



HAL
open science

Modélisation du perçage à grande vitesse : approches analytique, numérique et expérimentale

Mohamad Jrad

► **To cite this version:**

Mohamad Jrad. Modélisation du perçage à grande vitesse : approches analytique, numérique et expérimentale. Autre. Université Paul Verlaine - Metz, 2007. Français. NNT : 2007METZ037S . tel-01749005

HAL Id: tel-01749005

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749005v1>

Submitted on 29 Mar 2018

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

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



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

THÈSE

Par

Mohamad JRAD

Pour l'obtention du grade de :
Docteur de l'Université de Metz

*Génie Mécanique
Mécanique des matériaux*

Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale

Soutenue à Metz le 9 Novembre 2007 à 14h30 devant le jury composé de :

Arnaud DEVILLEZ	Ingénieur de recherche à l'Université de Metz, LPMM	Co-Encadrant
Benoit FURET	Professeur à l'Université de Nantes, IRCCyN	Rapporteur
Daniel DUDZINSKI	Professeur à l'Université de Metz, LPMM	Directeur de thèse
Florent GAILLARD	Directeur Technique de DIAGER Industrie	Invité
Gérard POULACHON	Maitre de Conférences Habilité, Ensam Cluny	Examineur
Henri PARIS	Professeur à L'Université Joseph Fourier, Grenoble	Rapporteur
Khemais SAANOUNI	Professeur à l'Université Technologique de Troyes	Examineur
Michel POTIER-FERRY	Professeur à l'Université de Metz, LPMM	Examineur

« A la mémoire de mon père »

Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein du Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux, Unité Mixte de Recherche CNRS. Ce Laboratoire est dirigé par le Professeur Etienne PATOOR, à qui j'adresse mes remerciements les plus sincères pour m'avoir accueilli dans son établissement. Je souhaite remercier tout particulièrement le Professeur Daniel DUDZINSKI pour m'avoir accueilli dans son équipe. Je le remercie également pour son soutien, les discussions et conseils qu'il m'a accordés depuis.

Tous mes remerciements vont également à mon co-encadrant de thèse docteur Arnaud DEVILLEZ, Ingénieur de recherche au LPMM, pour son dynamisme et son soutien, et surtout pour son aide lors des essais.

Mes remerciements s'adressent également aux professeurs Benoit FURET et Henri PARIS qui me font l'honneur d'examiner et de rapporter sur ce mémoire. Merci pour le temps qu'ils ont pu consacrer à cette tâche et pour les remarques enrichissantes qu'ils ont formulées. Je remercie aussi Messieurs les professeurs Michel Potier-Ferry, Gérard Poulachon et Khemais Saanouni d'avoir accepté de participer à mon jury, et Monsieur Florent GAILLARD le directeur technique de DIAGER Ind. pour toute son aide et sa sympathie et pour avoir accepté mon invitation à prendre part à ma soutenance.

Je remercie également mes amis et collègues de bureau, Benoit Beausir, Laurent Durrenberger, Gael Lecoq, Mihai Mareniscu et Vincent Taupin, et tous les membres du LPMM.

Enfin je remercie ma famille et plus particulièrement Watfa et Delphine Hector, pour leur soutien et leur patience durant les trois années de ce travail. Merci à tous.

Sommaire

Introduction.....	9
Partie I Généralités sur le perçage et bibliographie	13
Chapitre I - Généralités sur le perçage.....	15
I.1 - Le perçage	15
I.2 - Le foret	18
I.2.1- Différents types des forets monoblocs	21
I.2.2- Éléments de la géométrie du foret.....	24
I.3 - Matériaux et revêtements des forets.....	27
I.4 - Lubrification et perçage à sec ou à lubrification minimale.....	33
I.5 - Formation des copeaux	34
I.6 - Mécanismes d'enlèvement de la matière pendant le perçage	35
I.7 - Bavure	36
I.8 - Usure de foret.....	37
I.9 - Perçage assisté.....	40
I.10 - Conclusions	41
Chapitre II - Bibliographie, éléments sur la modélisation du perçage.....	45
II.1 - Introduction.....	45
II.2 - Les approches empiriques et expérimentales.....	46
II.3 - Les approches physiques	51
II.4 - Les approches mécanistiques.....	77
II.5 - Les approches numériques.....	79
II.6 - Conclusion	80
Partie II Modélisation Géométrique et thermomécanique du perçage	87
Chapitre III - Modélisation géométrique du foret.....	89
III.1 - Introduction	89
III.2 - Définition de la géométrie de coupe d'un foret (modèles précédents).....	89
III.3 - Géométrie de coupe d'un foret à partir de sa définition CAO	99
III.3.1- Equations des goujures et de la pointe du foret.....	100
III.3.2- Détermination des arêtes de coupe et des angles de coupe	103
III.3.3- Angles de coupe statiques	105
III.3.4- Angles de coupe effectifs ou dynamiques	108
III.4 - Validation du modèle géométrique	113
III.5 - Conclusion.....	121
Chapitre IV - Modélisation thermomécanique du perçage.....	125
IV.1 - Introduction	125
IV.2 - Repères et discrétisation des arêtes du foret.....	125
IV.2.1- Repères et bases	125
IV.2.2- Discrétisation des arêtes	128
IV.3 - Modèle thermomécanique de la coupe oblique.....	129
IV.3.1- Présentation	129
IV.3.2- Le modèle de la coupe oblique.....	131
IV.4 - Angle de cisaillement et modèle de frottement.....	137

IV.4.1- L'angle et l'épaisseur de la bande de cisaillement.....	137
IV.4.2- Loi du frottement.....	138
IV.5 - Conclusion.....	138
ANNEXE - Compléments sur le modèle de la bande de cisaillement.....	141
Chapitre V - Application du modèle et validation expérimentale	149
V.1 - Introduction	149
V.2 - Application du modèle de perçage	150
V.2.1- Angle de cisaillement	150
V.2.2- Direction d'écoulement du copeau	154
V.2.3- Frottement à l'interface outil-copeau	158
V.3 - Dispositif expérimental.....	161
V.4 - Validation expérimentale du modèle de perçage.....	164
V.4.1- Perçage du 42CrMo4, validation du modèle.	165
V.4.2- Discussion.....	173
V.4.3- Optimisation géométrique du foret pour le perçage de l'acier 42CrMo4	
.....	178
V.4.4- Perçage de l'AISI 1018 avec un foret conventionnel, validation du	
modèle.....	185
V.5 - Conclusion	189
Partie III Approche numérique.....	193
Chapitre VI - Simulation du perçage par la méthode des éléments finis.....	195
VI.1 - Introduction	195
VI.2 - L'utilisation de la méthode des éléments finis pour la simulation de la coupe	
et des procédés d'usinage	197
VI.2.1- Grandes déformations	197
VI.2.2- Description des mouvements	198
VI.2.3- Modélisation du comportement du matériau usiné	206
VI.2.4- Modélisation de l'outil	207
VI.2.5- Intégration temporelle	207
VI.2.6- Couplage thermomécanique.....	208
VI.3 - Présentation des codes utilisés	209
VI.4 - Simulation de la coupe orthogonale.....	212
VI.4.1- Résultats obtenus avec Deform	213
VI.4.2- Résultats obtenus avec AdvantEdge	219
VI.5 - Simulation du perçage.....	225
VI.5.1- Phase de pénétration, résultats obtenus avec AdvantEdge.....	227
VI.5.2- Phase de pénétration, résultats obtenus avec Deform	229
VI.6 - Optimisation de la géométrie	232
VI.6.1- Optimisation de la géométrie avec Deform.....	232
VI.6.2- Optimisation de la géométrie avec AdvantEdge	235
VI.7 - Conclusion.....	238
Conclusion générale et perspectives	243
Annexe	249

Introduction

Le perçage est l'opération d'usinage la plus courante dans l'industrie mécanique. Parmi les différents procédés employés pour l'exécution des trous, le perçage à l'outil coupant effectué par un foret reste de loin le plus utilisé. Ce travail est consacré à l'étude du perçage à l'outil coupant (foret) de trous courts, de diamètre inférieur à 30 mm. Les forets monoblocs (réalisés en un seul matériau : acier rapide ou carbure de tungstène) ou brasés (inserts en matériau dur au niveau des parties actives brasés dans un corps en acier ou en carbure de tungstène), sont les forets employés pour effectuer ce type de trous. Sur les machines modernes d'un coût horaire élevé, les forets à géométrie conventionnelle ou classique en acier rapide ne satisfont pas aux critères de performances permettant d'atteindre un niveau de rentabilité satisfaisant. C'est pourquoi, l'utilisation de forets réaffûttables à géométries modifiées a augmenté au rythme de l'apparition de ses machines outils. Cette géométrie modifiée a radicalement transformé les conditions de perçage des trous courts. Avec ces outils, on remarque des évolutions au niveau de l'arête centrale du fait de l'amincissement de l'âme du foret. Cela permet d'éliminer les problèmes liés aux efforts axiaux élevés au niveau de cette région.

Malgré ces améliorations, de nombreux problèmes liés au perçage peuvent avoir lieu, comme par exemple : l'erreur de forme, de surface, les bavures, le délaminage dans le cas des matériaux composites, la vibration, le broutement et l'usure ou la rupture de l'outil. Ces difficultés sont dues à un mauvais choix de l'outil ou des conditions de coupe utilisées. En outre de nouvelles nuances de matériaux sont développées dont leur usinabilité et leur condition de coupe optimale restent à déterminer. Pour résoudre ces problèmes, il faut choisir voir même développer la géométrie du foret, la matière et le revêtement de l'outil. Pour valider la géométrie et déterminer les meilleures conditions et stratégies de coupe pour un matériau donné, de nombreux essais, beaucoup de temps et des moyens techniques et financiers sont nécessaires. Ainsi, l'intérêt de la modélisation du perçage est de permettre d'économiser du temps et de l'argent.

La principale motivation de cette thèse est de développer un outil informatique afin de modéliser le perçage avec différentes géométries de forets et de matériaux des pièces à

usiner. Un tel outil peut apporter d'importantes économies. Cet outil doit dans un premier temps analyser la géométrie du foret, calculer les angles de coupe puis utiliser ces résultats intermédiaires, les conditions de coupe et les caractéristiques de la matière à usiner pour déterminer les efforts de coupe. Ces efforts sont des paramètres essentiels dans la conception des géométries d'outils et dans l'analyse et la compréhension des différents problèmes cités précédemment. Cependant, d'autres éléments restent à étudier comme la température et la pression au niveau du contact outil copeaux. Ainsi, la dernière partie de ce travail consiste à élaborer un modèle élément finis 3D qui peut simuler le perçage. Ce modèle se base sur la géométrie développée en CAO et un code aux élément finis commercial.

Cette démarche est présentée en trois parties de la façon suivante :

La première partie comprend deux chapitres et présente des généralités sur le perçage et une bibliographie sur la modélisation de ce procédé de coupe. Cet état de l'art permet de présenter dans un premier chapitre le perçage et les spécificités de cette opération d'usinage. La plus grande partie du deuxième chapitre est consacrée aux différentes approches de modélisation du perçage afin de prévoir les efforts de coupe : les approches empiriques, analytiques, mécanistiques et numériques.

La deuxième partie forme le cœur de ce travail : elle traite la modélisation des opérations de perçage par le biais de deux modèles complémentaires. Dans le chapitre trois, la géométrie du foret est étudiée. Cette géométrie complexe, du fait de la variation des angles de coupe le long des arêtes du foret est défini par un modèle mathématique qui se base sur la définition CAO du foret. Ce modèle original permet de calculer les angles de coupe du foret nécessaire pour le calcul des efforts de coupe pendant le perçage. L'approche développée peut être employée avec des forets munis d'une géométrie quelconque, à partir de sa définition CAO ou bien des coordonnées d'un certains nombres de points du foret mesurés directement sur celui-ci à l'aide d'une machine à mesure tridimensionnelle. Ensuite dans le chapitre quatre, le modèle thermodynamique de coupe oblique est présenté. Ce modèle a été développé et validé expérimentalement au sein du LPMM, il est utilisé pour modéliser la coupe au niveau de chacune des arêtes élémentaires de coupe oblique qui forment les arêtes du foret après sa discrétisation. Cette approche a également été utilisée avec succès pour la modélisation d'une autre opération d'usinage : le fraisage de forme. Le chapitre cinq

constitue le fond des propositions faites pour modéliser le perçage. Le premier objectif de ce chapitre est d'appliquer la méthode proposée afin de vérifier la compatibilité du modèle thermomécanique avec l'opération du perçage. Notons que ce modèle a été développé initialement pour des processus de chariotage et testé avec succès pour ce type d'opération. Des modifications de celui-ci s'avère être nécessaire pour tenir compte des caractéristiques particulières du perçage, ce qui nous amène finalement à utiliser une version modifiée que nous avons adaptée à cette opération. La seconde partie de ce chapitre est consacrée à la validation expérimentale. Deux géométries du foret et deux types de matériaux sont testés dans plusieurs conditions de coupe. A la fin du chapitre, une première étude d'optimisation est présentée.

La dernière partie qui comprend le chapitre six présente des simulations numériques du perçage par les éléments finis. Ces simulations permettent de déterminer les efforts de coupe générés pendant l'usinage et d'accéder à des grandeurs difficiles à mesurer expérimentalement, comme par exemple le champ thermique et le champ de contraintes dans la zone de contact pièce-outil-copeau. Ces informations peuvent être décisives pour étudier l'usure de l'outil et l'état de surface de la pièce usinée.

Notons finalement que notre travail constitue un apport à la connaissance de cette opération fort compliquée : le perçage. Le développement rapide des moyens techniques et des stratégies (perçage avec cycle de déburrage, Interpolation hélicoïdale,...) sont en avance par rapport aux études théoriques, notre travail est une contribution à ces études.

Partie I

Généralités sur le perçage et bibliographie

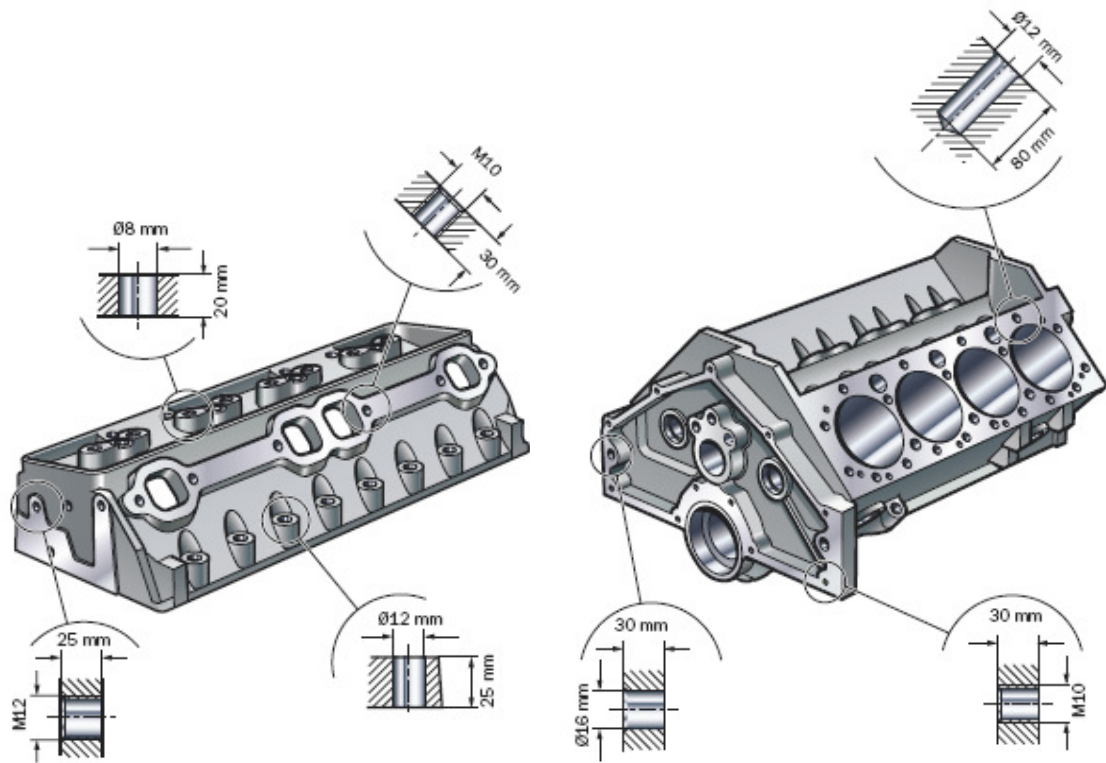
Chapitre I - Généralités sur le perçage

Il est présenté ci-après quelques rappels et définitions essentiels à la compréhension de l'opération du perçage, de la géométrie du foret et des phénomènes ayant lieu au cours de ce processus : coupe, indentation etc.

