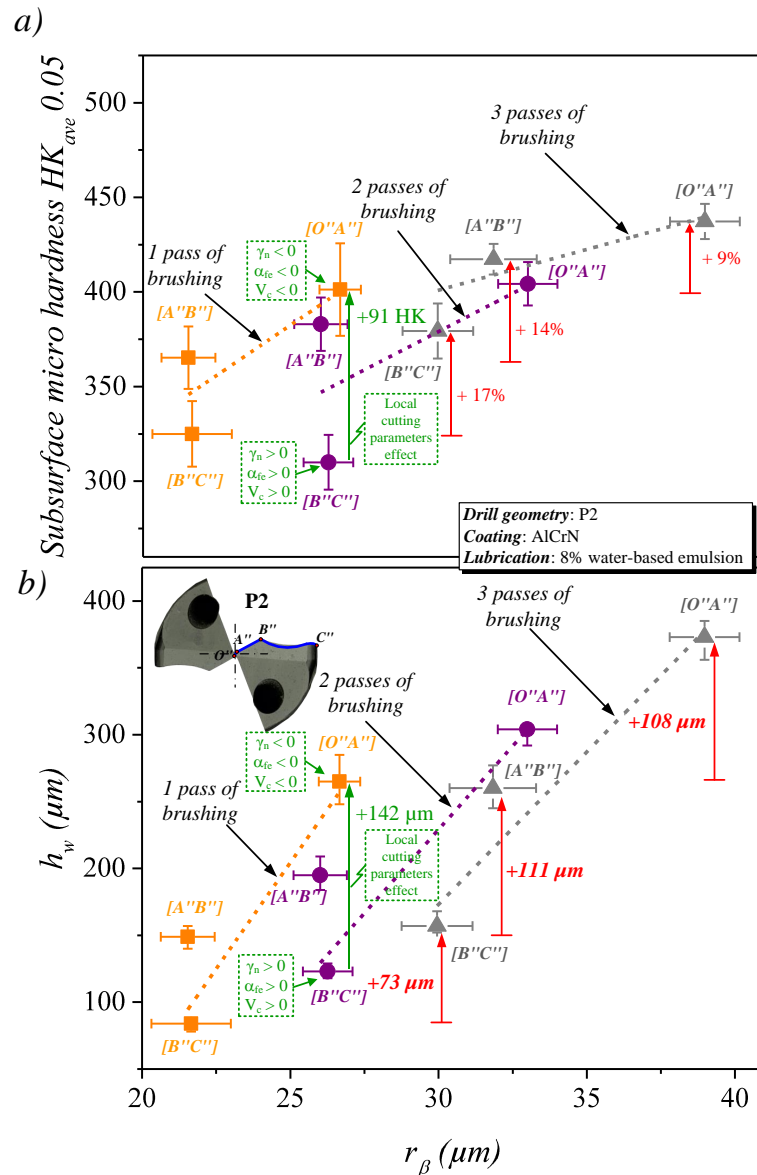


Fig. 106 Influence of the cutting edge radius on (a) the averaged hardness of the machined subsurface and (b) the evolution of strain hardened layer thickness along the cutting edge

#### 4.2. Influence of the coating materials

The influence of two coating types, AlCrN and TiAlSiN (Fig. 17), on the evolution of the hardened layer is also investigated. TiAlN coating is not studied here because of its poor wear resistance as seen previously in the subsection 3.7. Fig. 18 shows the effect of the coating material on the strain hardening evolution while Fig. 19 (a) and Fig. 19 (b) illustrate respectively the effect of the coating material on the hardened layer thickness and the surface hardness induced by each defined zone on the cutting edge. Results show a slight decrease of the hardened layer thickness  $h_w$  when TiAlSiN coating is applied instead of AlCrN. This observation may be attributed to the roughness of the coating on the cutting edge as illustrated in Fig. 17 that affects the friction conditions between the tool and the workpiece as well as the chip formation. Indeed, AlCrN coating has a rougher surface characterized by a  $R_a = 0.57 \mu\text{m}$

compared to the TiAlSiN coating with  $R_a = 0.16 \mu\text{m}$ . For the edge [O''A''], it should be noticed that the difference of the cutting edge radius ( $5 \mu\text{m}$ ) between the two coated drills has also contributed to decrease the hardened layer thickness for AlCrN coating; this last statement explains the large gap of  $-73 \mu\text{m}$  observed between the two studied coatings for the edge [O''A'']. Fig. 19 (a) further indicates that drilling of HRASS with TiAlSiN coating generates an increase up to 14% of the subsurface hardness in the close vicinity of the machined surface ( $\sim 30 \mu\text{m}$ ) along the cutting edge in comparison to the AlCrN coating.

In correspondence with the wear tests performed, it has been shown previously in section 3.3 that drilling with TiAlSiN coating allows reducing both the cutting forces and the flank wear. From this observation, it could be concluded that increasing the subsurface hardness may enhance the machinability of HRASS [25]. In fact, increasing the subsurface hardness may reduce the adhesion caused by the austenitic phase of the work material and the built-up edge which causes chipping and poor edge retention.

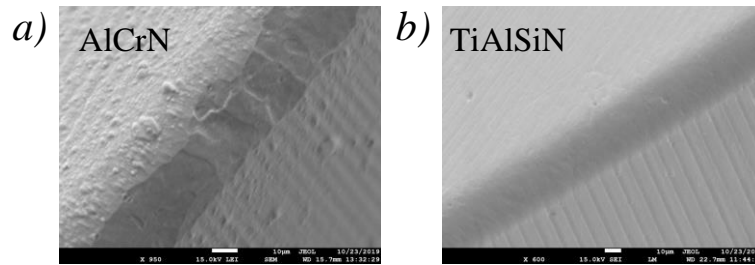


Fig. 117. SEM images comparing the roughness of (a) AlCrN and (b) TiAlSiN on the edge [A''B''] before QST drilling test

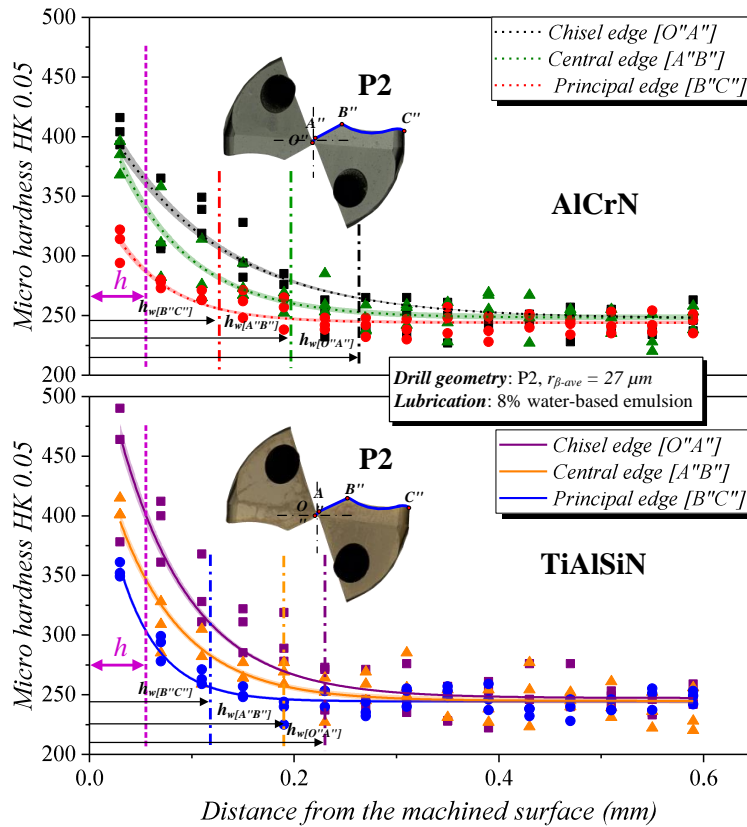


Fig. 128 Coating effect on the strain hardening evolution along the cutting edge - -  $N = 3308 \text{ rpm}$ ,  $f_z = 0.06 \text{ mm/rev/th}$

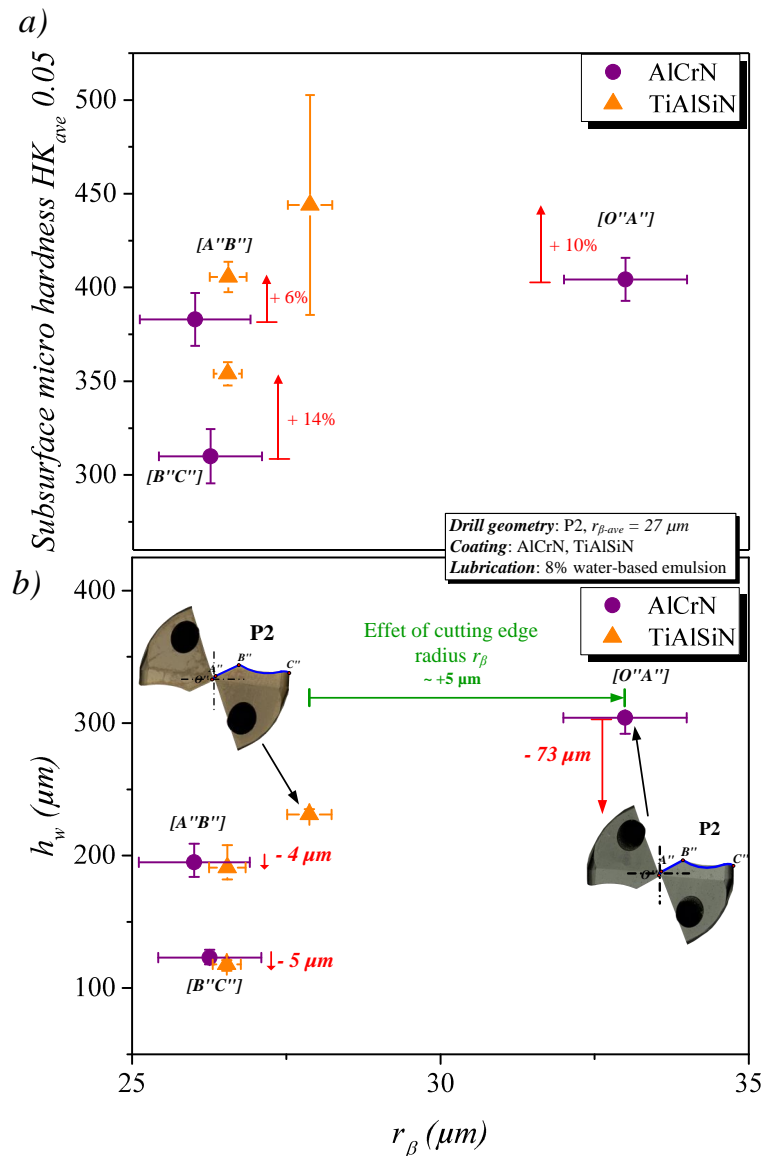


Fig. 139 Influence of the coating material on (a) the averaged hardness of the machined subsurface, and (b) the evolution of strain hardened layer thickness along the cutting edge