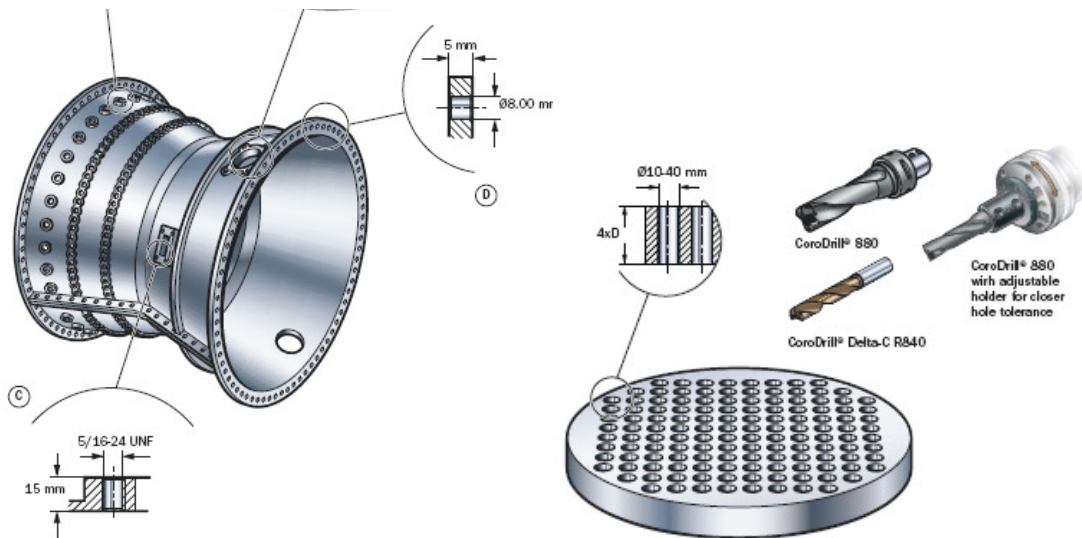
I.1 - Le perçage

Le perçage est une opération d'usinage consistant à faire un trou dans une pièce. Ce trou peut traverser la pièce de part en part, on l'appelle trou débouchant ou bien ne pas la traverser, c'est alors un trou borgne. Ce trou peut être effectué par un foret, par découpe à l'aide d'un poinçon (trous débouchants), par électroérosion, par laser, par brochage, etc. Ce trou peut servir à faire passer une pièce ou un fluide, il peut être lisse ou taraudé pour recevoir un rivet ou une vis d'assemblage. L'étude est limitée au perçage de trous cylindriques lisses réalisés à l'aide d'un outil rotatif coupant appelé foret. Le perçage est l'opération d'usinage la plus courante dans l'industrie mécanique, la Figure 1 donne quelques exemples de pièces de l'industrie automobile et de l'industrie aéronautique.

Parmi les perçages à l'outil tournant coupant (foret), on peut distinguer : le perçage de trous courts, traité dans cette étude et le perçage de trous profonds appelé forage. Les trous courts sont caractérisés par un faible rapport entre la profondeur et le diamètre : de l'ordre de 5 à 6 pour les diamètres inférieurs à 30 mm et de 2 pour les diamètres supérieurs. Ce rapport entre la profondeur et le diamètre du trou est limité par la technologie disponible, de sorte qu'il peut évoluer au rythme du développement de nouveaux outils. Les trous courts, de diamètre généralement compris entre 10 et 20 mm, sont les plus répandus



(a)



(b)

(c)

Figure 1. Exemples de trous réalisés dans des pièces issues de plusieurs secteurs de l'industrie mécanique : (a) bloc moteur et culasse (secteur automobile), (b) moteur d'avion (secteur aéronautique) et (c) plaque d'un échangeur [1].

Le perçage avec un foret combine deux mouvements : une rotation et une translation, Figure 2. Ces deux mouvements sont caractérisés par :

- la vitesse de rotation du foret, exprimée en tours par minute et notée N , à la périphérie du foret elle correspond à une vitesse ;

$$V_r (m/min) = \frac{\pi \times D (mm) \times N (tr/min)}{1000} \quad (1.1)$$

- l'avance exprimée en mm par tour et notée $f (mm/tr)$, elle correspond à une vitesse d'avance.

$$V_f (m/min) = f (mm/tr) \times N (tr/min) \times 1000 \quad (1.2)$$

Si le foret possède deux arêtes principales de coupe, l'avance par arête est alors $f/2$.

Le choix des conditions de coupe (vitesse de rotation et avance) dépend du foret (de sa géométrie et des matériaux le constituant), de la matière à usiner et l'utilisation ou non de la lubrification.

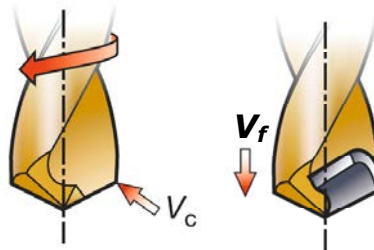


Figure 2. Vitesse de rotation et d'avance [1].

Le perçage peut être réalisé sur un tour à commande numérique, le mouvement de rotation est alors donné à la pièce et le mouvement d'avance correspond au déplacement du chariot porte outil. Plus couramment, il est réalisé sur des centres d'usinage verticaux ou horizontaux, les mouvements d'avance et de rotation sont alors imposés au foret. Le développement des machines et l'amélioration des forets ont radicalement modifié l'opération de perçage, des trous courts de grande qualité dimensionnelle et d'état de surface peuvent aujourd'hui être réalisés sans pré-trou de centrage, usinage préliminaire, et sans usinage consécutif pour obtenir la qualité requise.

I.2 - Le foret

Le foret, Figure 3, est un outil qui sert à produire un trou dans une pièce. C'est un outil rotatif muni de deux ou plusieurs arêtes de coupe, de deux ou plusieurs goujures hélicoïdales ou rectilignes.

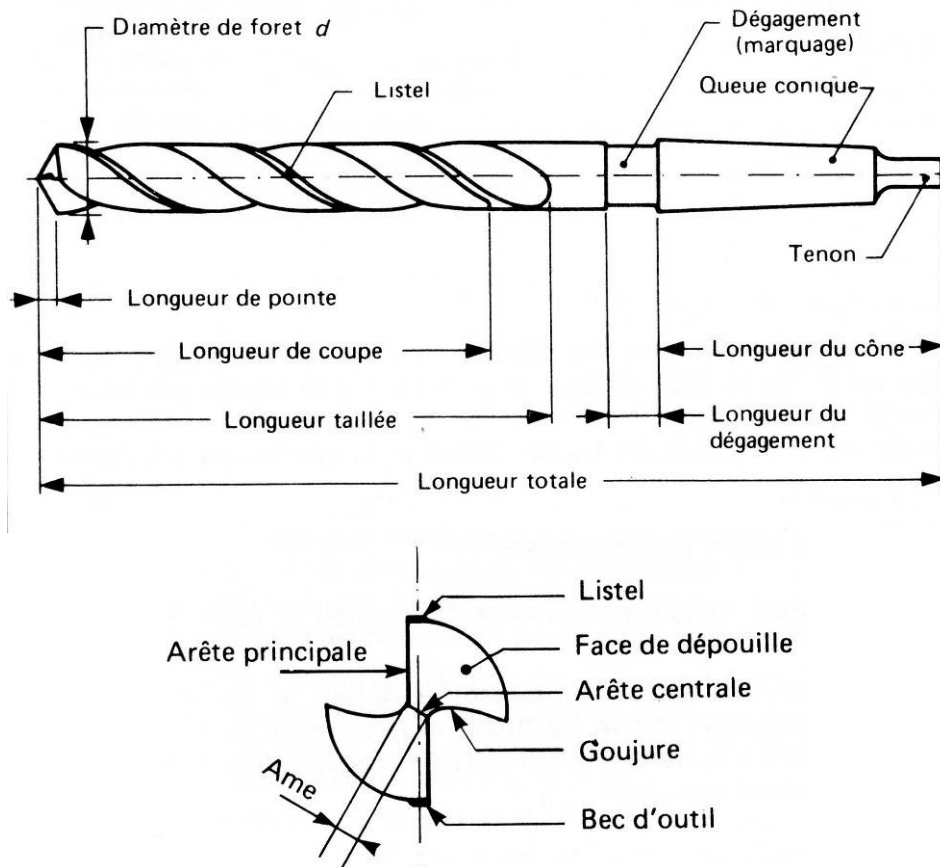


Figure 3. Foret hélicoïdal classique ou conventionnel à queue conique, sa pointe est caractérisé par deux arêtes principales et une arête centrale rectilignes, l'exemple choisi est un peu ancien, on n'utilise plus ce genre de foret.

Les parties essentielles d'un foret sont les suivantes :

- La queue : elle assure le positionnement et l'entraînement du foret.
- Les parties actives : arêtes de coupe : elles assurent la formation du copeau et le centrage du foret dès l'attaque dans la matière. La géométrie des parties actives est déterminée par l'affûtage ; elle conditionne la qualité du travail réalisé ainsi que la tenue à l'usure du foret.

- Les goujures : elles forment la face de coupe de l’outil et participent à la formation du copeau, elles servent également à évacuer celui-ci et à amener le fluide de coupe au niveau des parties actives. La forme et l’état de surface des goujures ont une grande importance pour la formation et l’évacuation du copeau.
- Les listels : ils frottent sur la portion du trou usiné, ils assurent le guidage de l’outil, ils sont généralement rectifiés.

Les caractéristiques nominales du foret sont :

- Le diamètre du foret D ,
- L’angle au sommet ou de pointe $2p$ Figure 4 : c’est l’angle compris entre les projections des arêtes de coupe sur un plan parallèle à celles-ci et contenant l’axe de l’outil,
- L’épaisseur d’âme $2w$,
- L’angle d’hélice δ_0 à la périphérie du foret Figure 4. Notons que cet angle varie le long de l’arête de coupe.

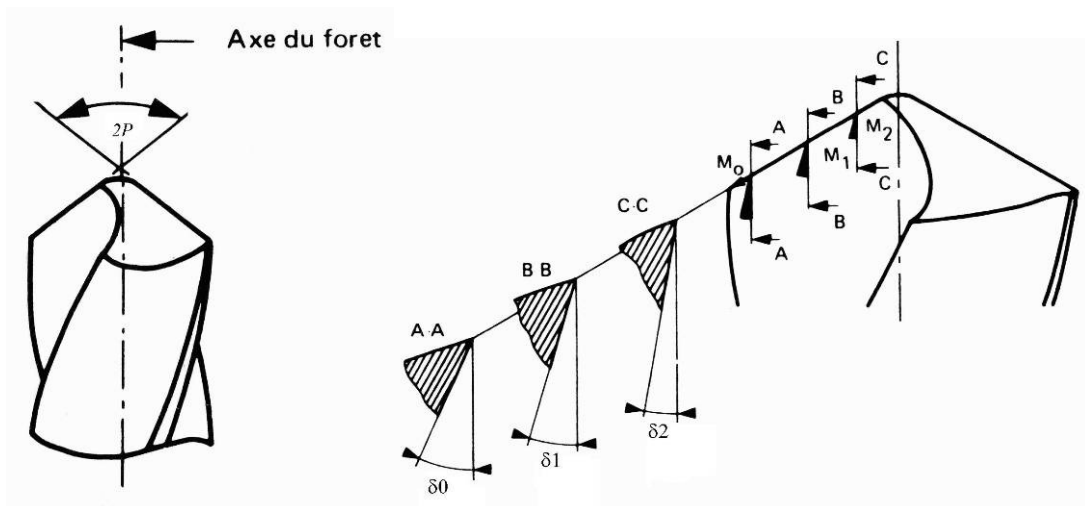


Figure 4. Angle au sommet ou de pointe $2p$ et angles d’hélice à différents points de l’arête de coupe.

Les forets pour le perçage de trous courts sont caractérisés par leur extrémité (pointe du foret) qui permet d’assurer le centrage du foret, obtenir une parfaite symétrie des arêtes de coupe et équilibrer les efforts de coupe. Les forets pour trous courts peuvent être classés en deux grandes catégories Figure 5 :

- les forets monoblocs (réalisés en un seul matériau : acier rapide ou carbure de tungstène) ou brasés (inserts en matériau dur au niveau des parties actives brasés dans un corps en acier ou en carbure de tungstène), ils peuvent être revêtus, ils sont réaffûttables, enfin ils sont utilisés pour les trous de petits diamètres (étudiés dans ce mémoire)
- et les forets à plaquettes indexables pour les trous de grands diamètres. Le corps du foret est en acier et les plaquettes en carbure de tungstène revêtues ou non Figure 5.

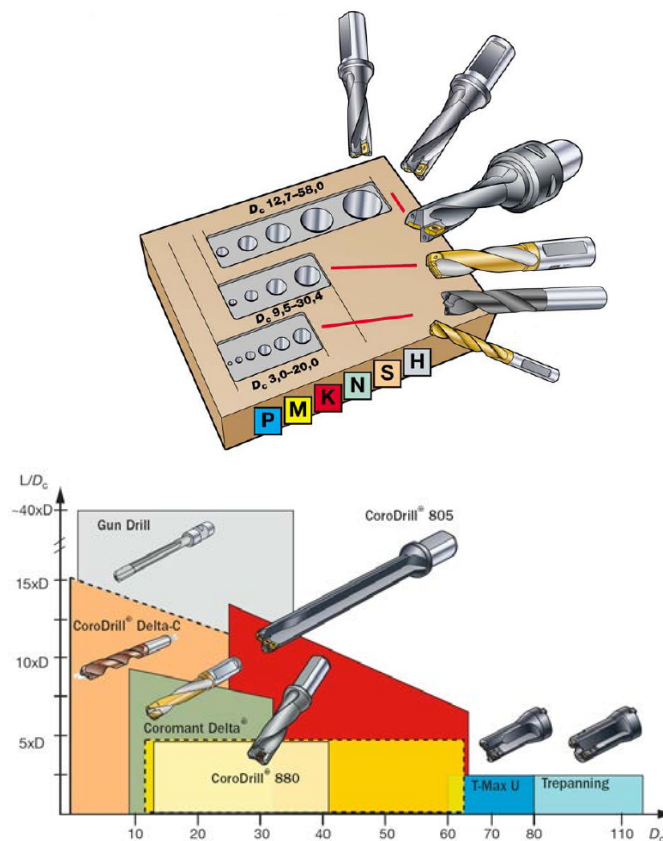


Figure 5. Différents types de forets [1].