### 4.3. Influence of the cutting fluid type

The influence of the cutting fluids on the evolution of hardened layer along the cutting edge is also investigated. Two cutting fluids are tested: straight oil VALONA type MS 7009 HC with kinematic viscosity of  $9 \text{ m}^2/\text{s}$  and water-based emulsion from Blaser at 8%. In order to avoid any wear influence a new WC-Co twist drill is used for each cutting fluid. It should be noticed that the two drills have an identical characteristics: cutting edge profile P2, cutting edge radius about  $27 \mu\text{m}$ , and TiAlSiN coating. As before, Fig. shows the evolution of the strain hardening and the hardened layer thickness along the cutting edge for each cutting fluid while Fig. 141 (a) and Fig. 141 (b) illustrate respectively the effect of cutting fluid type on the evolution of the subsurface hardness and the hardened layer. Results indicate that straight oil induce a slight decrease of the hardened layer thickness  $h_w$  (up to  $-29 \mu\text{m}$  along the cutting

edge) compared to the soluble oil. This could be attributed to the friction at the hole-bottom since the straight oil reduces the friction at the tool/workpiece interface compared to the water-based emulsion which consequently decreases in the same manner the plastic deformation at the hole-bottom. It is interesting to note that the cutting edge radius between the two drills are different and may contribute to the gap in  $h_w$  observed between the two studied cutting fluids. Indeed, the drill used for water-based oil have  $r_\beta$  slightly larger than the one used for the straight oil tests; the difference in cutting edge radius (1<sup>st</sup> order influence) could hide the influence of the cutting fluid which is a second order parameter when focusing on the workpiece strain hardening. Concerning the subsurface hardness, the cutting fluid type doesn't exhibit any significant effect as can be seen in Fig. 141 (a).

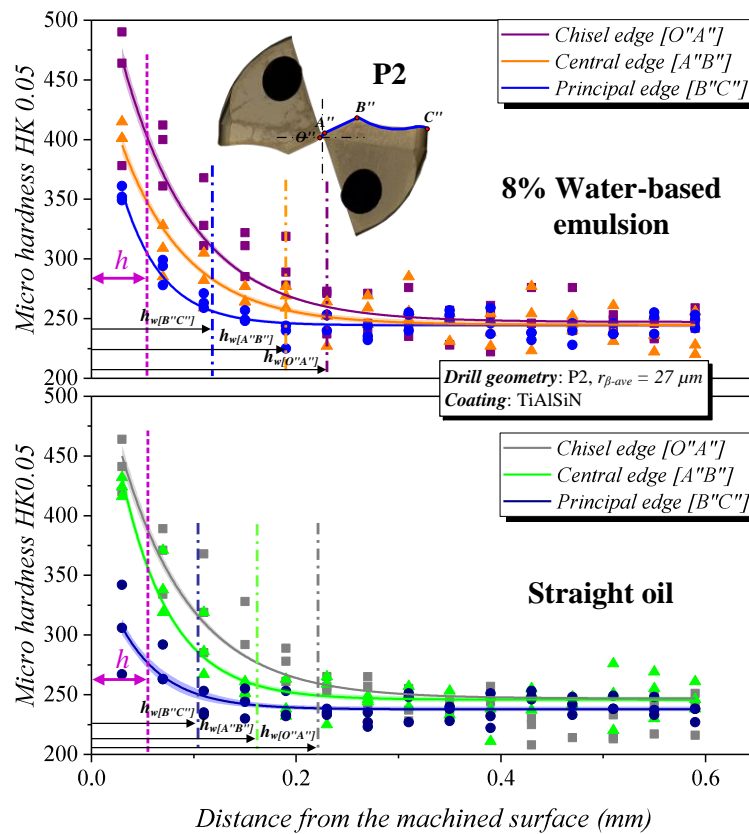


Fig. 20 Effect of lubrication on the strain hardening evolution along the cutting edge -  $N = 3308$  rpm,  $f_z = 0.06$  mm/rev/th



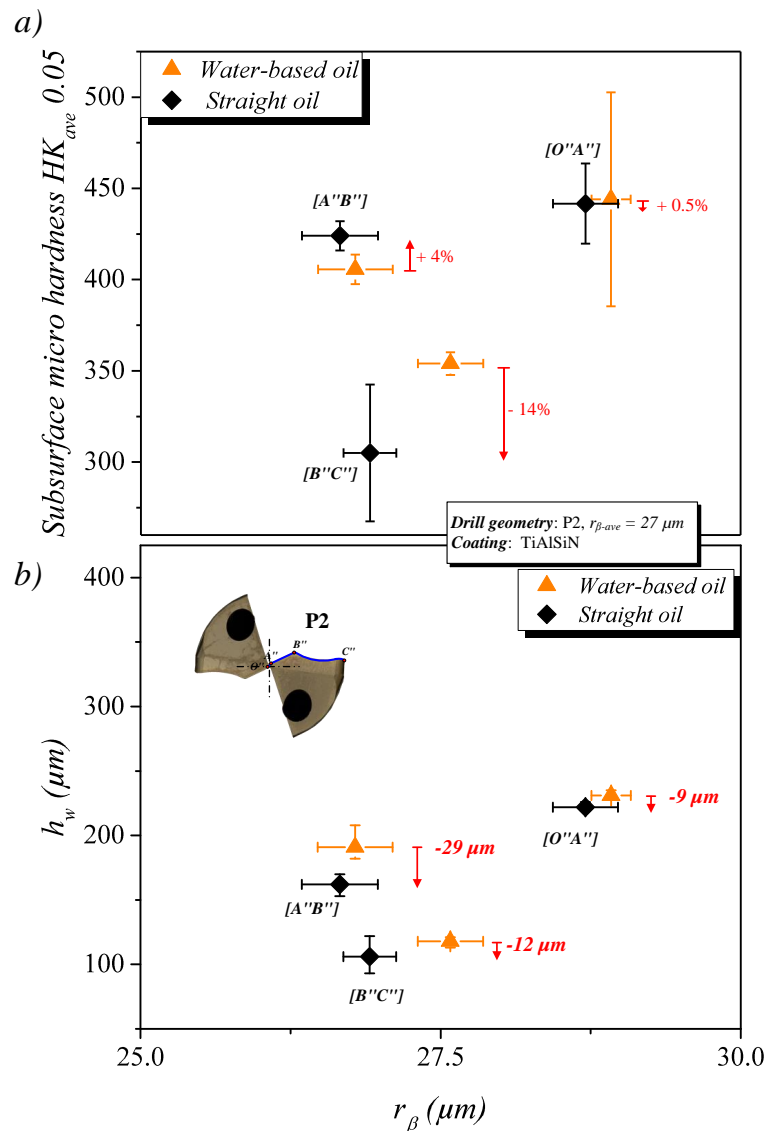


Fig. 14 Influence of the cutting fluid nature on (a) the averaged hardness of the machined subsurface, and (b) the evolution of strain hardened layer thickness along the cutting edge

## 5. Conclusion

To optimize the cutting geometry for drilling of HRASS, two major axes have been investigated: the cutting edge preparation and the strain hardening of the work material. Different levels of cutting edges radius have been prepared using a brushing process. One of the main outcomes is that the tool life is very sensitive to the cutting edge radius; increasing the edge radius reduces the tool life by increasing the cutting forces. Additionally, in-situ analysis of chips evacuation using tomography show that high cutting edge radius induces large jamming of chip in the flutes leading to high cutting forces, especially the torque  $M_c$ , and consequently to the premature drill breakage.

This study also shows that the coating has a pronounced effect not only on cutting forces and tool wear but also on the subsurface hardness when drilling HRASS. Indeed, TiAlSiN coating possesses high abrasion resistance and good adherence to substrate material compared to AlCrN and TiAlN coatings.

For what concerns the cutting tool profile effect, global cutting forces have been analyzed as well as the flank wear  $Vb_{max}$ . Then local cutting forces have also been analyzed and correlated with local rake angle  $\gamma_n$  of each studied drills. On one hand, it is concluded that the concave geometry of the principal edge [B''C''] for drills P1 and P2 allows reducing the cutting forces compared to the drill geometry P0. On the other hand, as the flank wear is maximal at the drill extremities, due to the cutting velocity variation along the main cutting edge, using a small radius at drill corners can mitigate the flank and provide more geometrical stability when drilling of HRASS.

Concerning the strain hardening of the work material generated by multi-pass of the cutting edges, the effect of the cutting edge radius, the coating materials and the cutting fluid on both the hardened layer thickness and the subsurface hardness is also investigated. From that part of the study arises that the cutting edge radius affects strongly the strain hardening. In particular, high level of cutting edge radius tends to plough the work material and consecutively generates a large plastic deformation in the cutting zone. Further, the strain hardening exhibits also a clear sensitivity to local cutting parameters along the cutting edge.

Regarding the coating type effect, the strain hardened layer is not very sensitive to it while the subsurface hardness exhibits a clear sensitivity to the coating materials. Indeed, TiAlSiN induces an increase of the subsurface hardness in comparison to AlCrN. This may enhance the machinability in drilling of HRASS, or equivalent material, as seen during the wear tests in section 3.3 when drilling with TiAlSiN and confirmed as well by Astakhov in chapter 1 of [25].

Finally, strain hardening is little sensitive to the cutting fluid type. For the hardened layer thickness, a small decrease is observed when using straight oil instead of water-based emulsion. This trend is principally attributed to both the difference of cutting edge radius between the two drills used and the friction reduction at the interface between the tool and the workpiece.

To resume, even if the coating and the cutting fluid types have an effect on the strain hardening evolution, the cutting edge radius remains by far the main parameter investigated driving the hardening, the cutting forces and thus the tool life.

### **Acknowledgement**

The authors wish to place their sincere thanks for Patrick Blandenet from Saint Jean Tooling Company, for his financial support given throughout the realization of this project. A special thanks to Véronique Bouvier from Saint Jean Industries and all collaborators from Saint Jean Tooling for their guidance and technical supports. The authors acknowledge the highly technical support of Denis Lagadrillère from AMVALOR for the SEM images and analysis.

## 6. References

- [1] G. Krolczyk, S. Legutko, P. Nieslony, and M. Gajek, "Study of the surface integrity microhardness of austenitic stainless steel after turning," *Teh. Vjesn.*, vol. 21, no. 6, pp. 1307–1311, 2014.
- [2] R. Heiler, R. P. Zeilmann, G. Estel, T. Kauer, and M. Köller, "Drilling in heat resistant cast stainless steel din 1.4848 for turbocharger housings."
- [3] H. Roland, Z. R. Panosso, E. Göran, and C. Oliver, "Threading in heat resistant cast stainless steel din 1. 4848 for turbocharger housings," *Вестник МГСУ*, no. 12, 2013, Accessed: Feb. 22, 2017. [Online]. Available: <http://cyberleninka.ru/article/n/threading-in-heat-resistant-cast-stainless-steel-din-1-4848-for-turbocharger-housings>.
- [4] R. Arif, G. Fromentin, F. Rossi, and B. Marcon, "Investigations on strain hardening during cutting of heat resistant austenitic stainless steel," *ASME J Manuf Sci Eng*, Mar. 2020, doi: 10.1115/1.4046612.
- [5] S. Dolinšek, "Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 133, no. 1–2, pp. 63–70, Feb. 2003, doi: 10.1016/S0924-0136(02)00245-5.
- [6] H. Y. Yi, F. K. Yan, N. R. Tao, and K. Lu, "Work hardening behavior of nanotwinned austenitic grains in a metastable austenitic stainless steel," *Scr. Mater.*, vol. 114, pp. 133–136, Mar. 2016, doi: 10.1016/j.scriptamat.2015.12.021.
- [7] R. M'Saoubi and H. Chandrasekaran, "Role of phase and grain size on chip formation and material work hardening during machining of single and dual phase steels," *Ironmak. Steelmak.*, vol. 31, no. 3, pp. 258–264, Jun. 2004, doi: 10.1179/030192304225012141.
- [8] W. Koehler, "Analysis of the High Performance Drilling Process: Influence of Shape and Profile of the Cutting Edge of Twist Drills," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 130, no. 5, p. 51001, 2008, doi: 10.1115/1.2951932.
- [9] A. Z. Sultan, S. Sharif, and D. Kurniawan, *Procedia Manuf.*, vol. 2, pp. 202–207, Jan. 2015, doi: 10.1016/j.promfg.2015.07.035.
- [10] M. Routio and M. Säynätjoki, "Tool wear and failure in the drilling of stainless steel," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 52, no. 1, pp. 35–43, May 1995, doi: 10.1016/0924-0136(94)01441-3.
- [11] G. Krolczyk, S. Legutko, and A. Stoić, "Influence of cutting parameters and conditions onto surface hardness of Duplex Stainless Steel after turning process," *Teh. Vjesn.*, vol. 20, no. 6, pp. 1077, 1077–1080, 1080, Dec. 2013.
- [12] R. K. Singh et al., "Effect of multi-walled carbon nanotubes based nanofluid on surface roughness and cutting temperature in turning operation using minimum quantity lubrication," in *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2018, vol. 377, p. 12017.
- [13] R. Arif, G. Fromentin, F. Rossi, and B. Marcon, "Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat-resistant austenitic stainless steel," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, pp. 1–12, 2019.
- [14] C. Bonnet, B. Benmohammed, G. Poulachon, J. Rech, and Y. Girard, "CFRP drilling model: fiber orientation influence on mechanical load and delamination," in *Advanced Materials Research*, 2011, vol. 223, pp. 111–121.
- [15] A. Poutord, F. Rossi, G. Poulachon, R. M'Saoubi, and G. Abrivard, "Study of the local forces along a cutting edge when drilling Ti6Al4V - comparison of methods," *Int. J. Mach. Mach. Mater.*, vol. 18, no. 5–6, pp. 621–633, Jan. 2016, doi: 10.1504/IJMMM.2016.078976.
- [16] C. Claudin, G. Poulachon, and M. Lambertin, "Correlation between drill geometry and mechanical forces in mql conditions," *Mach. Sci. Technol.*, vol. 12, no. 1, pp. 133–144, Mar. 2008, doi: 10.1080/10910340801918275.
- [17] B. Denkena and D. Biermann, "Cutting edge geometries," *CIRP Ann.*, vol. 63, no. 2, pp. 631–653, Jan. 2014, doi: 10.1016/j.cirp.2014.05.009.
- [18] D. Biermann, M. Wolf, and R. Afsmuth, "Cutting Edge Preparation to Enhance the Performance of Single Lip Deep Hole Drills," *Procedia CIRP*, vol. 1, pp. 172–177, Jan. 2012, doi: 10.1016/j.procir.2012.04.030.
- [19] A. Attanasio, F. Faini, and J. C. Outeiro, "FEM Simulation of Tool Wear in Drilling," *Procedia CIRP*, vol. 58, pp. 440–444, Jan. 2017, doi: 10.1016/j.procir.2017.03.249.

- [20] A. B. Junior, A. E. Diniz, and F. Teixeira Filho, "Tool wear and tool life in end milling of 15–5 PH stainless steel under different cooling and lubrication conditions," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 43, no. 7–8, p. 756, 2009.
- [21] A. E. Diniz, Á. R. Machado, and J. G. Corrêa, "Tool wear mechanisms in the machining of steels and stainless steels," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 87, no. 9–12, pp. 3157–3168, Dec. 2016, doi: 10.1007/s00170-016-8704-3.
- [22] A. K. Tieu, X. D. Fang, and D. Zhang, "FE analysis of cutting tool temperature field with adhering layer formation," *Wear*, vol. 214, no. 2, pp. 252–258, Feb. 1998, doi: 10.1016/S0043-1648(97)00250-0.
- [23] Sandvik A, "Modern metal cutting, 1st edn. Sandvik Coromant Technical Editorial Department : Tofters Tryckeri, Sweden." 1994.
- [24] B. J. Griffiths, "White Layer Formations at Machined Surfaces and Their Relationship to White Layer Formations at Worn Surfaces," *J. Tribol.*, vol. 107, no. 2, pp. 165–171, Apr. 1985, doi: 10.1115/1.3261015.
- [25] J. P. Davim, *Machinability of Advanced Materials*. John Wiley & Sons Incorporated, 2014.

### 4.3. Analyses complémentaires

Dans l'article présenté dans le chapitre 4, il a été mis en évidence un problème de bourrage de copeaux dans les goujures pouvant engendrer une casse prématurée des forets (expérimentations réalisées au LaBoMaP). Aussi, d'autres analyses tomographiques ont été effectuées sur un foret cassé dans un corps de turbocompresseurs provenant de l'usine de Saint Jean Industries à Harol, comme le montre la FIGURE 4-1, pour constater si le même bourrage de copeaux se produit en contexte industriel.

La tomographie (FIGURE 4-2 (a)) montre que cette casse de foret pourrait ne pas être seulement due à un léger bourrage de copeaux se produisant dans la goujure 1 mais qu'elle pourrait également être facilitée par la présence d'une inclusion dans le carbure du foret. La FIGURE 4-2 (b) semble montrer que cette inclusion est la source d'une fissuration qui s'est propagée dans le foret.