Avec le faible coût d'utilisation de la machine qu'il permet, le foret à plaquettes indexables est le choix le plus économique au niveau du prix de revient par pièce : les plaquettes indexables peuvent être changées jusqu'à 40 fois au cours de la durée de vie du foret. Les forets à plaquettes indexables ne couvrent toutefois pas la plage la plus courante de diamètres de trous, ce qui explique que les forets conventionnels en acier rapide demeurent prédominants dans le domaine du perçage des trous courts.

Sur les machines modernes d'un coût horaire élevé, ces forets en : acier rapide ne satisfont pas aux critères de performances permettant d'atteindre un niveau de rentabilité satisfaisant. Il est en effet nécessaire, dans la plupart des applications, de perdre un temps précieux en pré-perçage et finition. C'est pourquoi, l'utilisation de forets réaffûttables à géométries modifiées a augmenté au rythme de l'apparition de machines dont le coût horaire est élevé Figure 6.

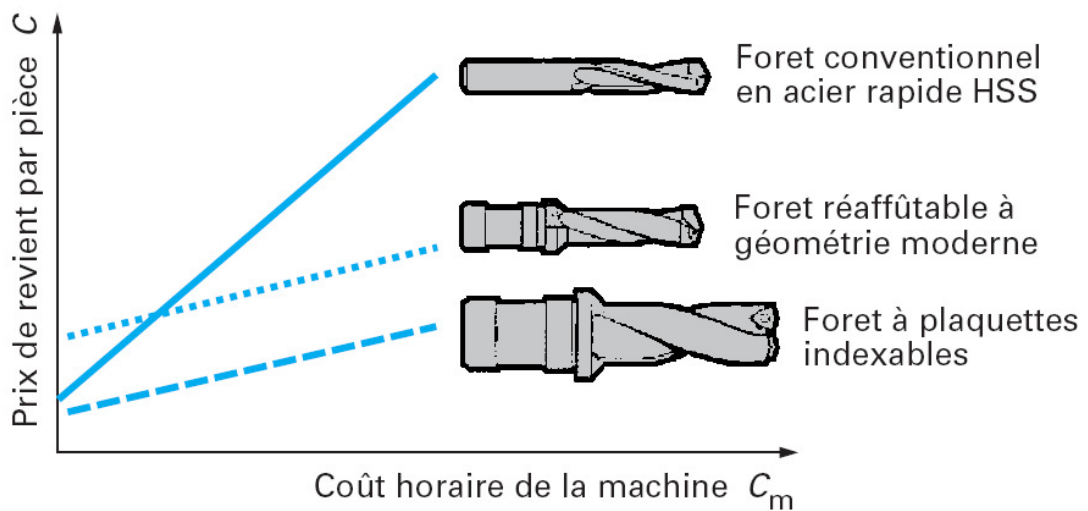


Figure 6. Evaluation de coût des pièces avec les différents types de forets [2].

1.2.1- Différents types des forets monoblocs

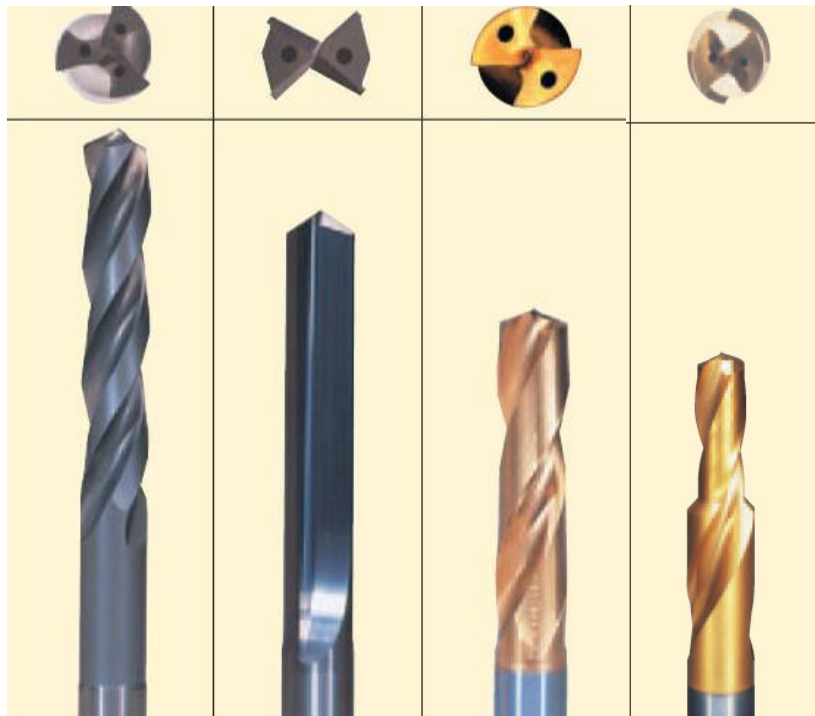
Pour les petits trous de 2,50 à 12,7 mm de diamètre, on utilise principalement des forets monoblocs ou brasés réaffûttables. Une différenciation doit cependant être effectuée entre les forets en acier rapide (HSS) classiques ou conventionnels, les forets en carbure également classiques et les forets en carbure à géométrie de coupe modifiées : définies par une pointe non forcément conique, des arêtes principales parfois incurvées et un amincissement de l'âme.

Cette géométrie modifiée a radicalement transformé les conditions de perçage des trous courts. Sa propriété d'auto-centrage, qui rend inutile l'exécution d'avant-trous et les tolérances étroites qu'elle respecte, en combinaison avec des matériaux de coupes modernes, permettent un usinage rentable en une seule opération, jusqu'à la classe de tolérance IT9 et avec un fini de surface $Ra\ 1\ \mu m$. Avec ces outils, on remarque des

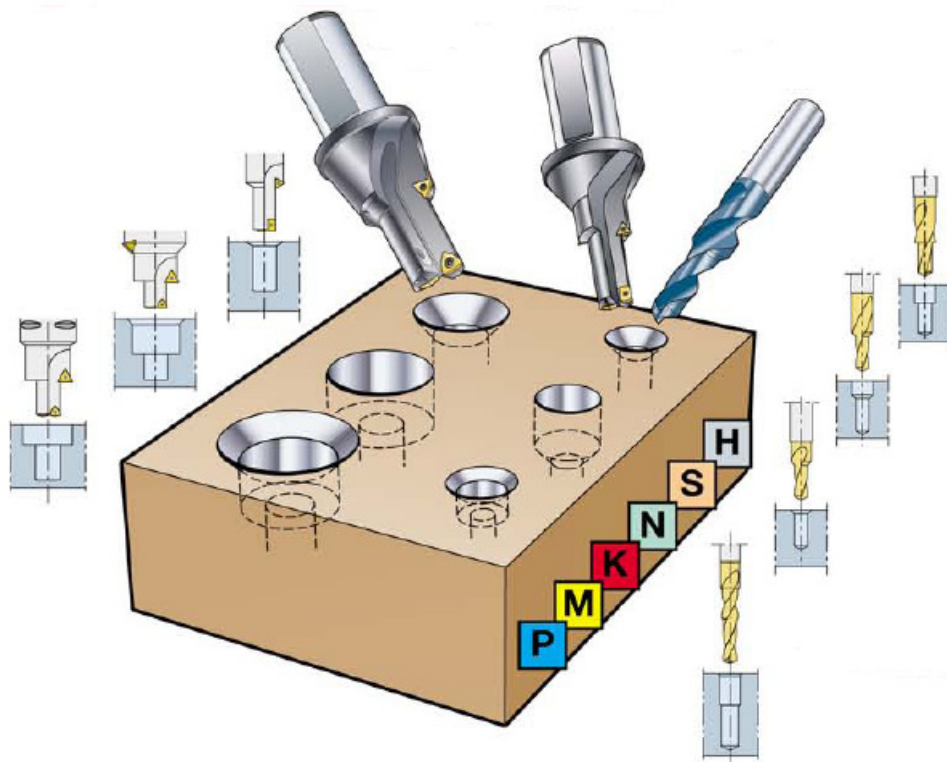
évolutions au niveau de l'arête centrale du fait de l'amincissement de l'âme du foret. Cela permet d'éliminer les problèmes liés aux efforts axiaux élevés et à l'inefficacité de la coupe à proximité de la pointe du foret. Cela, joint aux taux nettement plus élevés d'enlèvement de matière, signifie que les temps d'usinage sont de 3 à 4 fois plus courts par rapports aux forets hélicoïdaux classiques.

Plusieurs familles de forets monoblocs existent pour effectuer les différents types de trous (différents diamètres et profondeurs). La matière de la pièce usinée peut jouer un rôle dans le choix du type du foret, mais elle influence d'avantage la géométrie de la pointe du foret. On peut donc distinguer plusieurs types Figure 7 :

- Le foret hélicoïdal Figure 3 conventionnel ou classique : Ce type du foret était le plus couramment utilisé ;
- Le foret étagé Figure 7 : foret à diamètres étagés utilisé pour réaliser des trous avec deux diamètres différents ou avec un chanfrein ;
- Le foret avec trous de lubrification (deux trous de lubrification débouchent sur la face en dépouille et amènent au fond du trou le lubrifiant) : le lubrifiant refroidit l'arête de coupe, chasse les copeaux dans les goujures et lubrifie les surfaces. Il est employé pour augmenter la vitesse d'avance et la profondeur du trou percé et avec certain matériau dur ;
- Le foret à trois ou quatre goujures : caractérisé par une rigidité et une stabilité remarquable, il est employé pour le perçage de précision, de la fonte et de l'aluminium ;
- Le foret à goujure rectiligne : utilisé pour le perçage à très grande vitesse, souvent avec une lubrification centrale à haute pression pour évacuer les copeaux.



(a)



(b)

Figure 7. (a) Différents types de foret [3], (b) Les opérations réalisées avec des forets étagés [1].

Les outils disponibles aujourd'hui incluent une grande diversité de produits permettant de nombreuses combinaisons. En vue de parvenir à des résultats optimaux dans chaque contexte d'usinage particulier en perçage, il est indispensable de préciser les paramètres suivants avant de passer au choix de l'outil et des conditions d'usinage :

- diamètre et profondeur du trou ;
- tolérances à respecter ;
- coût machine ;
- forme de la pièce ;
- matière à usiner ;
- puissance et stabilité de la machine.

1.2.2- Éléments de la géométrie du foret

La géométrie du foret est un élément déterminant pour la performance du perçage, la qualité de surface du trou et la durée de vie du foret. C'est un paramètre essentiel pour le calcul des efforts de coupe générés pendant le perçage. La géométrie du foret peut être décomposée en deux parties essentielles : la goujure et la pointe. L'intersection de ces parties forme les parties actives du foret ou les arêtes de coupe.

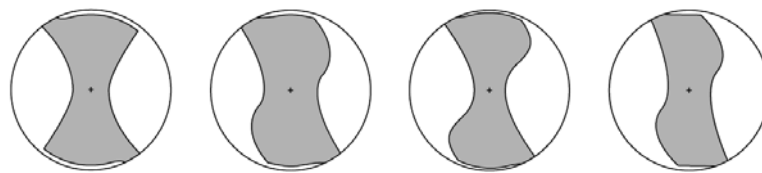


Figure 8. Différents types de la goujure : de gauche à droite on aperçoit la goujure conventionnelle, la goujure avec une épaisseur d'âme importante puis deux exemples de la goujure parabolique.

Le choix de la goujure Figure 8 est important pour l'évacuation des copeaux et la rigidité du foret. On peut distinguer :

- La goujure conventionnelle ou classique avec une épaisseur d'âme qui varie entre 0,1 et 0,25 fois le diamètre du foret. Elle se rencontre sur les forets dits classiques ;

- La goujure avec une épaisseur d'âme plus importante (de 0,2 à 0,35 fois le diamètre), l'âme est alors amincie sur la pointe du foret. Elle garantit une rigidité supérieure, pour le perçage de matériaux durs (alliages de titane, de nickel, aciers à haute résistance...) et l'utilisation de vitesses d'avance élevées ;
- La goujure parabolique qui facilite la formation et l'évacuation des copeaux, possède une rigidité élevée due à son épaisseur d'âme (entre 0,30 et 0,45 du diamètre du foret).

La pointe est la partie active du foret. C'est elle qui donne la forme finale aux arêtes de coupe. Les paramètres nominaux du foret comme l'angle au sommet et l'angle de dépouille ne suffisent pas pour définir la pointe. On peut distinguer plusieurs types d'affûtages qui définissent la forme des faces de dépouille et celle de l'âme. Différents types d'amincissements peuvent également être effectués au niveau de l'âme pour améliorer les performances du foret. Parmi le grand nombre des pointes disponibles sur le marché nous présentons ci-dessous les plus courantes.

La pointe conventionnelle ou classique Figure 9 : les faces de dépouille sont des portions de deux cônes symétriques par rapport à l'axe du foret. L'intersection des deux portions de cône forme l'arête centrale pratiquement rectiligne. L'angle de coupe obtenu sur cette arête centrale est très négatif, en outre sa forme linéaire réduit l'auto-centrage du foret et détériore en conséquence la précision du trou obtenu. Plusieurs variantes de cette pointe existent comme à titre d'exemple le foret avec un angle de pointe réduit et le foret à double angle. La première modification réduit la surface de coupe à la périphérie, et par conséquent les fissures et le broutement quand le foret débouche (trou débouchant). Elle est utilisée souvent avec les matériaux plastiques ou les matériaux tendres non ferreux. Le foret à double pointe a été développé pour les fontes et les matériaux abrasifs. L'objectif est de diminuer l'usure des périphéries et des listels du foret. Ce qui améliore non seulement la tenue à l'usure mais la qualité, la tolérance du trou et la fragmentation des copeaux. Ce type de pointe peut être utilisé également dans le cas des matériaux non durs afin d'éviter les bavures.

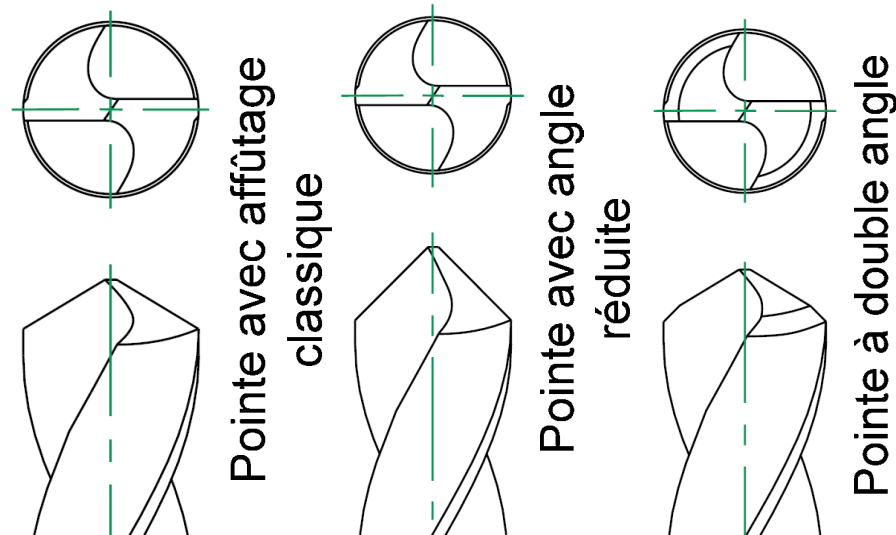


Figure 9. Foret avec une pointe conventionnelle, avec angle réduit et à double angle.

La pointe hélicoïdale Figure 10 : l'arête centrale droite du foret conventionnel est modifiée. Une autre arête centrale en forme de S est employée. Cette forme particulière a pour propriété essentielle d'augmenter sensiblement l'angle de dépouille vers le centre du foret. Cette modification de l'arête centrale aide à améliorer l'auto-centrage du foret.

La Pointe avec des faces de coupe réduite Figure 10 : elle est obtenue en altérant la face de coupe pour obtenir une surface plane dans une zone proche des arêtes de coupe (de la périphérie jusqu'aux arêtes centrales). Ceci permet de diminuer les angles de coupe, d'améliorer la rigidité des arêtes et la fragmentation des copeaux.

La pointe « crankshaft » Figure 10 : Elle a été développée pour effectuer les trous profonds de lubrification dans le vilebrequin des voitures, d'où l'origine de son nom. Elle est caractérisée par une contre dépouille et un amincissement au niveau de l'âme du foret. Par la suite, son utilisation a été étendue à des diverses applications. Avec un angle de sommet de 118° et 135° ses avantages sont nombreux : réduction des efforts axiaux, formation des copeaux fragmentés et évacuation facilitée grâce aux deux faces positives de coupe.

La pointe « Racon » Figure 10 : Avec ses arêtes de coupe de forme incurvées, le foret a un angle de pointe variable le long des ces arêtes. Cette géométrie particulière, des arêtes de coupe (plus longues que les arêtes conventionnelles) génèrent des efforts de coupe par unité de longueurs moins élevées, ce qui implique une génération de la chaleur moins importante. Comme pour les forets avec double angles de la pointe, la

périphérie du foret doit être conçue pour réduire l'usure des listels. La pointe Racon permet de réduire la bavure dans le cas des trous débouchants, et d'augmenter la durée de vie du foret avec les matériaux abrasifs. Mais elle possède un auto-centrage réduit d'où le besoin de l'utilisation du canon de guidage.

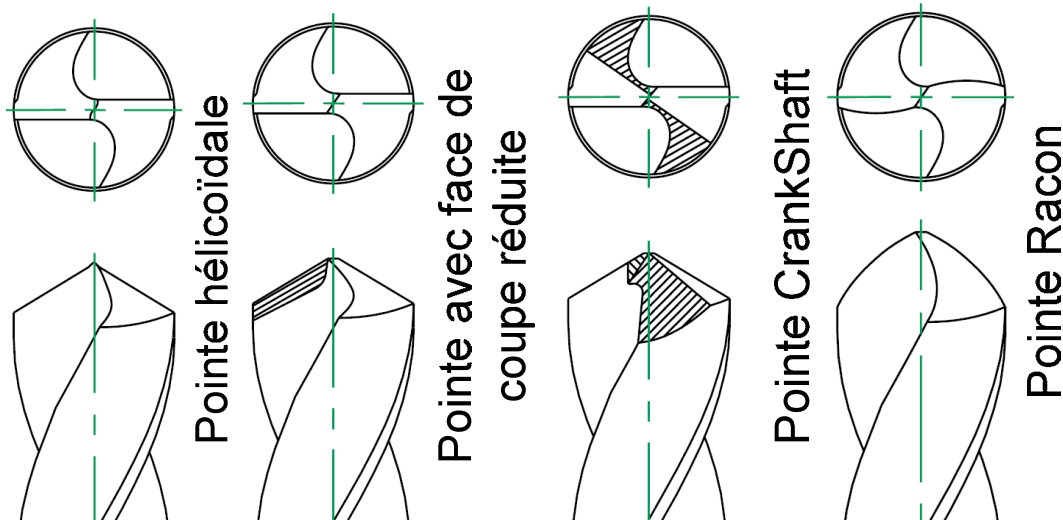


Figure 10. Quelques exemples de pointes du foret.

I.3 - Matériaux et revêtements des forets

Avec l'évolution des machines outils, des vitesses de coupe et d'avance plus importantes sont pratiquées (Usinage à Grande Vitesse, UGV). L'utilisation de l'UGV n'est pas possible sans l'évolution parallèle d'une nouvelle génération de matériaux pour les outils et les revêtements et enfin sans la définition de nouvelles géométries améliorant les performances de ces outils. Les performances des outils en UGV sont principalement évaluées par leur durée de vie caractérisant leur tenue aux contraintes mécaniques et thermiques et leur résistance à l'usure.

Les matériaux employés pour les forets doivent satisfaire plusieurs critères :

- stabilité mécanique, physique et chimique à des hautes températures ;
- résistance à l'usure ;
- ténacité à la rupture fragile.

Malheureusement, ces trois critères ne peuvent être satisfaits en même temps. Par exemple plus le matériau est réfractaire plus il est fragile (Tableau 1).




<i>Familles</i>	<i>Stabilité thermique</i>	<i>Résistance au choc</i>	<i>Résistance à l'usure</i>
Acier rapide (HSS)	Augmente 	Augmente 	Augmente 
Carbure			
Cermet			
Diamant			

Tableau 1. Familles des matériaux des forets.

Parmi les matériaux utilisés pour la fabrication des forets on trouve :

- Les aciers rapides (High Speed Steel, HSS) sont des aciers spéciaux à haute performance de très grande ténacité et d'une dureté très élevée, grâce à de fortes teneurs en éléments carburigènes (tungstène, molybdène, vanadium et chrome). Pour améliorer leur dureté à chaud, du cobalt peut également être ajouté (5 à 10%). Ils sont largement employés dans la fabrication des forets conventionnels. On peut distinguer plusieurs nuances d'acier rapide en fonction du pourcentage de cobalt qui sert à améliorer la stabilité thermique de ce dernier. Cependant, dans l'UGV, les contraintes thermiques sont plus importantes que dans l'usinage conventionnel d'où le besoin de matériaux ayant une résistance thermique supérieure.
- Le carbure de tungstène est un matériau issu de la métallurgie des poudres. Il est principalement constitué de particules très dures de carbure de tungstène (WC) dans une matrice cobalt (Co) servant de liant. Plus la teneur en cobalt est élevée, plus la ténacité est importante et plus la résistance à l'usure est moindre. On peut distinguer plusieurs types de carbure selon la taille des grains et le pourcentage en cobalt. En effet, à la différence des outils en acier rapide, le module d'Young élevé des carbures permet l'obtention d'une bonne précision et d'un bon état de surface. Mais le principal problème réside dans la tenue de l'arête de coupe à l'usure. En effet, les outils carbures ont une durée de vie de 2 à 5 fois inférieure en UGV qu'en usinage conventionnel. Ceci incite donc à l'application de revêtements de surface ou à l'utilisation d'autres matériaux d'outils.

- D'autres matériaux comme le cermet (un matériau composite composé par du céramique et d'un composant métallique comme le cobalt, le molybdène ou nickel) et la céramique peuvent encore être employés pour leur excellente résistance et leur stabilité thermique et chimique. Cependant, leur ténacité (résistance au choc) est limitée, ce qui limite leur utilisation à certaines applications spécifiques.
- Enfin le diamant polycristallin (PolyCristallin Diamond, PCD) est un diamant synthétique produit par l'agglomération de particules de diamant dans une matrice métallique. Il est fritté et aggloméré à un substrat de carbure de tungstène par un procédé à haute température et haute pression. Par sa nature, le diamant polycristallin présente un fort coefficient de dureté ; il est aussi plus résistant à l'abrasion et aux chocs multidirectionnels. Ses propriétés physiques de dureté, de résistance à la compression et de conductivité thermique lui confèrent une résistance à l'abrasion qui lui permet surtout d'usiner avec des vitesses de coupe plus importantes qu'avec des outils carbures, tout en assurant des états de surface excellents pour des durées de vie plus élevées.

Notons que les forets réaffûtables pour les trous de petits diamètres peuvent être conçus d'une seule matière (foret monobloc), ou de deux matières (par exemple foret plaquette carbure : le corps est formé d'une première matière le HSS sur laquelle une plaquette carbure est brasée pour former les arêtes de coupe après affûtage).

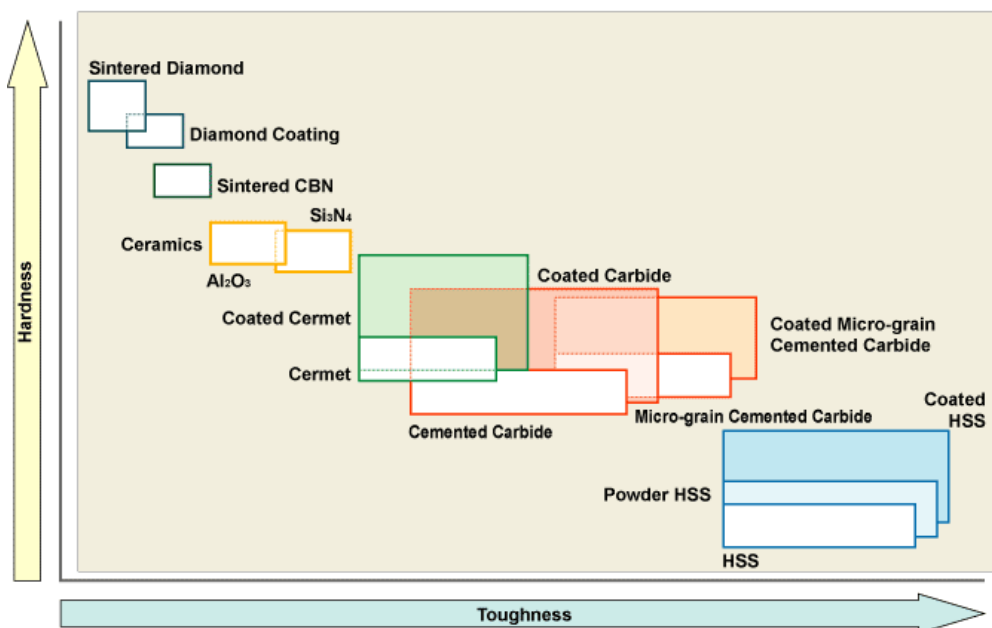


Figure 11. Différents matériaux et revêtements d'outils [4].

Le revêtement est une technologie qui améliore la capacité et la performance des outils coupants. L'outil n'est pas modifié chimiquement, mais revêtu d'une fine couche de quelques μm . Parmi les procédés d'exécution de revêtement, on peut citer le PVD (Physical Vapor Deposition). Il est réalisé sous vide à une température inférieure à 600°C . C'est une méthode très répandue pour la déposition d'un revêtement en métal dur. Un revêtement correctement appliqué et adapté à la matière usinée permet d'augmenter la durée de vie et la performance de l'outil ainsi que les caractéristiques des pièces usinées. Il permet de :

- Réduire le coefficient de frottement,
- Créer une barrière thermique en diminuant le coefficient de conduction entre l'outil et la pièce à usiner,
- Constituer une surface inerte chimiquement.

Hard Materials	Hardness (HV)	Energy Formation (kcal/g · atom)	Solubility in Iron (%.1250°C)	Thermal Conductivity (W/m·k)	Thermal * Expansion ($\times 10^{-6}/\text{k}$)	Tool Material
Diamond	>9,000	–	Highly Soluble	2,100	3.1	Sintered Diamond
CBN	>4,500	–	–	1,300	4.7	Sintered CBN
Si ₃ N ₄	1,600	–	–	100	3.4	Ceramics
Al ₂ O ₃	2,100	-100	≈ 0	29	7.8	Ceramics Cemented Carbide
TiC	3,200	-35	< 0.5	21	7.4	Cermet Coated Carbide
TiN	2,500	-50	–	29	9.4	Cermet Coated Carbide
TaC	1,800	-40	0.5	21	6.3	Cemented Carbide
WC	2,100	-10	7	121	5.2	Cemented Carbide

* $1\text{W/m} \cdot \text{K} = 2.39 \times 10^{-3} \text{cal/cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}$

Tableau 2. Caractéristiques des différents matériaux et revêtements d'outils [4].

Plusieurs types de revêtements sont employés avec les forets. Par exemple :

- TiN (nitrure de titane) employé pour de nombreuses applications conventionnelles, contribue à l'amélioration de la dureté et de la résistance à l'usure. Cependant ses performances thermiques et son coefficient de frottement sont moyens par rapport aux autres revêtements.
- TiAlN est caractérisé par une dureté légèrement supérieure au TiN, une ténacité et une stabilité chimique et thermique élevées. Son coefficient de frottement est moyen.

- MoS_2 (sulfure de molybdène) est un revêtement non dur employé comme lubrifiant solide du fait de son faible coefficient de frottement, dans les opérations où l'utilisation des lubrifiants liquides est impossible. Il possède une bonne résistance thermique et une ténacité faible. Il est employé généralement comme une couche complémentaire avec un revêtement multicouche dur.

Il existe également d'autres procédés (CVD : chemical vapour deposition) et types (PCBN : polycrystalline cubic boron nitride) de revêtement, ainsi que des revêtements multicouches Figure 12 dont les couches peuvent être ou non de même matière. La performance d'un revêtement dépend de la matière usinée et de la technologie utilisée pour sa déposition. Le choix des matériaux d'outils et de leurs revêtements est important. Il dépend des différents critères caractérisant le comportement du couple outil-matière.



(a)



(b)

Figure 12. Image réalisée avec un MEB d'un outil revêtu avec trois couches de revêtement (a) puis une seule couche (b) [4].

L'importance et l'efficacité des revêtements, ont été étudiées par plusieurs auteurs. Tönshoff et al. [5] Figure 13 ont comparé les performances des forets revêtus (TiN et TiAlN), par rapport à un autre non revêtu. Les courbes d'évolution de la largeur moyenne de la bande d'usure en dépouille VB_c Figure 13 pendant le perçage montrent l'efficacité des revêtements. Harris et al. [6] ont étudié la performance de plusieurs types de revêtements (monocouche et multicouches) pendant le perçage à sec de l'acier. Ils ont montré Figure 14 qu'un bon revêtement peut augmenter d'une manière significative la durée de vie du foret (de 750 à 2250 trous).