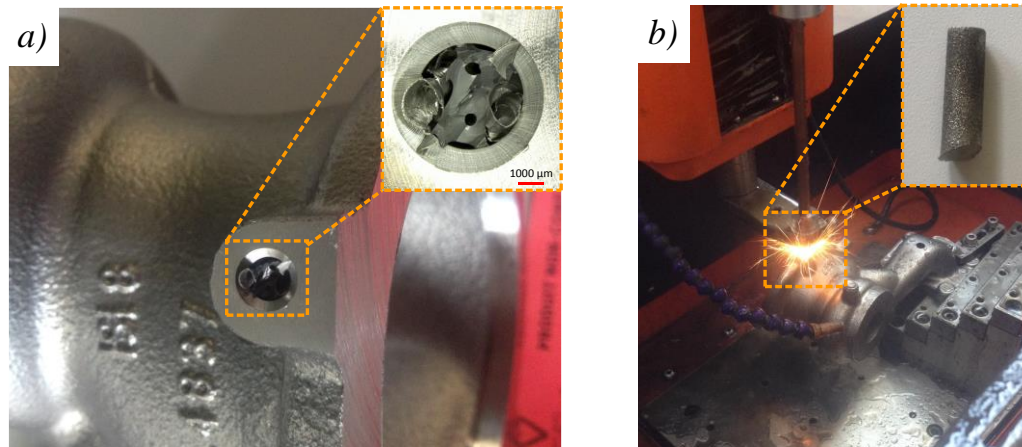


FIGURE 4-1 Foret cassé dans un corps de turbocompresseur (a) carottage par électroérosion à fil (b)

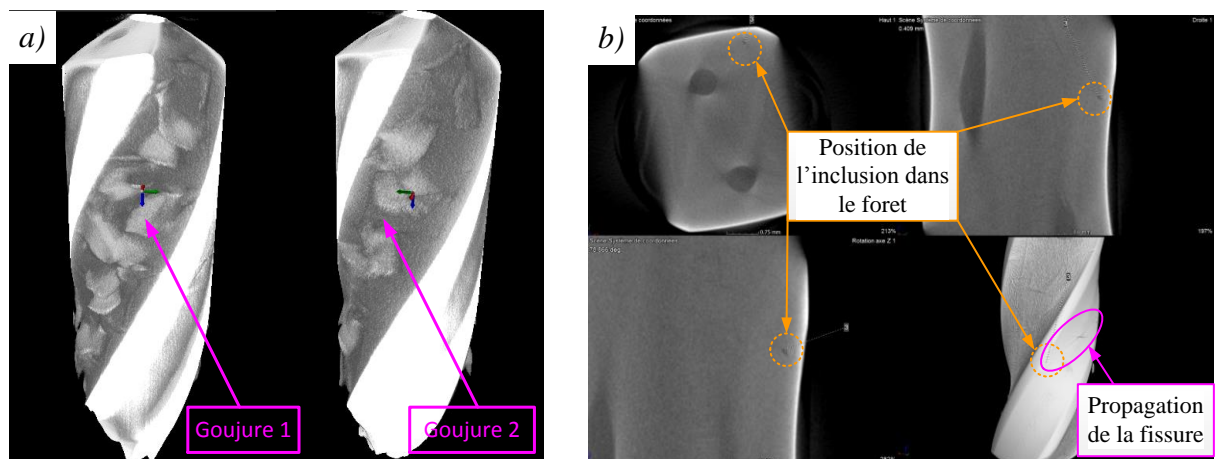


FIGURE 4-2 Images obtenues par tomographie : copeaux dans les goujures du foret (a), inclusion dans la matière du foret

Des observations supplémentaires ont été effectuées au MEB afin de s'assurer de la nature chimique de l'inclusion détectée par tomographie. Pour ce faire, d'abord le foret a été extrait soigneusement de la pièce à l'aide d'une mini-disqueuse. Ensuite, les fragments du foret ont été observés MEB mais l'inclusion noyée dans la matière n'a pas été retrouvée.

En observant un autre facies de rupture du foret au MEB, on peut voir la présence d'une entaille (d'environ 200 microns) dans un canal de lubrification à partir de laquelle rayonne la fracture du foret comme l'illustre la FIGURE 4-3 (a). L'analyse chimique par EDS montre que ce canal de lubrification présente une forte concentration de cobalt (quasiment pur) sur toute sa surface (FIGURE 4-3 (b)). Cette couche de cobalt se retrouve sur toute la surface de l'entaille, permettant d'attester que l'entaille est antérieure à la casse et probablement aussi au frittage du barreau outil.

Toutes ces analyses demandent d'être reproduites sur d'autres casses de foret pour s'assurer de la récurrence de ces problèmes dans la composition des barreaux de carbure et la conformité géométrique des canaux d'arrosage pour conclure sur les raisons des casses prématurées en usine.

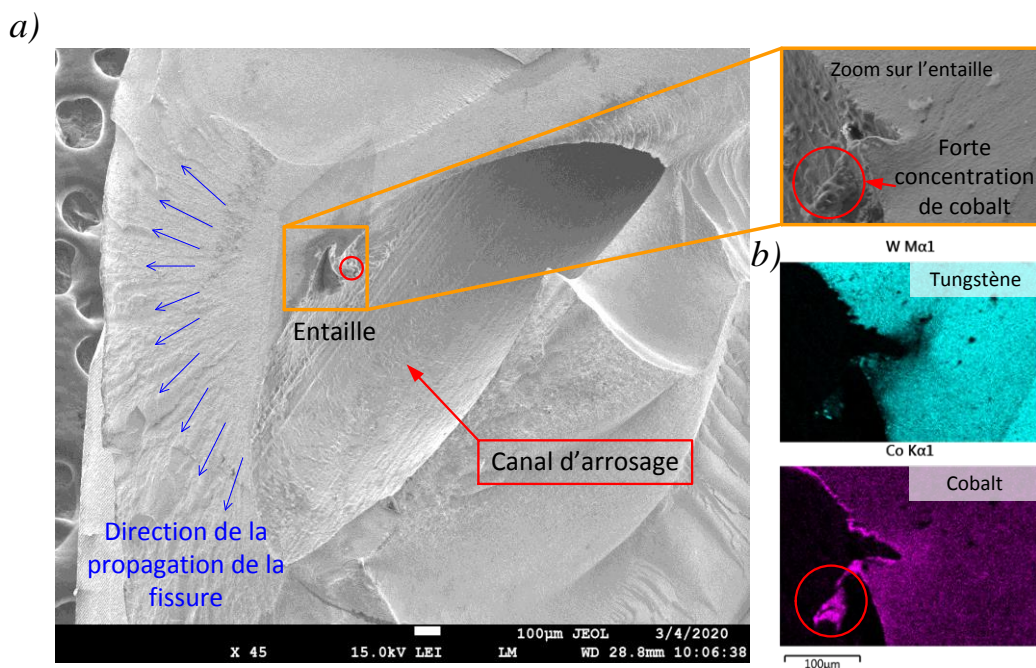


FIGURE 4-3 Position de l'entaille dans un canal d'arrosage (a) cartographie chimique autour de l'entaille (b)

#### 4.4. Synthèse

Ce dernier chapitre a pour objectif de proposer une nouvelle géométrie de coupe pour le perçage des corps de turbocompresseurs en AIAR en se basant sur l'effet des paramètres de coupe sur l'évolution des efforts de coupe, l'usure en dépouille et l'écrouissage généré pendant le perçage. D'abord, l'influence des paramètres géométriques du foret (l'acuité d'arête  $r_\beta$ , le profil de l'arête de coupe et le revêtement) sur les efforts de coupe et sur l'évolution de l'usure en dépouille a été investiguée lors des essais d'usure. Dans ce contexte, les résultats ont montré que la durée de vie des forets lors du perçage de l'AIAR est très sensible à l'évolution de  $r_\beta$ . Une faible acuité d'arête (avec un rayon de quelques dizaines de microns) génère une augmentation de l'effort d'avance et du couple et peut conduire à des casses brutales des forets. L'analyse in-situ de l'évacuation des copeaux par tomographie a démontré que la casse est due à un bourrage copeau dans les goujures des forets cassés. En effet, un rayonnage léger (honing,  $r_\beta = 34 \mu\text{m}$ ) d'arête génère une épaisseur de copeau importante et par conséquent une évacuation plus difficile pouvant aboutir au bourrage.

L'étude sur la géométrie des profils de l'arête de coupe a dévoilé que l'utilisation d'une arête concave pour l'arête centrale/extérieure du foret diminue les efforts de coupe. Ensuite, l'ajout d'un renfort des becs (chanfrein ou rayon) permet d'atténuer l'usure en dépouille  $Vb_{max}$  lors du perçage de l'AIAR. Toutefois, une légère augmentation des efforts de coupe est notable.

En ce qui concerne le revêtement, l'évolution des efforts de coupe lors du perçage de l'AIAR est très sensible au revêtement. En effet, l'utilisation de TiAlSiN induit des niveaux d'efforts plus faibles comparés à ceux générés par les revêtements AlCrN et TiAlN. Cette tendance impacte par conséquent le comportement de l'usure en dépouille. En particulier, une faible évolution d'usure en dépouille est observée pour les forets avec ce revêtement (Fig. 10 et Fig. 11 de l'article JMP).

Afin d'étudier l'influence des paramètres investigués dans les essais d'usure sur l'évolution de l'écrouissage et son effet sur l'usure, des essais de coupe brutalement interrompue sont réalisés. Les résultats ont montré que l'évolution de l'écrouissage en fond de trou est sensible à l'augmentation de l'acuité d'arête (paramètre de premier ordre). En effet, une grande acuité d'arête augmente la dureté de la couche écrouie et génère une couche écrouie plus profonde. Cette tendance peut contribuer à l'augmentation des efforts de coupe observée pour les forets avec un grand  $r_\beta$ .

En outre, l'effet du revêtement (paramètre de deuxième ordre) a montré aussi une tendance significative sur la dureté en surface de la couche écrouie sans en affecter l'épaisseur. En particulier, le revêtement TiAlSiN augmente la dureté de la couche écrouie et génère une faible diminution de l'épaisseur de la couche en comparaison avec le revêtement AlCrN.

En corrélation avec les essais d'usure, il a été montré précédemment que le perçage avec le revêtement TiAlSiN permet de réduire à la fois les efforts de coupe et l'usure en dépouille. De cette observation, il pourrait être conclu que l'augmentation de la dureté en surface avec

des outils revêtus en TiAlSiN peut améliorer l'usinabilité en perçage de l'AIAR. L'augmentation de la dureté en surface lors du perçage de ce type de matériaux ductiles peut réduire l'adhérence causée par la phase austénitique du matériau et réduire la tendance à former de l'arête rapportée qui provoquerait l'écaillage de l'arête de coupe ou de l'usure par adhésion.

Enfin, l'étude de l'influence du type de fluide coupe (paramètre de troisième ordre) sur l'écaillage n'a dévoilé aucun effet significatif sur la dureté de la couche écrouie. Cependant, une faible diminution de la profondeur de la couche écrouie est notable lors de l'utilisation de l'huile entière au lieu de l'huile soluble. Cette tendance peut trouver son origine dans la réduction du coefficient de frottement à l'interface outil/pièce.

Pour résumer, ce chapitre avait pour objectif de corréler l'évolution du cumul de l'écaillage généré au fond du trou percé avec celle des efforts de coupe et de la durée de vie afin d'analyser l'influence de l'écaillage de la phase austénitique sur l'usinabilité de l'AIAR. Les résultats obtenus dans ce chapitre ont permis de démontrer que l'augmentation de la dureté en surface améliorerait légèrement l'usinabilité de l'AIAR. Malgré les expérimentations approfondies réalisées, il est nécessaire de conduire d'autres caractérisations expérimentales dans des configurations de coupe élémentaire afin de pouvoir tirer au clair cette tendance.



## **5. Conclusions générales et perspectives**

### **5.1. Résultats globaux**

L'utilisation des Aciers Inoxydables Austénitiques Réfractaires (AIAR) est répandue dans l'industrie automobile, notamment pour des pièces mécaniques requérant une résistance mécanique importante à des températures de fonctionnement relativement élevées. L'usinabilité de ces nuances d'aciers inoxydables n'a été que peu étudiée auparavant et présente aujourd'hui un problème important pour les industriels en particulier pour les opérations intérieures comme le perçage. L'étude développée dans ce projet s'inscrit dans une démarche d'amélioration de la production des corps de turbocompresseurs fabriqués en AIAR. L'objectif industriel vise à augmenter la durée de vie des outils et réduire les casses aléatoires des forets. Dans cette optique, plusieurs axes sont étudiés : les géométries et revêtements d'outils, l'analyse des efforts de coupe globaux et locaux pendant le perçage de l'AIAR et l'étude du phénomène de l'érouissage lors de la coupe de l'AIAR.

Les caractérisations en perçage se sont déclinées en deux principaux volets. Dans un premier temps, une étude expérimentale approfondie visant à analyser les efforts de coupe pendant le perçage de l'AIAR. Cette recherche a mis au clair l'origine des pics apparaissant sur l'effort d'avance  $F_f$  et le couple  $M_c$  pendant le régime transitoire du perçage. L'analyse de la formation du premier copeau dans le régime transitoire a montré une difficulté d'écoulement du copeau intimement liée à la fois au comportement ductile des aciers inoxydables austénitiques, à la géométrie de coupe locale et de la goujure des forets à 3 dents. Dans un second temps, une étude des efforts de coupe locaux en perçage est réalisée à partir d'une décomposition des efforts de coupe globaux suivant deux méthodes : décomposition pendant l'enfoncement de la pointe et décomposition physique. L'objectif étant de corréliser la répartition des efforts de coupe locaux avec l'évolution de la géométrie de coupe locale le long de l'arête de coupe, ainsi que d'analyser différentes géométries de foret.

D'autres investigations ont été réalisées dans le but d'analyser l'érouissage et son effet sur le processus de la coupe de l'AIAR. En particulier, des analyses en coupe brutalement interrompue en perçage ont servi pour étudier l'évolution de la couche érouie générée par le passage multiple des arêtes de coupe du foret. Dans ce contexte, l'évolution de la couche érouie cumulée induite par le passage successif des arêtes de coupe est corrélée avec celle de la géométrie de coupe locale. Cette première étude a montré que la couche érouie générée est deux à trois fois plus grande que l'épaisseur coupée. Pour autant, d'autres caractérisations complémentaires en coupe orthogonale (en rabotage) instrumenté avec une caméra rapide ont été conduites afin d'étudier d'avantage le cumul de la couche déformée. La contribution de chaque passe d'outil sur l'évolution de couche déformée est étudiée et la déformation plastique incrémentale est identifiée par corrélation d'images numériques. Il a été démontré que les passes précédentes participent à 16% de l'évolution de la couche déformée comparé à la passe courante.

Le dernier chapitre englobe une étude paramétrique portant sur l'effet des paramètres de coupe sur la durée de vie du foret à savoir : l'acuité d'arête, le profil de l'arête de coupe, le

revêtement et la nature du fluide de coupe. Deux critères d'évaluation sont utilisés : évolution des efforts de coupe globaux  $F_f$  et  $M_c$  et évolution de l'usure en dépouille  $Vb_{max}$ . De plus, des analyses tomographiques ont été réalisées pour observer in-situ l'évacuation des copeaux dans les goujures des forets cassés et l'état d'usure des arêtes de coupe afin de pouvoir remonter à l'origine de la casse. Finalement, les effets de l'acuité d'arête, du revêtement et de la nature du fluide de coupe sur l'évolution de la dureté en surface et de l'épaisseur de la couche écrouie sont investigués en coupe brusquement interrompue (QST) et corrélés avec les efforts de coupe et l'usure. Ainsi, il a été démontré que l'augmentation de la dureté en surface pourrait améliorer l'usinabilité des aciers austénitiques comme l'AIAR étudié.

Par ailleurs, les apports méthodologiques de ces travaux de thèse sont :

- L'analyse de la formation du premier copeau pour caractériser le régime transitoire du perçage,
- L'instrumentation et la caractérisation du QST en perçage pour une analyse fiable et robuste de la couche écrouie cumulée,
- L'observation in-situ par tomographie de l'évacuation des copeaux dans les goujures du foret et de la santé matière des outils cassés,
- Le développement d'une nouvelle méthode expérimentale pour analyser le cumul de l'écrouissage en coupe orthogonale par identification de la déformation plastique incrémentale calculée par corrélation d'images numériques.

## **5.2. Perspectives**

Suite aux nombreuses pistes explorées lors de ces travaux de recherche, plusieurs perspectives sont proposées.

Afin de mieux comprendre les spécificités de la coupe de l'AIAR, il serait intéressant de réfléchir à des configurations expérimentales élémentaires pour étudier finement l'usinabilité (efforts de coupe et usure) d'un matériau préalablement écroui.

Il est encore possible d'améliorer la durée de vie des forets en travaillant sur la géométrie d'outil et il semble intéressant d'étudier l'efficacité de l'huile entière sur l'évolution des efforts de coupe globaux et l'usure des forets.

Ensuite, d'autres analyses tomographiques doivent être réalisés sur les barreaux de carbures utilisés pour la fabrication des forets, afin de s'assurer de la santé matière du carbure utilisé. En effet, la présence d'inclusions dans ces barreaux pourrait être l'origine de l'initiation de fissure et donc de la casse des outils.

Enfin, la mise au point d'un système de monitoring pour la surveillance du perçage serait utile afin de l'interrompre en cas de casse du foret, et donc éviter les ruptures des outils suivants. Ce dernier axe est un besoin fort de l'industriel pour la maîtrise de son process.

## 6. Références globales

- [Abou-El-Hossein et al., 2005] Abou-El-Hossein K.A., Yahya Z. (2005) High-speed end-milling of AISI 304 stainless steels using new geometrically developed carbide inserts. *J. Mater. Process. Technol.*, AMPT/AMME05 162–163, 596–602.
- [Arif et al., 2018] Arif R., Fromentin G., Rossi F., Marcon B., Blandenet P. (2018) Mechanical study in drilling of heat resistant austenitic stainless steel. *Procedia CIRP*, 8th CIRP Conference on High Performance Cutting (HPC 2018) 77, 425–428.
- [Arif et al., 2019] Arif R., Fromentin G., Rossi F., Marcon B. (2019) Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat-resistant austenitic stainless steel. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 1–12.
- [Arif et al., 2020] Arif R., Fromentin G., Rossi F., and Marcon B (2020) Investigations on strain hardening during cutting of heat resistant austenitic stainless steel. *ASME J Manuf Sci Eng.* doi: 10.1115/1.4046612.
- [Astakhov et al., 2004] Astakhov V.P., Shvets S. (2004) The assessment of plastic deformation in metal cutting. *J. Mater. Process. Technol.* 146, 193–202.
- [Attanasio et al., 2017] Attanasio A., Faini F., Outeiro J.C. (2017) FEM Simulation of Tool Wear in Drilling. *Procedia CIRP*, 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (16th CIRP CMMO) 58, 440–444.
- [Bailey, 1974] Bailey J.A. (1974) On surface damage during machining of AISI 4340 STEEL. *Wear* 27, 161–173.
- [Baizeau et al., 2015] 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. *Procedia CIRP* 31, 166–171.
- [Baizeau et al., 2016; a] Baizeau T., Campocasso S., Rossi F., Poulachon G., Hild F. (2016) Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis. *J. Mater. Process. Technol.* 238, 466–473.
- [Baizeau et al., 2016; b] Baizeau T., Rossi F., Poulachon G., Outeiro J.C. (2016) Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model. *CIRP Ann.* 65, 81–84.
- [Bakkal et al., 2005] Bakkal M., Shih A.J., McSpadden S.B., Liu C.T., Scattergood R.O. (2005) Light emission, chip morphology, and burr formation in drilling the bulk metallic glass. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 45, 741–752.
- [Bassett et al., 2012] Bassett E., Köhler J., Denkena B. (2012) On the honed