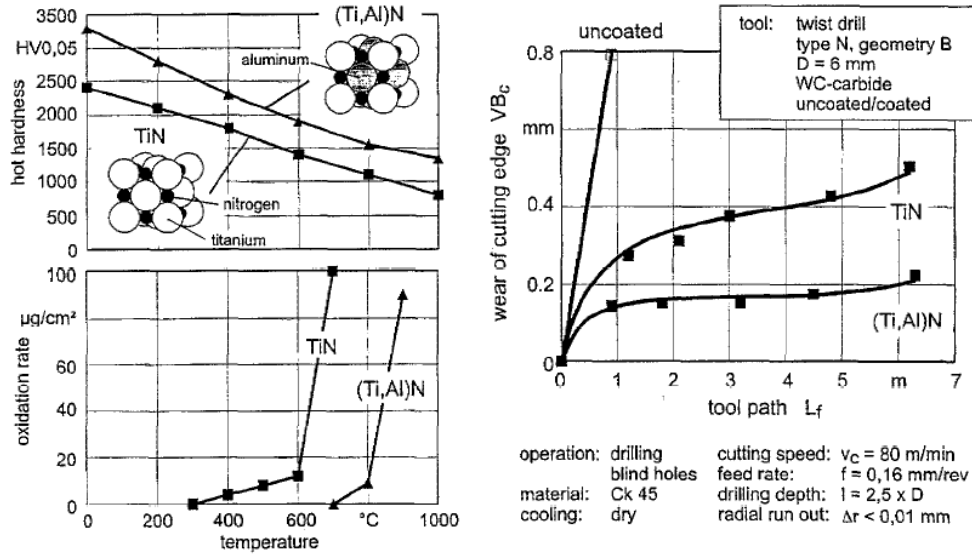


Figure 13. L'évolution de VB_c pendant le perçage avec des forets revêtus et sans revêtement [5].

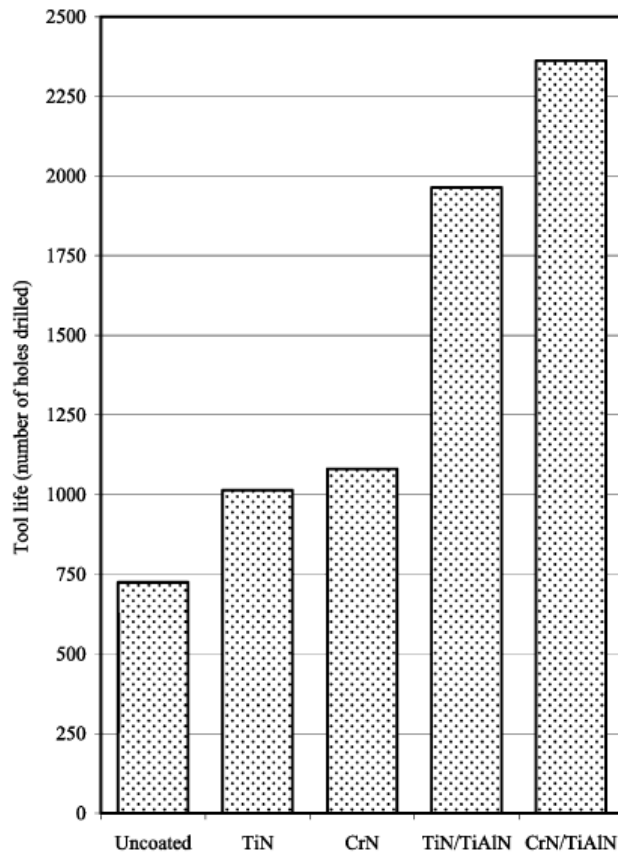


Figure 14. Nombre de trous percés avec des forets non revêtus et revêtus avec plusieurs types de revêtements [6].

I.4 - Lubrification et perçage à sec ou à lubrification minimale

Le perçage de trous courts avec des forets en carbure permet d'atteindre des taux élevés d'enlèvement de matière avec cependant une très importante génération de chaleur. Cette chaleur générée et l'important volume de copeaux produit sont évacués par le liquide de coupe dont l'apport, interne ou externe, s'effectue sous haute pression. Les conditions extrêmes rencontrées en perçage en ce qui concerne l'évacuation des copeaux et les hautes températures rendent nécessaires une pression et un débit correct du liquide de coupe pour garantir un usinage fiable et des résultats de bonne qualité. Il existe des diagrammes fournissant des valeurs guides, mais qu'il faut cependant parfois ajuster en fonction des conditions d'usinage effectives et, entre autres, de la nature de la matière usinée.

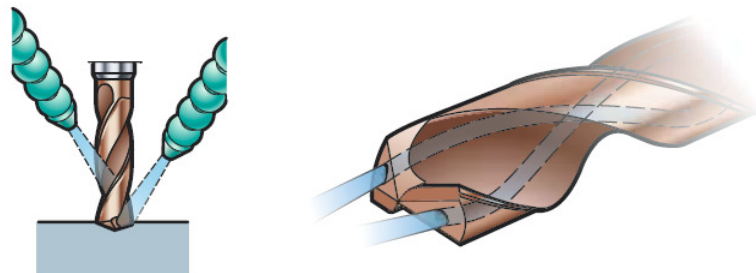


Figure 15. Lubrification interne et externe [1].

Aujourd'hui, l'usinage lubrifié est encore largement répandu dans l'industrie mécanique. Cependant des travaux de recherche ont été conduits pour minimiser voire éliminer l'emploi des fluides de coupe et un nouveau concept de lubrification minimale (ou de quantité minimale de lubrifiant) et d'usinage à sec a été introduit [5-11].

En plus d'être nocifs pour l'environnement et la santé humaine, l'emploi de ces lubrifiants occasionne des coûts de production et d'évacuation des déchets plus élevés. Suivant les pièces usinées, l'usinage à sec permet d'économiser jusqu'à 17% du coût total de la pièce fabriquée, cette économie est principalement réalisée grâce à la suppression de plusieurs postes budgétaires, à savoir : l'approvisionnement en lubrifiant, le traitement et l'évacuation des fluides usagés [7-8] et le nettoyage des pièces après usinage. La réduction des coûts associée à la minimisation de la pollution

réalisée par l'usinage à sec est la principale clé permettant à l'industrie de rester compétitive et rentable pour l'avenir.

La caractéristique essentielle de la lubrification minimale est d'obtenir l'effet réfrigérant du lubrifiant par l'application d'un jet d'air comprimé. Un faible apport de lubrifiant est alors nécessaire, à condition qu'il soit injecté de manière efficace dans la zone de coupe. Ce lubrifiant est complètement utilisé et les copeaux formés sont quasiment secs. Cependant, tous les effets produits par l'utilisation classique de la lubrification (fort débit de fluide de coupe) ne sont pas obtenus par la lubrification minimale. Toutefois, les résultats obtenus avec la lubrification minimale en perçage sont excellents en comparaison de ceux obtenus avec la lubrification classique [9]. La lubrification minimale est alors une solution alternative intéressante d'un point de vue économique, mais aussi pour le respect de l'environnement. Elle combine en effet les deux fonctions (refroidissement et lubrification) avec une quantité extrêmement faible de lubrifiant, elle a donc le potentiel suffisant pour combler l'intervalle entre lubrification classique et usinage à sec.

I.5 - Formation des copeaux

La matière à usiner, la géométrie de l'outil, la vitesse de coupe, l'avance et le choix du liquide de coupe influent sur la formation des copeaux. Une forte avance et/ou une vitesse de coupe réduite produisent des copeaux plus courts Figure 16. La longueur des copeaux peut être considérée comme acceptable lorsque ceux-ci peuvent être évacués sans problème au niveau des goujures.

Des essais de l'outil, sous différentes combinaisons de vitesses de coupe et d'avance, dans la matière concernée, sont nécessaires pour trouver les bonnes conditions de fonctionnement de l'outil et de formation des copeaux. Il faut, pour assurer une bonne évacuation du copeau, que les arêtes de coupe forment un copeau continu, donc ne débouchent pas transitoirement dans le vide après amorçage du processus de coupe. Quand le foret attaque la surface de la pièce selon une direction oblique, il est donc nécessaire que le rapport vitesse de coupe sur vitesse d'avance soit inférieur à une valeur critique.

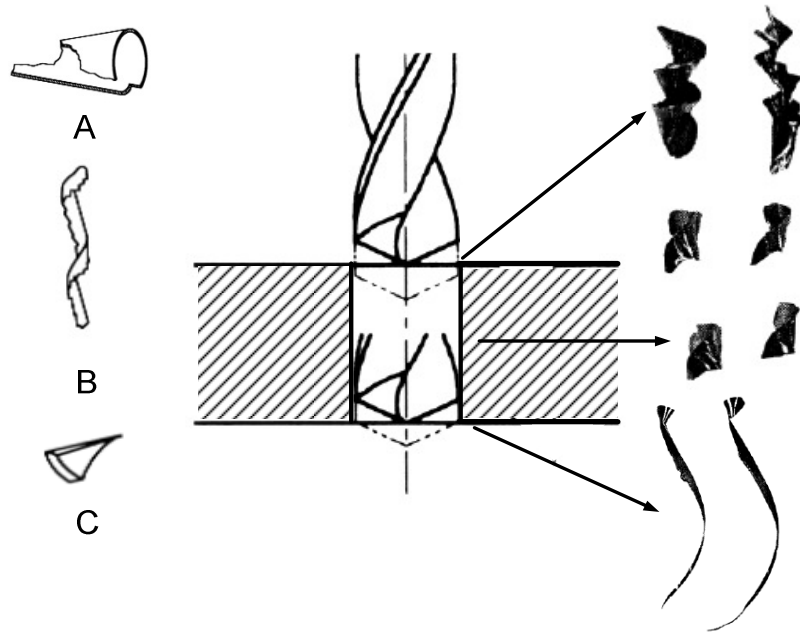


Figure 16. Différents types de copeaux.

I.6 - Mécanismes d'enlèvement de la matière pendant le perçage

Les mécanismes d'enlèvement de la matière pendant le perçage avec un foret hélicoïdal conventionnel sont classés en deux catégories :

- La formation des copeaux le long des arêtes principales qui est très semblable à une opération de coupe Figure 17a.
- La formation des copeaux le long de l'arête centrale est plus complexe. En effet, au centre du foret, où la vitesse d'avance est plus importante que la vitesse de rotation, l'enlèvement de la matière est plus proche d'une indentation que de la coupe. Enfin, sur l'autre partie de l'arête centrale, la vitesse de rotation n'est pas nulle : l'enlèvement de la matière est semblable à un mécanisme de coupe avec des conditions très sévères (angle de coupe négatif).

Dans les forets avec des géométries modernes, l'amincissement au niveau de l'arête centrale contribue à l'amélioration des conditions de coupe dans cette région en modifiant l'angle de coupe Figure 17b. L'indentation est réduite à une zone très petite de quelque dizaine de micromètres juste au centre du foret.

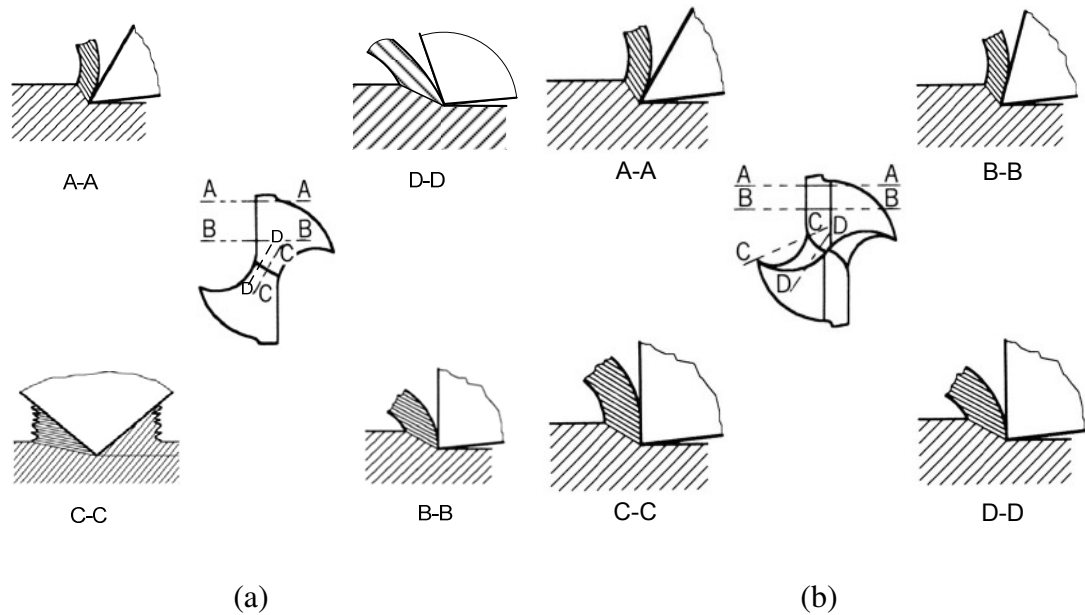


Figure 17. Mécanisme d'enlèvement de la matière pendant le perçage avec un foret hélicoïdal conventionnel (a) et un foret de géométrie moderne (b).

I.7 - Bavure

Comme pour la majorité des opérations d'usinage, le perçage d'un trou débouchant peut entraîner la formation d'une bavure sur la face inférieure et parfois supérieure de la pièce. Le terme bavure signifie Figure 18 un surplus involontaire de matière souvent de très faible épaisseur qui n'existe pas avant le perçage, c'est une petite lamelle de métal très déformée restant attachée au bord du trou. La plupart des problèmes liés à la bavure sont causés par la bavure inférieure. Ces problèmes sont très variables : du mauvais alignement pour les assemblages, réduction de la durée de vie en fatigue (causée par le comportement de la bavure comme un point d'initiation d'une fissure) et des sérieuses dégradations dans les pièces en mouvement. Pour ces raisons il est préférable d'éviter ou de minimiser les bavures, sinon une opération supplémentaire d'ébavurage s'avère parfois nécessaire. La forme et la taille de bavure dépend de plusieurs paramètres : par exemple la matière percée et les conditions de coupe.

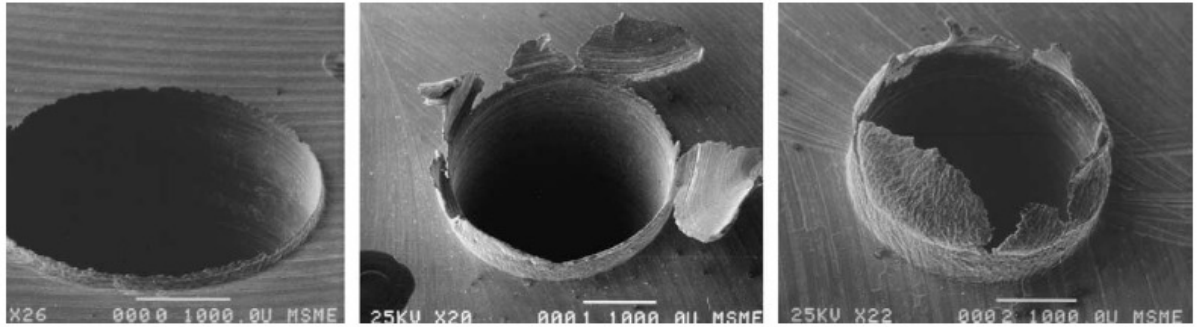


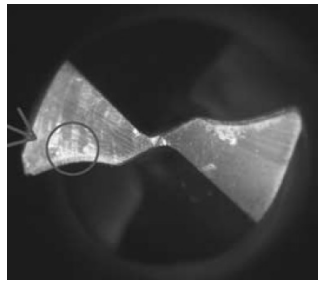
Figure 18. Trois types de bavure de L' AISI 4118, de gauche à droite : bavure uniforme, bavure transitoire et bavure en forme d'une couronne [12].

Plusieurs chercheurs ont étudié [12] ce phénomène afin de comprendre et de contrôler la formation des bavures. Cependant aucun modèle analytique ou empirique n'est capable de résoudre efficacement ce problème. En effet la complexité de l'opération du perçage et les nombreux paramètres qui gouvernent la formation de la bavure rendent la modélisation difficile.

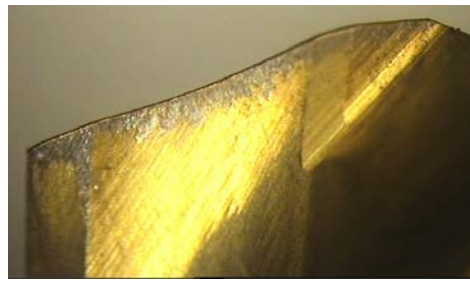
I.8 - Usure de foret

Les parties du foret, en contact avec la pièce ou le copeau s'usent. On peut distinguer trois types d'usure :

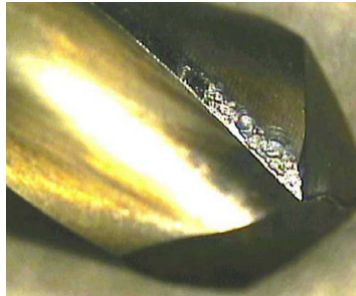
- L'usure de la dépouille Figure 19-a, est caractérisée par un marquage le long des arêtes principales et centrales dans la direction de l'écoulement du métal. Elle est maximum au niveau du bec à cause de la vitesse de coupe élevée en cette partie du foret ;
- L'usure des listels Figure 19-c, est parfois accompagnée par une entaille ; cette usure est gênante car elle oblige à enlever lors de réaffûtage une partie importante de matière. Ce type d'usure est important lorsque le matériau usiné est abrasif, écrouissable ou bien si l'affûtage n'est pas symétrique.
- L'usure de la face de coupe Figure 19-b, est constatée parfois sous forme d'une usure en cratère. Elle ne perturbe pas le fonctionnement du foret. il est rare de le faire disparaître par affûtage.



(a)



(b)



(c)

Figure 19. Différents types d'usure des forets: (a) usure de la dépouille [13], (b) usure de la face de coupe et (c) usure des listels[14].

L'usure est causée par plusieurs phénomènes ou mécanismes :

- L'abrasion Figure 19 a-b, est due au frottement de la matière de la pièce le long de la partie avant de la face de dépouille, ou de copeau le long de la face de coupe.
- L'adhésion Figure 20 est un phénomène dû à l'action conjuguée de la température et de la pression exercée par le copeau sur la face de coupe. Lorsque ces conditions sont réunies des microsoudures se développent dans la zone de contact. Ces microsoudures peuvent former ensuite ce qu'on appelle une arête rapportée qui peut s'arracher de l'outil et causer un cratère.
- La diffusion Figure 20 est un micro-transfert à l'échelle d'atome entre le copeau et l'outil. Il nécessite comme l'adhésion une température et une pression au niveau du contact outil-copeau élevées. Le taux d'adhésion croît généralement avec la température.
- L'oxydation peut avoir lieu à des hautes températures. Les oxydes formés sont facilement enlevés ce qui aboutit à une usure importante de l'outil.

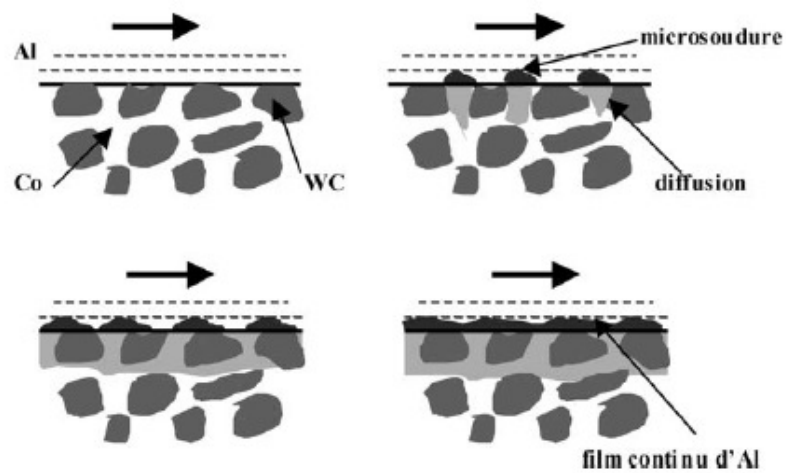
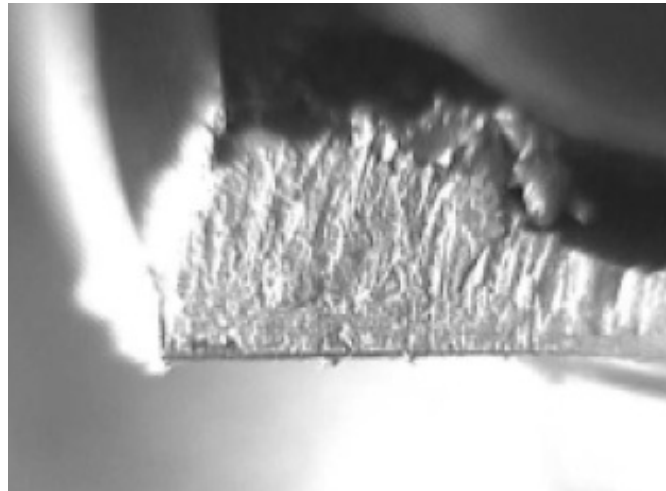


Figure 20. L'usure par adhésion à gauche [14] et [15].

Chacun de ces différents mécanismes dépend d'un grand nombre de paramètres (par exemple : matières de l'outil et de la pièce, conditions de coupe, l'utilisation de lubrification). Ils peuvent intervenir simultanément, successivement ou individuellement. Enfin l'usure peut aboutir à une rupture catastrophique du foret Figure 21.

Pour déterminer quand il est nécessaire de réaffûter ou de remplacer le foret, on peut s'appuyer sur différents critères. Les critères normaux à cet égard sont l'état de surface et la dimension du trou, mais il est également courant de se baser sur 80 % de la durée de vie estimée de l'outil.

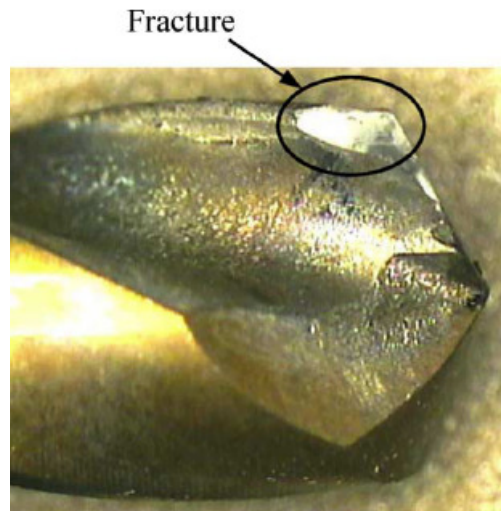


Figure 21. Exemple de rupture du foret [14].

I.9 - Perçage assisté

Pour terminer ce chapitre, il faut noter que des nouvelles technologies sont en cours de développement afin d'améliorer la performance du perçage. Parmi ces méthodes on cite comme exemple le perçage vibratoire [16].

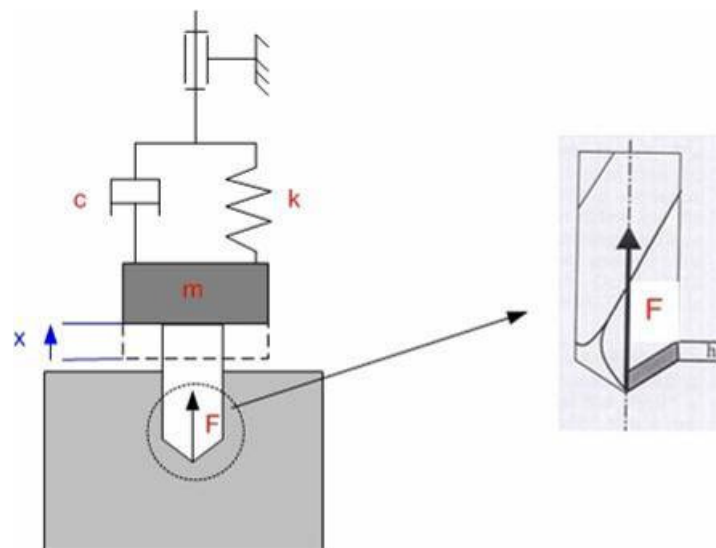


Figure 22. Principe du perçage vibratoire[16].

En se basant sur le constat qu'une des principales difficultés du perçage des trous profonds réside dans la fragmentation et l'évacuation du copeau, ce type de perçage suppose résoudre ce problème en rajoutant un mouvement vibratoire axial au

déplacement classique du foret. Cette modification nécessite l'utilisation d'une tête spéciale permettant de générer le mouvement souhaité. Plusieurs étapes de développement sont nécessaires afin d'obtenir une tête fiable et compatible avec la majorité des machines outils :

- Modéliser les efforts de coupe ;
- Etablir les zones de stabilités ;
- Développer des simulations numériques pour définir le comportement vibratoire de la tête de perçage.

Les premiers résultats observés avec cette technologie sont encourageants. Cependant des études supplémentaires sont nécessaires avant l'industrialisation de cette technologie.

I.10 - Conclusions

Le perçage des trous courts de diamètre généralement compris entre 10 et 20 mm est une opération très courante dans l'industrie mécanique. Les outils employés pour réaliser ce type de trous sont majoritairement des forets monoblocs.

Les progrès effectués dans le domaine des machines-outils ont incités les fabricants des forets à développer des géométries de plus en plus complexes et à utiliser dans la fabrication de ceux-ci des matériaux et des revêtements de plus en plus performants. Ces forets munis d'une géométrie modifiée ont radicalement transformé les conditions de perçage des trous courts. Leur propriété d'auto-centrage, les tolérances étroites qu'ils respectent, et les taux nettement plus élevés d'enlèvement de matière montrent l'efficacité de ces géométries.

Malgré ces améliorations, de nombreux problèmes liés au perçage peuvent avoir lieu, comme par exemple : l'erreur de forme, de surface, les bavures, le délaminage dans le cas des matériaux composites, la vibration, le broutement et l'usure ou la rupture de l'outil. Ces difficultés sont dues à un mauvais choix de l'outil ou des conditions de coupe utilisées. En outre, des nouvelles nuances de matériaux sont développées dont leur usinabilité et leur condition de coupe optimale sont à déterminer.

Pour résoudre ces problèmes, il faut choisir voir même développer, la géométrie du foret, la matière et le revêtement de l'outil. Pour valider la géométrie et déterminer les meilleures conditions et stratégies de coupe pour un matériau donné, de nombreux essais. Optimiser le procédé et économiser du temps et de l'argent sont les principales motivations d'une modélisation du perçage. Pour effectuer cette tâche, une étude bibliographique sur les modèles de coupe développés pour le perçage constitue l'étape suivante de notre travail de recherche.

Références :

- [1] *Sandvik Coromant ; Catalogue.*
- [2] *Sandvik Coromant ; “Perçage” ;
Techniques de l’ingénieur ; 2001 ; pp. BM 7 088-1, BM 7 088-20.*
- [3] *Kennametal ; Catalogue.*
- [4] *Mitsubishi ; Catalogue.*
- [5] *K. Tönshoff, A. Mohlfeld, T. Leyendecker, H.G. Fuß, G. Erkens, R. Wenke, T. Cselle, M. Schwenck ; Wear mechanisms of (Ti -Al)N coatings in dry drilling ;
Surface and Coatings Technology ; 1997 ; pp . 603-609.*
- [6] *S.G. Harris, E.D. Doyle, A.C. Vlasveld, P.J. Dolder ; Dry cutting performance of
partially filtered arc deposited titanium aluminium nitride coatings with various
metal nitride base coatings; Surface and Coatings Technology; 2001; pp. 305-311.*
- [7] *F. Klocke and G. Eisenblätter; Dry Cutting; CIRP Annals - Manufacturing
Technolog; Volume 46; Issue 2; 1997; Pages 519-526.*
- [8] *M. Lahres and G. Jörgensen; Properties and dry cutting performance of diamond-
coated tools; Surface and Coatings Technology; Volume 96; Issues 2-3; 25
November 1997; Pages 198-204.*
- [9] *R. Heinemanna; S. Hindujaa; G. Barrowa; G. Petuellig Effect of MQL on the tool
life of small twist drills in deep-hole drilling; International Journal of Machine
Tools & Manufacture; 46 (2006); pp. 1–6.*
- [10] *A. R. Machado and J. Wallbank; The effect of extremely low lubricant volumes in
machining; Wear; Volume 210; Issues 1-2; September 1997; Pages 76-82.*
- [11] *A. S. Varadarajan, P. K. Philip and B. Ramamoorthy; Investigations on hard
turning with minimal cutting fluid application (HTMF) and its comparison with dry
and wet turning; International Journal of Machine Tools and Manufacture; Volume
42; Issue 2; January 2002; Pages 193-200.*

- [12] *Jinsoo Kim, Sangkee Min , David A. Dornfeld; Optimization and control of drilling burr formation of AISI 304L and AISI 4118 based on drilling burr control charts; International Journal of Machine Tools & Manufacture; 2001; pp. 923–936.*
- [13] *Y.C. Chen, Y.S. Liao; Study on wear mechanisms in drilling of Inconel 718 superalloy; Journal of Materials Processing Technology; 2003; pp. 269–273.*
- [14] *J.L. Cantero,, M.M. Tardi'ob, J.A. Canteli, M. Marcos, M.H. Migue'lez ; Dry drilling of alloy Ti–6Al–4V; International Journal of Machine Tools & Manufacture; 2005; pp.1246–1255.*
- [15] *H.L. Coldwell, R.C. Dewes, D.K. Aspinwall, N.M. Renevier, D.G. Teer; The use of soft/lubricating coatings when dry drilling BS L168 aluminium alloy; Surface and Coatings Technology; 2004; pp.716–726.*
- [16] *N. Guibert, H. Paris, J. Rech, Influence of the chisel edge geometry on the vibratory drilling behaviour, 5° International Congress HSM, Metz -14/15 et 16 Mars 2006*

Chapitre II - Bibliographie, éléments sur la modélisation du perçage

Dans ce chapitre une étude bibliographique sur le perçage est présentée. Des modèles qui définissent la géométrie du foret et calculent les efforts de coupe générés pendant le perçage sont étudiés. Plusieurs approches sont comparées et analysées.

II.1 - Introduction

Réaliser un grand nombre de trous en respectant les tolérances et l'état de la surface exigés le tout au moindre coût est un besoin essentiel dans l'industrie moderne. Ces opérations réalisées avec d'importants taux d'enlèvement de la matière doivent éviter les nombreux problèmes liés au perçage qui peuvent avoir lieu : l'erreur de forme, de surface, les bavures, le délaminage dans le cas des matériaux composites, la vibration, le broutement et l'usure ou la rupture de l'outil.

Le respect de ces exigences nécessite le recours à une géométrie convenable du foret et à des conditions de coupe adaptées à cette géométrie. La validation d'une géométrie (choisie parmi celles disponibles ou en cours de développement) ainsi que la détermination des conditions de coupe optimales nécessitent de nombreux essais. Etant donné que ces deux paramètres (la géométrie du foret et les conditions de coupe) dépendent essentiellement de la matière percée, un grand nombre d'essais doit être effectué pour chaque matériau.