- cutting edge and its side effects during orthogonal turning operations of AISI1045 with coated WC-Co inserts. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 5, 108–126.
- [Besnard et al., 2006]** Besnard G., Hild F., Roux S. (2006) “Finite-Element” Displacement Fields Analysis from Digital Images: Application to Portevin–Le Châtelier Bands. *Exp. Mech.* 46, 789–803.
- [Biermann et al., 2008]** Biermann D., Terwey I. (2008) Cutting edge preparation to improve drilling tools for HPC processes. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol., High Performance Cutting* 1, 76–80.
- [Biermann et al., 2012]** Biermann D., Wolf M., Aßmuth R. (2012) Cutting Edge Preparation to Enhance the Performance of Single Lip Deep Hole Drills. *Procedia CIRP, Fifth CIRP Conference on High Performance Cutting 2012* 1, 172–177.
- [Bonnet et al., 2008; a]** Bonnet C., Valiorgue F., Rech J., Claudin C., Hamdi H., Bergheau J.M., Gilles P. (2008) Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 48, 1211–1223.
- [Bonnet et al., 2008; b]** Bonnet C., Valiorgue F., Rech J., Hamdi H. (2008) Improvement of the numerical modeling in orthogonal dry cutting of an AISI 316L stainless steel by the introduction of a new friction model. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol., High Performance Cutting* 1, 114–118.
- [Bonnet et al., 2011]** Bonnet C., Benmohammed B., Poulachon G., Rech J., Girard Y. (2011) CFRP drilling model: fiber orientation influence on mechanical load and delamination, in: *Advanced Materials Research. Trans Tech Publ*, pp. 111–121.
- [Bull et al., 1996]** Bull S.J., Jones A.M. (1996) Multilayer coatings for improved performance. *Surf. Coat. Technol.* 78, 173–184.
- [Campocasso et al., 2013]** Campocasso S., Costes J.-P., Fromentin G., Bissey-Breton S., Poulachon G. (2013) Improvement of Cutting Forces Modeling Based on Oriented Cutting Tests. *Procedia CIRP, 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO)* 8, 206–211.
- [Campocasso et al., 2014]** Campocasso S., Poulachon G., Costes J.-P., Bissey-Breton S. (2014) An innovative experimental study of corner radius effect on cutting forces. *CIRP Ann.* 63, 121–124.
- [Campocasso et al., 2015]** Campocasso S., Costes J.-P., Fromentin G., Bissey-Breton S., Poulachon G. (2015) A generalised geometrical model of turning operations for cutting force modelling using edge discretisation. *Appl. Math. Model.* 39, 6612–6630.
- [Çaydaş et al., 2011]** Çaydaş U., Haşçalık A., Buytoz Ö., Meyveci A. (2011) Performance Evaluation of Different Twist Drills in Dry

- Drilling of AISI 304 Austenitic Stainless Steel. *Mater. Manuf. Process.* 26, 951–960.
- [Chen et al., 2000] Chen W.-C., Liu X.-D. (2000) Study on the various coated twist drills for stainless steels drilling. *J. Mater. Process. Technol.* 99, 226–230.
- [Chern, 2005] Chern G.-L. (2005) Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 45, 789–794.
- [Ciftci, 2006] Ciftci I. (2006) Machining of austenitic stainless steels using CVD multi-layer coated cemented carbide tools. *Tribol. Int.* 39, 565–569.
- [Claudin et al., 2008] Claudin C., Poulachon G., Lambertin M. (2008) correlation between drill geometry and mechanical forces in mql conditions. *Mach. Sci. Technol.* 12, 133–144.
- [Claudin et al., 2008] Claudin C. (2006) Influence des conditions opératoires sur le procédé de perçage : application aux structures mécano-soudées en acier bas carbone (thesis). Paris, ENSAM.
- [D.F. Galloway, 1957] D.F. Galloway. (1957) Some experiments on the influence of various factors on drill performance. *Trans ASME* 191–231.
- [Davim, 2014] Davim J.P. (2014) *Machinability of Advanced Materials.* John Wiley & Sons Incorporated.
- [Davis et al., 2018] Davis B., Dabrow D., Ifju P., Xiao G., Liang S.Y., Huang Y. (2018) Study of the Shear Strain and Shear Strain Rate Progression During Titanium Machining. *J. Manuf. Sci. Eng.* 140.
- [Denkena et al., 2014] Denkena B., Biermann D. (2014) Cutting edge geometries. *CIRP Ann.* 63, 631–653.
- [DESAIGUES et al., 2016] Desaignes J.-E., Lescalier C., Bomont-arzur A., Dudzinski d., Bomont O. (2016) Experimental study of Built-Up Layer formation during machining of High Strength free cutting steel. *J. Mater. Process. Technol.* 236, 204–215.
- [Diniz et al., 2016] Diniz A.E., Machado Á.R., Corrêa J.G. (2016) Tool wear mechanisms in the machining of steels and stainless steels. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 87, 3157–3168.
- [Dolinšek, 2003] Dolinšek S. (2003) Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels. *J. Mater. Process. Technol.*, 7th International Scientific Conference: Achievements in Mechanical & Materials Engineering 133, 63–70.
- [Dupré et al., 2010] Dupré J.-C., Bornert M., Robert L., Wattrisse B. (2010) Digital image correlation: displacement accuracy estimation, in: *EPJ Web of Conferences.* EDP Sciences, p. 31006.
- [E. J. A. Armarego and C. Y. Cheng, n.d.] E. J. A. Armarego and C. Y. Cheng. (n.d.) drilling with flat

- Cheng]** rake face and conventional twist drills--i. theoretical investigation. In *J Mach Tool Des Res* 12:17-35.
- [El-Tamimi et al., 2008]** El-Tamimi A.M., El-Hossainy T.M. (2008) Investigating the Tool Life, Cutting Force Components, and Surface Roughness of AISI 302 Stainless Steel Material Under Oblique Machining. *Mater. Manuf. Process.* 23, 427–438.
- [F. Klocke, n.d.]** F. Klocke. (n.d.) Machining and machinability. *Encycl. Mater. Sci. Technol.* Second Ed. pages 4683 – 4688.
- [Griffiths, 1985]** Griffiths B.J. (1985) White Layer Formations at Machined Surfaces and Their Relationship to White Layer Formations at Worn Surfaces. *J. Tribol.* 107, 165–171.
- [Grzesik et al., 2004]** Grzesik W., Nieslony P. (2004) Prediction of friction and heat flow in machining incorporating thermophysical properties of the coating–chip interface. *Wear* 256, 108–117.
- [Grzesik, 2000]** Grzesik W. (2000) An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. *Wear* 240, 9–18.
- [Guibert et al., 2009]** Guibert N., Paris H., Rech J., Claudin C. (2009) Identification of thrust force models for vibratory drilling. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 49, 730–738.
- [Guu et al., 1996]** Guu Y.Y., Lin J.F. (1996) Comparison of the tribological characteristics of titanium nitride and titanium carbonitride coating films. *Surf. Coat. Technol.* 85, 146–155.
- [Heiler et al., n.d.]** Heiler R., Zeilmann R.P., Estel G., Kauer T., Köller M. (n.d.) drilling in heat resistant cast stainless steel din 1.4848 for turbocharger housings.
- [Hild et al., 2006]** Hild F., Roux S. (2006) Digital image correlation: from displacement measurement to identification of elastic properties—a review. *Strain* 42, 69–80.
- [Jiang et al., 1997]** Jiang L., Roos Å., Liu P. (1997) The influence of austenite grain size and its distribution on chip deformation and tool life during machining of AISI 304L. *Metall. Mater. Trans. A* 28, 2415–2422.
- [Jomaa et al., 2017]** Jomaa W., Mechri O., Lévesque J., Songmene V., Bocher P., Gakwaya A. (2017) Finite element simulation and analysis of serrated chip formation during high–speed machining of AA7075–T651 alloy. *J. Manuf. Process.* 26, 446–458.
- [Junior et al., 2009]** Junior A.B., Diniz A.E., Teixeira Filho F. (2009) Tool wear and tool life in end milling of 15–5 PH stainless steel under different cooling and lubrication conditions. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 43, 756.
- [Jurko, 2008]** Jurko J. (2008) Verification of cutting zone machinability during drilling of austenitic stainless steels, in: He, X., Xie,

- H., Kang, Y. (Eds.), . p. 73751H.
- [Ke et al., 2005]** Ke F., Ni J., Stephenson D.A. (2005) Continuous chip formation in drilling. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 45, 1652–1658.
- [Koehler, 2008]** Koehler W. (2008) Analysis of the High Performance Drilling Process: Influence of Shape and Profile of the Cutting Edge of Twist Drills. *J. Manuf. Sci. Eng.* 130, 51001.
- [Korkut et al., 2004]** Korkut I., Kasap M., Ciftci I., Seker U. (2004) Determination of optimum cutting parameters during machining of AISI 304 austenitic stainless steel. *Mater. Des.* 25, 303–305.
- [Krolczyk et al., 2013]** Krolczyk G., Legutko S., Stoić A. (2013) Influence of cutting parameters and conditions onto surface hardness of Duplex Stainless Steel after turning process. *Teh. Vjesn.* 20, 1077, 1077–1080, 1080.
- [Krolczyk et al., 2014]** Krolczyk G., Legutko S., Nieslony P., Gajek M. (2014) Study of the surface integrity microhardness of austenitic stainless steel after turning. *Teh. Vjesn.* 21, 1307–1311.
- [Lee et al., 2009]** Lee S.M., Chow H.M., Huang F.Y., Yan B.H. (2009) Friction drilling of austenitic stainless steel by uncoated and PVD AlCrN- and TiAlN-coated tungsten carbide tools. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 49, 81–88.
- [Li et al., 2007]** Li R., Shih A.J. (2007) Tool Temperature in Titanium Drilling. *J. Manuf. Sci. Eng.* 129, 740.
- [Lin et al., 2000]** Lin T.R., Shyu R.-F. (2000) Improvement of Tool Life and Exit Burr using Variable Feeds when Drilling Stainless Steel with Coated Drills. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 16, 308–313.
- [Lin, 2002]** Lin T.-R. (2002) Cutting behavior of a TiN-coated carbide drill with curved cutting edges during the high-speed machining of stainless steel. *J. Mater. Process. Technol.* 127, 8–16.
- [Lin, 2002]** Lin T.-R. (2002) Cutting Behaviour Using Variable Feed and Variable Speed when Drilling Stainless Steel with TiN-Coated Carbide Drills. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 19, 629–636.
- [M'Saoubi et al., 2004]** M'Saoubi R., Chandrasekaran H. (2004) Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 44, 213–224.
- [M'Saoubi et al., 2004]** M'Saoubi R., Chandrasekaran H. (2004) Role of phase and grain size on chip formation and material work hardening during machining of single and dual phase steels. *Ironmak. Steelmak.* 31, 258–264.

- [M'Saoubi et al., 2011] M'Saoubi R., Chandrasekaran H. (2011) Experimental study and modelling of tool temperature distribution in orthogonal cutting of AISI 316L and AISI 3115 steels. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 56, 865–877.
- [Mahdavinejad et al., 2011] Mahdavinejad R.A., Saeedy S. (2011) Investigation of the influential parameters of machining of AISI 304 stainless steel. *Sadhana* 36, 963–970.
- [Maranhão et al., 2010] Maranhão C., Davim J. (2010) Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation. *Simul. Model. Pract. Theory* 18, 139–156.
- [Merchant, 1945] Merchant M.E. (1945) Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *J. Appl. Phys.* 16, 267–275.
- [Nomani et al., 2013] Nomani J., Pramanik A., Hilditch T., Littlefair G. (2013) Machinability study of first generation duplex (2205), second generation duplex (2507) and austenite stainless steel during drilling process. *Wear* 304, 20–28.
- [Outeiro et al., 2015] Outeiro J., Campocasso S., Denguir L., Fromentin G., Vignal V., Poulachon G. (2015) Experimental and numerical assessment of subsurface plastic deformation induced by OFHC copper machining. *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* 64, 53–56.
- [Oxford, Shaw, 1957] Oxford, Shaw. (1957) On the drilling of metals 2- The torque and thrust in drilling,. *Trans ASME* 139–148.
- [Özel et al., 2005] Özel T., Hsu T.-K., Zeren E. (2005) Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 25, 262–269.
- [Ozturk et al., 2012] Ozturk S., Altan E. (2012) Design of a computer aided quick-stop device for study of dead metal zone formation. *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* 34, 501–505.
- [Pan et al., 2015] Pan J., Zhuo Y., Lian Y., Zhang X. (2015) Three-dimensional parametric modeling of carbide internal cooling aiguille. *Hsi- Chiao Tung Ta Hsueh Journal Xian Jiaotong Univ.* 49, 48–53.
- [Paro et al., 2001] Paro J., Hänninen H., Kauppinen V. (2001) Tool wear and machinability of X5 CrMnN 18 18 stainless steels. *J. Mater. Process. Tech* 1–3, 14–20.
- [Pavlina et al., 2008] Pavlina E.J., Van Tyne C.J. (2008) Correlation of yield strength and tensile strength with hardness for steels. *J. Mater. Eng. Perform.* 17, 888–893.
- [Poutord et al., 2016] Poutord A., Rossi F., Poulachon G., M'Saoubi R., Abrivard G. (2016) Study of the local forces along a cutting edge



- when drilling Ti6Al4V - comparison of methods. *Int. J. Mach. Mach. Mater.* 18, 621–633.
- [Pradeep Kumar et al., 2017]** Pradeep Kumar M., Shakeel Ahmed L. (2017) Drilling of AISI 304 Stainless Steel under Liquid Nitrogen Cooling: A Comparison with Flood Cooling. *Mater. Today Proc.*, 5th International Conference of Materials Processing and Characterization (ICMPC 2016) 4, 1518–1524.
- [Rech et al., 2004]** Rech J., Kusiak A., Battaglia J.L. (2004) Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. *Surf. Coat. Technol.* 186, 364–371.
- [Régnier et al., 2019]** Régnier et al. (2019) Investigations on exit burr formation mechanisms based on digital image correlation and numerical modeling: *Machining Science and Technology: Vol 23, No 6 [WWW Document]*.
- [Roland et al., 2013]** Roland H., Panosso Z.R., Göran E., Oliver C. (2013) Threading in heat resistant cast stainless steel din 1. 4848 for turbocharger housings. *Вестник МГСУ*.
- [Routio et al., 1995]** Routio M., Säynätjoki M. (1995) Tool wear and failure in the drilling of stainless steel. *J. Mater. Process. Technol.*, ICPR '93 12th International Conference on Production Research 52, 35–43.
- [Roux et al., 2002]** Roux S., Hild F., Berthaud Y. (2002) Correlation image velocimetry: a spectral approach. *Appl. Opt.* 41, 108–115.
- [Sandvik A, 1994]** Sandvik A. (1994) *Modern metal cutting*, 1st edn. Sandvik Coromant Technical Editorial Department: Tofters Tryckeri, Sweden.
- [Sultan et al., 2015; a]** Sultan A.Z., Sharif S., Kurniawan D. (2015) Effect of Machining Parameters on Tool Wear and Hole Quality of AISI 316L Stainless Steel in Conventional Drilling. *Procedia Manuf.* 2, 202–207.
- [Sultan et al., 2015; b]** Sultan A.Z., Sharif S., Kurniawan D. (2015) Chip Formation When Drilling AISI 316L Stainless Steel using Carbide Twist Drill. *Procedia Manuf.*, 2nd International Materials, Industrial, and Manufacturing Engineering Conference, MIMEC2015, 4-6 February 2015, Bali, Indonesia 2, 224–229.
- [Tieu et al., 1998]** Tieu A.K., Fang X.D., Zhang D. (1998) FE analysis of cutting tool temperature field with adhering layer formation. *Wear* 214, 252–258.
- [Trent et al., 2000]** Trent E.M., Wright P.K. (2000) *Metal cutting*, 4. ed. ed. Butterworth-Heinemann, Boston.
- [Valiorgue et al., 2008]** Valiorgue F., Rech J., Hamdi H., Bonnet C., Gilles P., Bergheau J.M. (2008) Modelling of friction phenomena in material removal processes. *J. Mater. Process. Technol.*, 10th International Conference on Advances in Materials

and Processing Technologies 201, 450–453.

**[Watson, 1985]**

Watson A.R. (1985) Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results. I — initial cutting lip model. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* 25, 347–365.

**[Xavior et al., 2009]**

Xavior M.A., Adithan M. (2009) Determining the influence of cutting fluids on tool wear and surface roughness during turning of AISI 304 austenitic stainless steel. *J. Mater. Process. Technol.* 209, 900–909.

**[Yen et al., 2004]**

Yen Y.-C., Jain A., Altan T. (2004) A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *J. Mater. Process. Technol.*, Containing research papers on Sheet Forming, Machining and Tube Hydroforming 146, 72–81.

**[Yi et al., 2016]**

Yi H.Y., Yan F.K., Tao N.R., Lu K. (2016) Work hardening behavior of nanotwinned austenitic grains in a metastable austenitic stainless steel. *Scr. Mater.* 114, 133–136.

**[Zhang et al., 2018]**

Zhang D., Zhang X.-M., Ding H. (2018) Hybrid Digital Image Correlation–Finite Element Modeling Approach for Modeling of Orthogonal Cutting Process. *J. Manuf. Sci. Eng.* 140.

## 7. Annexes

### Annexe 1 : données sur le matériau de l'étude (AIAR /1.4837)

Le matériau usiné est un Acier Inoxydable Austénitique Réfractaire (AIAR) obtenu par fonderie, dont sa désignation est G X40 CrNiSiNb 24-12 et industriellement connu par 1.4837 selon la norme [EN 10295]. Les caractéristiques physiques et mécaniques, composition chimique et la microstructure sont illustrées respectivement dans les TABLE 7-1 et TABLE 7-2 et la FIGURE 7-1 (a).

Propriété	Valeur
Densité $\rho$	8000 (kg.m <sup>-3</sup> )
Module d'Young E	210 GPa
Coefficient de poisson	0.29
Limite d'élasticité $R_{p0,2\%}$	352 MPa
Résistance mécanique $R_m$	546 MPa
Dureté HB	150-220
Allongement $A_{10}$	12%
Température de fusion	1510 °C
Diffusivité thermique	$3.10^{-6}$ m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup>

TABLE 7-1 Propriétés physiques et mécaniques de l'AIAR 1.4837 selon la norme [EN 10295]

Pourcentage des éléments chimiques en masse										
	C	Co	Cr	Cu	Mn	Ni	Si	V	Nb	W
<b>AIAR</b>	0.04 <sup>±0.01</sup>	0.05	24.20 <sup>±0.1</sup>	0.05	0.36	12.10	1.20	0.1	0.48 <sup>±0.02</sup>	0.04

TABLE 7-2 Pourcentage des éléments chimiques de l'AIAR mesuré par spectroscopie à étincelle

L'hétérogénéité en dureté des pièces de turbocompresseurs est vérifiée par microdureté. Une comparaison de la microdureté entre la phase austénitique (zones dendritiques) et les carbures (zones interdendritiques) est donnée la FIGURE 7-1 (b).