Ainsi, la modélisation du perçage est un moyen permettant de réduire le temps et le coût de la conception de nouvelles géométries de forets, de simuler leur performance en termes d'effort et de température de coupe. Dans ce chapitre, une revue des modèles développés pour le perçage est présentée. Ces modèles qui se classent en plusieurs catégories selon l'approche utilisée, sont commentés et analysés afin de connaître leur capacité et leur limite.

II.2 - Les approches empiriques et expérimentales

Le perçage est très certainement l'une des opérations d'usinage les plus complexes. Plusieurs paramètres (vitesse de coupe et angles de coupe) varient le long des arêtes de coupe, les mécanismes responsables de la formation du copeau et de son évacuation ne sont pas observables compte tenu du fait que la coupe a lieu dans un milieu confiné. La difficulté de la modélisation explique le fait que les premiers travaux s'intéressant à cette opération sont expérimentaux et débouchent sur des lois empiriques.

Shaw et Oxford [1] ont utilisé l'analyse dimensionnelle pour établir des expressions permettant de calculer le couple et l'effort axial générés pendant le perçage. Ils ont mis en place des relations adimensionnelles donnant le couple C_z et l'effort axial F_z . Selon les auteurs, l'effort axial et le couple dépendent de la dureté Brinell H_B du matériau usiné, de l'avance f (mm/tr), de la longueur de l'arête centrale c , et du diamètre du foret D et ceci selon les expressions sans dimension suivantes :

$$\frac{C_z}{D^3 H_B} = K_8 \frac{f^{0.8}}{D^{1.2}} \left[\frac{1 - \left(\frac{c}{D}\right)^2}{\left(1 + \frac{c}{D}\right)^{0.2}} + K_9 \left(\frac{c}{D}\right)^{1.8} \right] \quad (2.1)$$

$$\frac{F_z}{D^2 H_B} = K_{15} \frac{f^{0.8}}{D^{1.2}} \left[\frac{1 - \frac{c}{D}}{\left(1 + \frac{c}{D}\right)^{0.2}} + K_{14} \left(\frac{c}{D}\right)^{0.8} \right] + K_{12} \left(\frac{c}{D}\right)^2 \quad (2.2)$$

où K_8 , K_9 , K_{15} et K_{12} sont des constantes. Des essais permettent de déterminer la valeur de ces constantes, elles dépendent du couple outil-matière usinée et sont valables pour une géométrie donnée.

Pour valider leur étude *Shaw et Oxford* ont effectué une campagne d'essais essentiellement sur l'acier SAE 3245 traité $H_B = 196-207$, avec des forets hélicoïdaux à géométrie classique. Ils ont évalués les valeurs des constantes pour le SAE 3245. Ils ont constaté que ces constantes sont valables pour la majorité des aciers de dureté Brinell inférieure à 250. Pour d'autres matériaux, les coefficients doivent être corrigés. Ils ont également réalisé des essais

avec des forets correspondant à différents angles d'hélice (entre 15° et 40°). Ils ont constaté que l'influence de ce paramètre est négligeable si aucun problème d'évacuation n'est apparu lors du perçage.

Galloway [2] a effectué une étude expérimentale pour améliorer les techniques du perçage. Il a étudié en particulier :

- l'influence des principaux éléments de la géométrie du foret (l'angle de pointe et l'angle d'hélice principalement) sur la performance de ce dernier,
- les vibrations générées pendant le perçage,
- la durée de la vie du foret et la précision du trou percé.

Pour commencer Galloway a étudié la géométrie du foret hélicoïdal classique, il a établi plusieurs relations permettant de calculer les divers angles du foret. Il a même développé des expressions décrivant les mouvements des disques de meulage et la forme de la pointe. Il a testé ses relations en comparant les valeurs calculées à des valeurs correspondantes mesurées.

Dans son étude Galloway a testé plusieurs types de matériaux (des aciers, un alliage de Titane et une fonte) et plusieurs géométries de foret (foret hélicoïdal classique avec plusieurs valeurs d'angle de pointe et d'hélice). Il a remarqué que la fin de la durée de vie du foret peut être prédite par une augmentation de l'effort axial et du couple. Il a trouvé que l'angle de la pointe et l'angle de dépouille latéral optimaux Figure 1 dépendent de la matière percée (par exemple l'angle de la pointe optimale est compris entre 60° et 80° pour la fonte, il est égal à 130° pour l'acier et l'angle de dépouille nominal optimal est compris entre 9° et 15° pour tous les matériaux usinés).

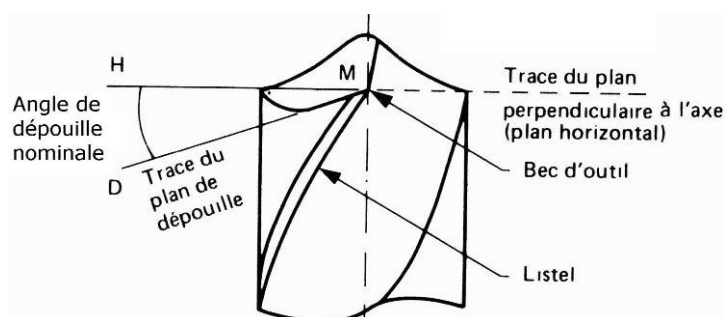


Figure 1. L'angle nominal de dépouille.

Il a montré que l'effort axial généré peut être réduit et la durée de vie améliorée considérablement en utilisant un foret avec un amincissement approprié au niveau de l'âme du foret. Pour éviter les vibrations, Galloway a souligné l'importance de la rigidité et de la machine.

Pour mieux comprendre le perçage, le rôle joué par la géométrie du foret et les phénomènes physiques qui ont lieu durant l'enlèvement de la matière ; Oxford [3] a réalisé des essais dits de 'Quick-Stop' Figure 2, avec un foret hélicoïdal classique conventionnel. Oxford a employé un dispositif expérimental spécial permettant d'arrêter brutalement la coupe par une mise en mouvement de la pièce. Cette méthode a été choisie du fait de l'impossibilité d'observer directement la formation du copeau pendant le perçage par des techniques alternatives : photographie directe ou imagerie rapide.

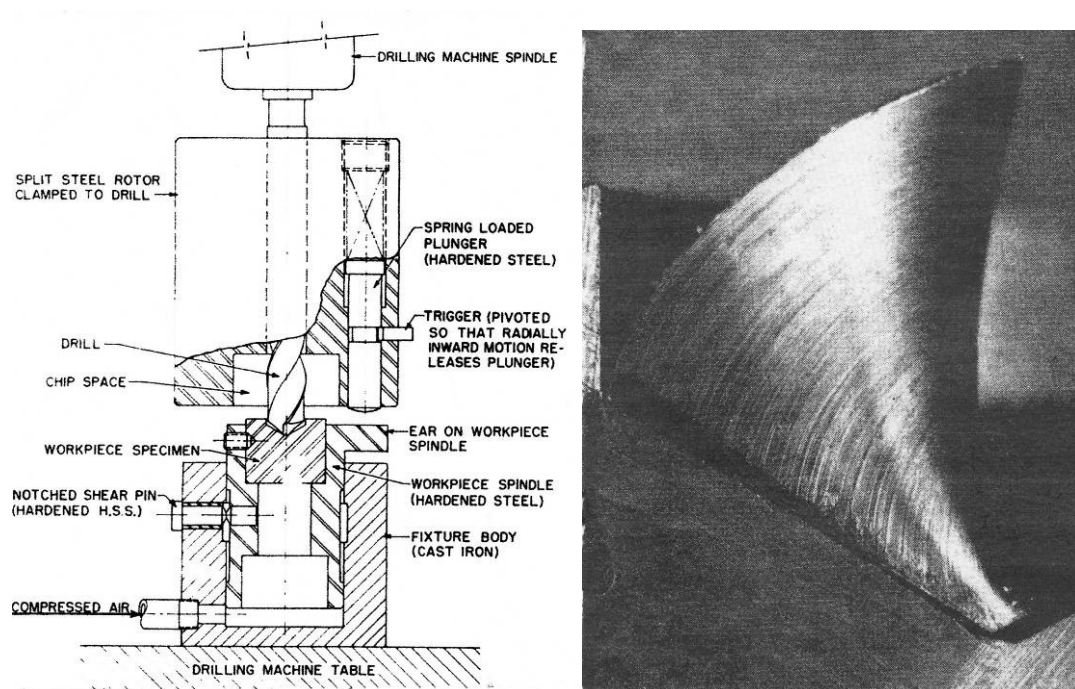
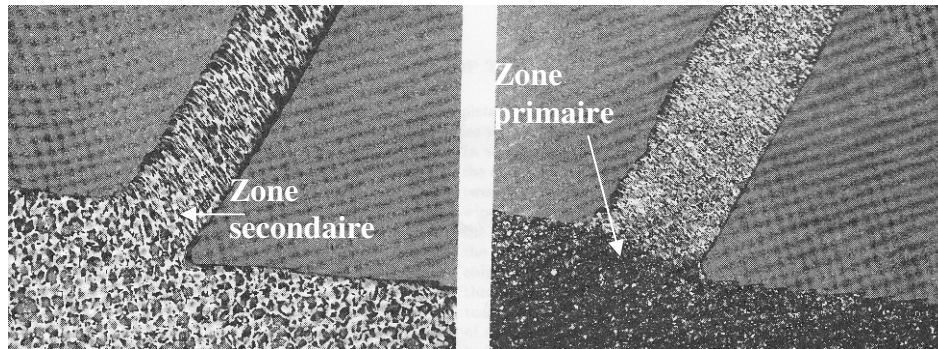


Figure 2. Le dispositif expérimental de l'essai Quick Stop et copeau obtenu avec un tel type d'essai.

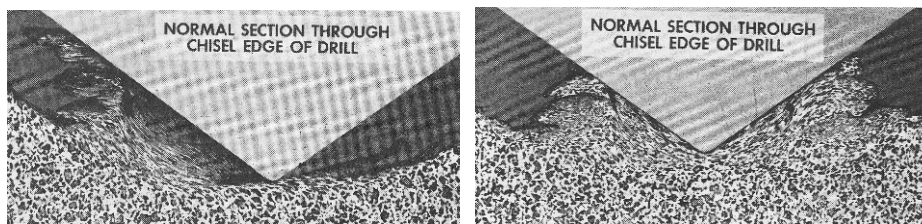
Il a observé la formation du copeau le long des arêtes de coupe. Il a ainsi distingué l'existence de deux zones Figure 3 :

- La zone des arêtes principales : l'enlèvement de la matière dans cette zone est une coupe avec une vitesse et un angle normal variable le long des arêtes.

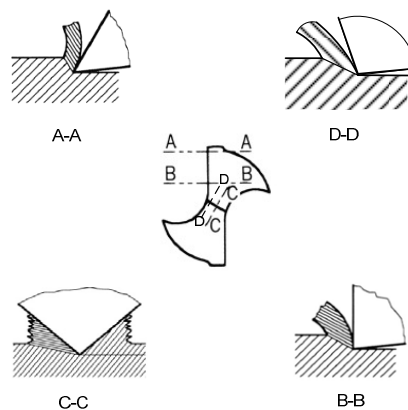
- La zone de l'arête centrale : deux phénomènes sont présents. Le premier est une coupe avec un angle normal très négatif. Le deuxième se produit uniquement à proximité de l'axe du foret où l'influence de la vitesse d'avance est très importante. Oxford a considéré ce phénomène comme de l'indentation.



- (a) Deux sections du copeau en deux points de l'arête principale de coupe où on remarque que le copeau se forme par cisaillement dans la zone primaire.



- (b) Deux sections au niveau de l'arête centrale, il y a une coupe avec un angle de coupe très négatif sur la périphérie de l'arête centrale (Figure gauche) et une déformation plastique avec écoulement de la matière vers les arêtes principales, phénomène qui s'apparente plus à de l'indentation (Figure droite).



(c)

Figure 3. (a) et (b) Des observations effectuées par Oxford [3] par des essais de Quick-Stop, (c) une représentation schématique des observations d'Oxford.

Il a mesuré ensuite la projection de l'angle d'écoulement du copeau η_c (L'angle mesuré dans le plan de la face de coupe entre la normale à l'arête et la direction d'écoulement du copeau, Figure 4, puis il a développé des relations permettant de calculer cet angle et plusieurs angles de coupe, en fonction de la géométrie du foret. Il a tracé l'évolution de l'angle d'écoulement en fonction de l'angle d'inclinaison i (L'angle mesuré dans le plan qui contient l'arête et la vitesse de coupe entre la perpendiculaire à la direction de coupe et l'arête de coupe, Figure 4). Il a constaté que la loi de Stabler [4] qui suppose que l'angle d'écoulement de copeau est égale à l'angle d'inclinaison dans le cas de coupe oblique ($\eta_c = i$) n'est pas valable dans le cas de perçage.

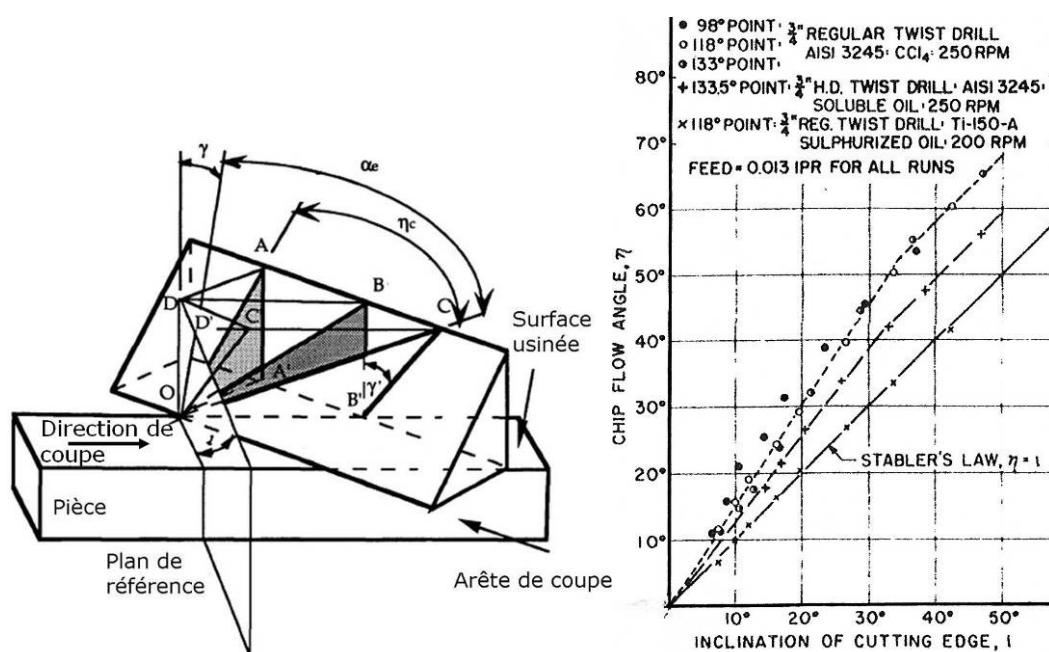


Figure 4. L'angle d'écoulement du copeau en fonction de l'angle d'inclinaison [3].