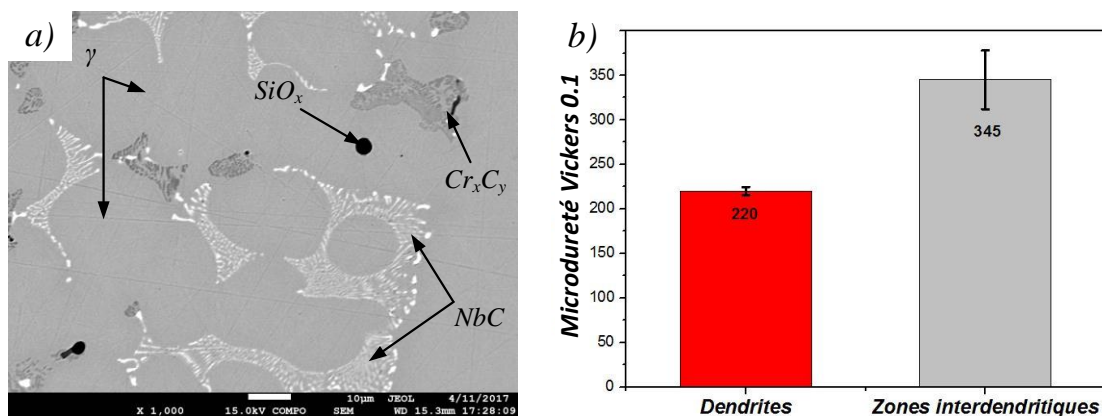


FIGURE 7-1 Microstructure de l'AIAR (a) et comparaison de la microdureté d'une zone dendritique et d'une zone interdendritique (b) : charge appliquée 100 g

## Annexe 2 : caractérisation de la cinématique du dispositif QST en perçage

Le dispositif QSD maintient la pièce cylindrique serrée avec trois mors par l'action d'un vérin pneumatique double effet. Lors des essais de QST en perçage, des caractérisations préliminaires sont réalisées pour s'assurer de la rapidité du dispositif de libération de la pièce utilisé. Pour ce faire, deux capteurs laser à triangulation Keyence type LK G82 permettant une mesure à une distance de  $80^{\pm 2}$  mm avec une résolution de 1  $\mu\text{m}$  sont utilisés comme décrit dans la FIGURE 7-2 (b). Le premier laser mesure le déplacement du piston du vérin après le déclenchement tandis que le second est utilisé pour mesurer la position angulaire de la pièce après sa libération. Quatre sorties analogiques sont également enregistrées directement depuis la machine (vitesse d'avance  $V_f$ , vitesse de broche  $N$ , la position de l'outil  $z$  et la position angulaire de la broche  $E$ ). L'ensemble des mesures présentées à la FIGURE 7-2 (a) permettent d'établir la zone affectée par l'arrêt du foret dans la pièce, zone hachurée à la FIGURE 7-2 (c). Les caractérisations métallurgiques de la zone écrouie en perçage, sont donc conduites dans la zone de coupe de l'éprouvette comprise dans la zone verte non hachurée.

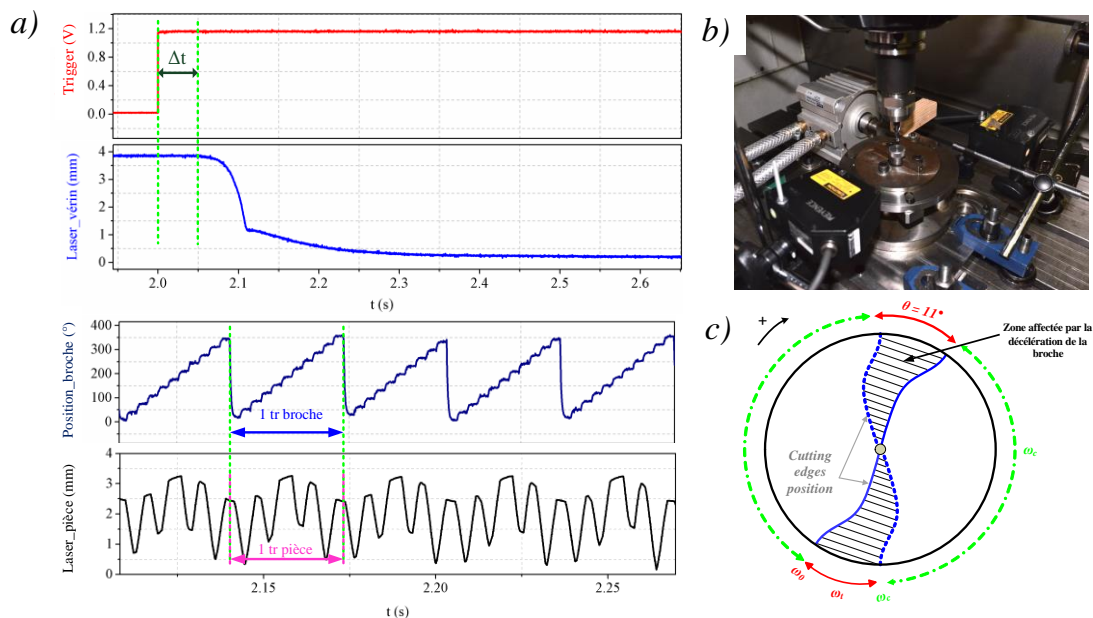


FIGURE 7-2 Analyse de la cinématique du QST en perçage : signaux enregistrés (a) instrumentation de QST par des capteurs lasers type LK G82 (b) zone affectée au fond du trou par la décélération de la broche :  $N = 3300$  tr/min

### Annexe 3 : mise en place d'un système de lubrification pour arrosage par le centre de l'outil à l'huile entière

Lors de l'étude en coupe brutalement interrompue en perçage, un système de lubrification externe à la machine (FIGURE 7-3) est utilisé ; il comporte un réservoir d'une capacité de 2 L et un convertisseur pneumatique-hydraulique pouvant générer une pression jusqu'à 230 bar (FIGURE 7-3 (a)). Un joint tournant externe monté sur l'attachement de l'outil, supportant une pression maximale de 20 bars (FIGURE 7-3 (b)), est utilisé. Enfin, un « stop-tour » permet de bloquer la rotation des tuyaux de canalisation de l'huile entière (FIGURE 7-3 (c)).

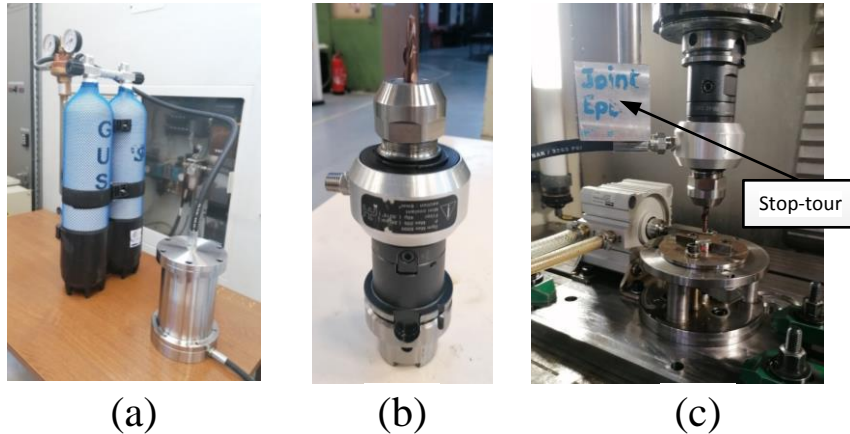


FIGURE 7-3 système de lubrification externe : convertisseur pneumatique et réservoir (a), joint tournant externe (b), stop-tour (c)

# Etude mécanique et métallurgique du perçage d'une nuance d'acier inoxydable austénitique réfractaire

## Résumé

Dans le cas de l'usinage des corps de turbocompresseurs (fraisage, perçage et taraudage) en acier inoxydable austénitique réfractaire (AIAR), les durées de vie des outils de coupe sont fortement altérées par rapport à des aciers standards de résistance mécanique équivalente. De ce fait, le coût de l'usinage de ces pièces, outils coupants compris, constitue une part importante du prix de production. Dans le cas de leur perçage, la sévérité de l'usinage est accrue et ceci d'autant plus qu'il repose sur des outils monoblocs étagés, complexes et couteux.

Ce projet de thèse vise à développer une nouvelle géométrie de coupe optimisée pour le perçage des AIAR. Dans cette optique, une caractérisation de l'outil de coupe est réalisée en se basant non seulement sur l'analyse des efforts de coupe locaux à partir d'une discrétisation des efforts de coupe globaux dans le régime transitoire, mais aussi sur la formation du premier copeau. Ensuite, une analyse in-situ du cumul de l'érouissage de la sous-couche usinée est également réalisée en s'appuyant sur une identification de la déformation plastique équivalente incrémentale. L'ensemble des analyses contribuent à la compréhension de la relation érouissage/usinabilité pour les AIAR pour l'amélioration de la durée de vie des outils.

**Mots clés:** Perçage, Acier inoxydable austénitique réfractaire, Efforts de coupe locaux, Discrétisation d'arête, Erouissage, Déformation plastique incrémentale.

## Absract

In the case of the turbocharger housings machining (milling, drilling and tapping operations) made of heat resistant austenitic stainless steel (HRASS), the tools life is greatly altered compared to standard steels of equivalent mechanical resistance. Therefore, the machining cost of such pieces, including the cutting tools, constitutes a significant amount of their total cost. Concerning the drilling, the severity of the machining is increased and even more since it relies on stepped, complex and expensive one-piece tools.

This PhD project aims to develop a new cutting geometry optimized for the HRASS drilling. In this perspective, a characterization of the cutting tool is carried out based on one hand on the local cutting forces analysis from a global cutting forces discretization during the drill tip penetration, and also on the initial chip formation. Then, an in-situ analysis of the cumulative strain hardening of the machined subsurface layer is also carried out using an identification of the incremental equivalent plastic strain. All the performed analyses contribute to the understanding of the strain hardening/machinability relationship for the tool life improvement of the HRASS dedicated drills.

**Keywords:** Drilling, Heat resistant austenitic stainless steel, Local cutting forces, Cutting edge discretization, Strain hardening, Incremental plastic strain.