Le recours à ces modèles empiriques nécessite souvent la détermination d'un grand nombre de constantes qui sont propres à chaque type de matériau et qui dépendent également de la géométrie du foret utilisé. Ces constantes sont alors obtenues moyennant un grand nombre d'essais, d'où la faiblesse de ces modèles. Ces travaux empiriques et expérimentaux ont formé néanmoins une première étape dans la compréhension des mécanismes d'enlèvement du copeau pendant le perçage. Ils ont ouvert le chemin pour des travaux plus approfondis et qui tient compte de la physique des phénomènes.

II.3 - Les approches physiques

Oxford [3] a montré l'existence de deux principaux mécanismes d'enlèvement de matière au cours du perçage : la coupe et l'indentation. Les approches théoriques consistent à étudier ces deux mécanismes et à comprendre les divers phénomènes physiques qui ont lieu et l'influence des divers paramètres afin de modéliser le perçage.

Les travaux de Pal et al. [5] sont parmi les premières tentatives visant à établir une méthode physique pour calculer le couple généré pendant le perçage des matériaux ductiles. Les paramètres utilisés dans cette méthode sont : les propriétés du matériau percé, la géométrie de l'outil et les conditions de coupe. A cause de la nature complexe de l'indentation dans la zone centrale, Pal et al. ont évité cette région en effectuant un pré trou dans les pièces étudiées. Ils ont supposé que le couple est la résultante de deux composants :

- la contribution tangentielle des efforts de coupe,
- la friction entre la face de dépouille et la surface usinée du matériau obtenue par des observations expérimentales.

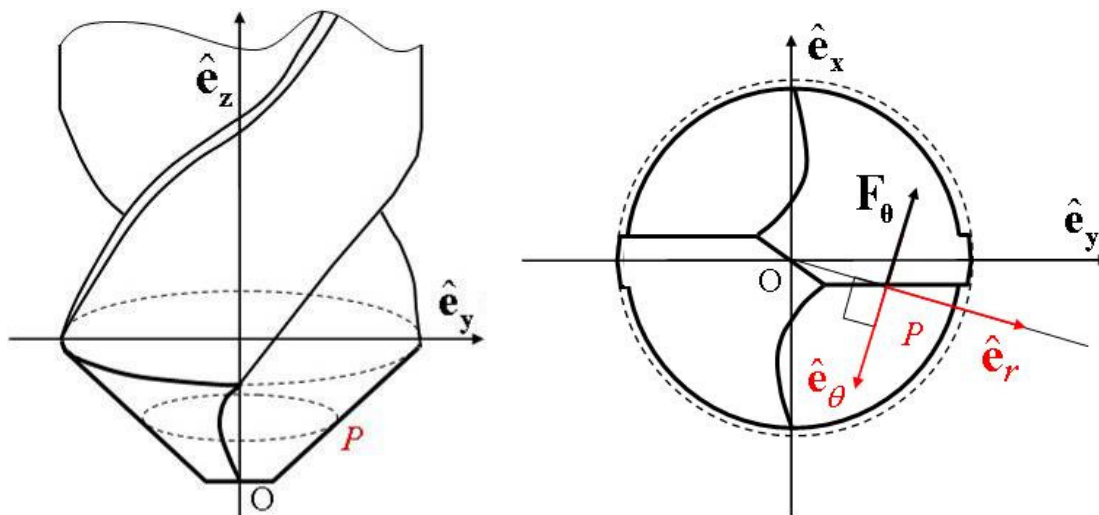


Figure 5. L'effort de coupe circonférentiel par unité de longueur F_θ en un point de l'arête principale.

Pour déterminer les efforts de coupe, Pal et al ont utilisé le modèle de coupe du plan de cisaillement de Merchant généralisé à la coupe oblique ainsi que des nombreuses hypothèses simplificatrices.

L'effort de coupe circonférentiel par unité de longueur F_θ en un point de l'arête principale Figure 5 est supposé être donné par la relation suivante :

$$F_\theta = \frac{f}{2} \tau_s [A - B\alpha_e + \zeta] \quad (2.3)$$

où f est l'avance par tour, τ_s la contrainte d'écoulement en cisaillement calculée grâce à une loi contrainte-déformation prenant en compte l'écrouissage du matériau usiné, A et B sont des constantes dépendant du matériau usiné et du foret utilisé, α_e l'angle effectif de coupe (L'angle mesuré dans le plan formé par la vitesse de coupe et la direction d'écoulement de copeau entre cette dernière et la perpendiculaire à la direction de coupe, Figure 4 et ζ le rapport de l'épaisseur de copeau avant et après déformation également déterminé par une relation empirique. Finalement, par intégration avec le rayon comme variable principale, le couple peut être calculé par l'expression suivante :

$$C_z = \int_{r_1}^{r_2} fr\tau_s [A - B\alpha_e + \zeta] dr + C_F \quad (2.4)$$

r_1 et r_2 sont respectivement le rayon du pré-trou et le rayon du trou finalement percé. C_F représente le couple généré par le frottement entre la surface de dépouille du foret et le fond du trou. Il est obtenu grâce à des mesures expérimentales.

La comparaison entre les résultats théoriques et expérimentaux montre un bon accord sauf pour la région de l'arête centrale qui n'a pas été bien étudiée. L'utilisation d'un comportement du matériau qui semble tenir compte de l'écrouissage constitue un avantage important pour ce modèle. Cependant malgré ces bons résultats Figure 6, le modèle reste limité à la modélisation des forets hélicoïdaux conventionnels. En outre les hypothèses utilisées ne sont pas forcément valables pour le perçage, comme la loi de Stabler. Pour améliorer la modélisation, il faut tenir compte de l'arête centrale et étudier la particularité de cette zone où la vitesse d'avance ne peut être négligée. Notons que Pal et al. n'ont pas étudié l'effort axial généré pendant le perçage.

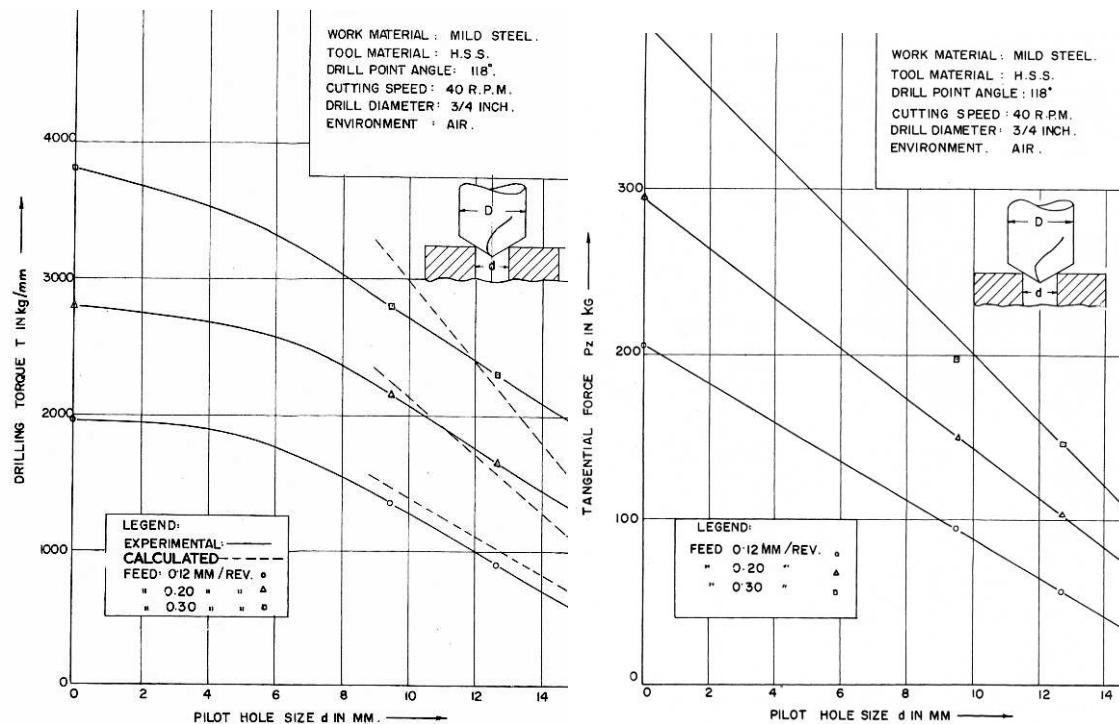


Figure 6. Résultats obtenus par Pal et al. [5].

L'influence de la vitesse d'avance sur le calcul des angles de coupe et la détermination de la vitesse de la coupe a été introduite par *Williams* [7]. Il a distingué deux familles d'angles de coupe :

- Les angles de coupe statiques calculés lorsque l'outil est fixe encore appelés 'angles de coupe outil en main'. Ils sont utilisés pour la réalisation et l'affûtage du foret.
- Les angles de coupe dynamiques calculés lorsque l'outil usine ou travaille, encore appelés 'angles de coupe en travail'. Ces angles sont calculés par rapport à la direction effective de coupe combinaison de deux composantes celle associée à la rotation de l'outil et celle associée à la vitesse d'avance. La composante liée à l'avance est généralement petite face à celle liée à la rotation. On peut ainsi considérer que les angles statiques et dynamiques sont confondus lorsque la composante d'avance est négligée par rapport à la composante de rotation. Dans le cas du foret, le rapport entre la composante d'avance et la composante de rotation est non négligeable au voisinage de l'axe de rotation, donc sur l'arête centrale du foret. La différence entre angles statiques et angles dynamiques peut devenir importante dans cette zone, cette différence à une incidence importante sur le calcul des efforts de coupe dans cette région du foret.

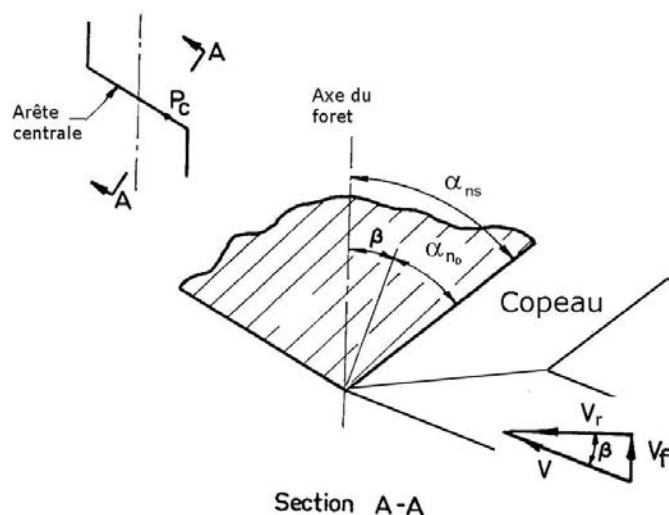


Figure 7. L'angle normal de coupe statique et dynamique définis dans le plan normal P_n à l'arête centrale.

Williams a étudié un foret hélicoïdal muni de deux arêtes principales linéaires avec des faces en dépouille formées par quatre surfaces planes, Figure 8, ce type de pointe s'appelle « bevel ground ». Il a développé pour ce foret des expressions géométriques permettant de calculer les deux familles des angles de coupe, statiques et dynamiques, le long des arêtes principales et centrales. Williams a montré que dans la région centrale, la vitesse d'avance ne peut être négligée et que de ce fait les angles statiques sont très différents des angles dynamiques. Cependant pour les arêtes principales, la vitesse d'avance est faible par rapport à la vitesse de rotation (pour la gamme de vitesse d'avance utilisée par Williams), son influence sur la vitesse de coupe est donc négligeable. Dans ce cas, les angles statiques et dynamiques sont confondus.

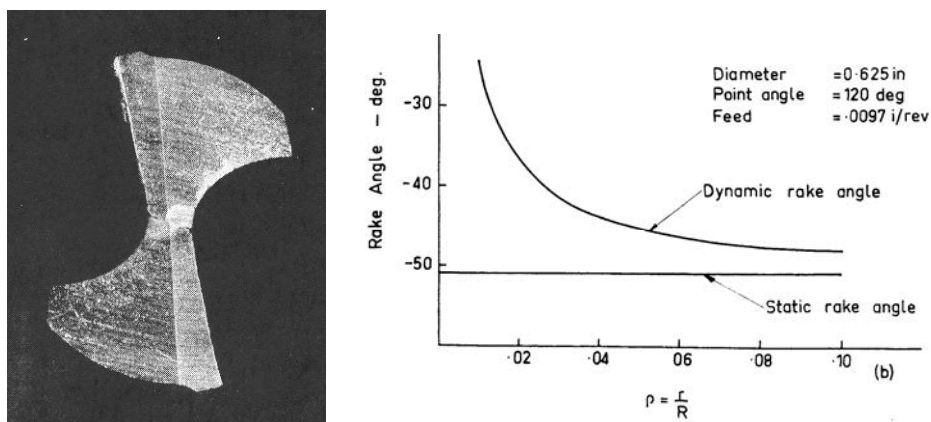


Figure 8. Le foret employé par Williams, comparaison entre les angles statiques et dynamiques au niveau de l'arête centrale [7].

Williams a ensuite présenté un modèle pour calculer les efforts générés pendant le perçage [8] et [9]. En se basant sur les études d'Oxford [3], il a fait la distinction entre les trois mécanismes d'enlèvement de la matière qui ont lieu le long des arêtes de la coupe :

- De la coupe le long des arêtes principales,
- De la coupe fortement négative (angle de coupe négatif) sur la périphérie des arêtes centrales,
- Et de l'indentation au voisinage de l'axe du foret.

Pour distinguer les régions des deux mécanismes présents au niveau de l'arête centrale, il a observé l'usure du foret. Il a supposé que la zone en forme de S, Figure 8, représente l'endroit où l'enlèvement de la matière se fait par indentation. La transition entre la zone d'indentation et la zone de coupe est supposée se produire au point où la vitesse d'avance est égale à 20% de la vitesse de rotation. Pour calculer les efforts générés par la zone de coupe de l'arête centrale, Williams a employé les hypothèses suivantes :

- La coupe sur l'arête centrale est analogue à une opération de coupe orthogonale,
- Le copeau est formé par cisaillement dans un plan de cisaillement incliné d'un angle ϕ_n par rapport à la vitesse de la coupe,
- La longueur minimum du contact entre la face de coupe et le copeau est imposée par la distance entre la pièce et l'outil. il a observé que la longueur maximum de contact est approximativement égale à la moitié de la largeur de l'arête centrale $L_{\max} = \frac{W}{2}$ Figure 9.

Dans la zone de l'arête centrale sur laquelle la coupe est supposée orthogonale avec angle de coupe très négatif, l'angle de cisaillement ne peut être exprimé par les expressions usuelles. Ainsi Williams a développé à partir de la géométrie de coupe et Figure 9 l'expression suivante :

$$\phi_n = \theta - \lambda_c + \alpha_{ns} + \beta \approx C + \beta$$

$$C = \tan^{-1} \left[\frac{\frac{f}{W} \sin \alpha_{ns} - \frac{f}{2\pi r_c}}{1 - \frac{f}{W} \cos \alpha_{ns}} \right] \quad (2.5)$$

Avec β l'angle de la vitesse d'avance Figure 9 ; f la vitesse d'avance ; α_{ns} l'angle de coupe statique ; r_c rayon du point considéré ; W longueur de l'arête centrale, λ_c l'angle de frottement négligé du fait de l'angle dynamique de coupe très négatif.

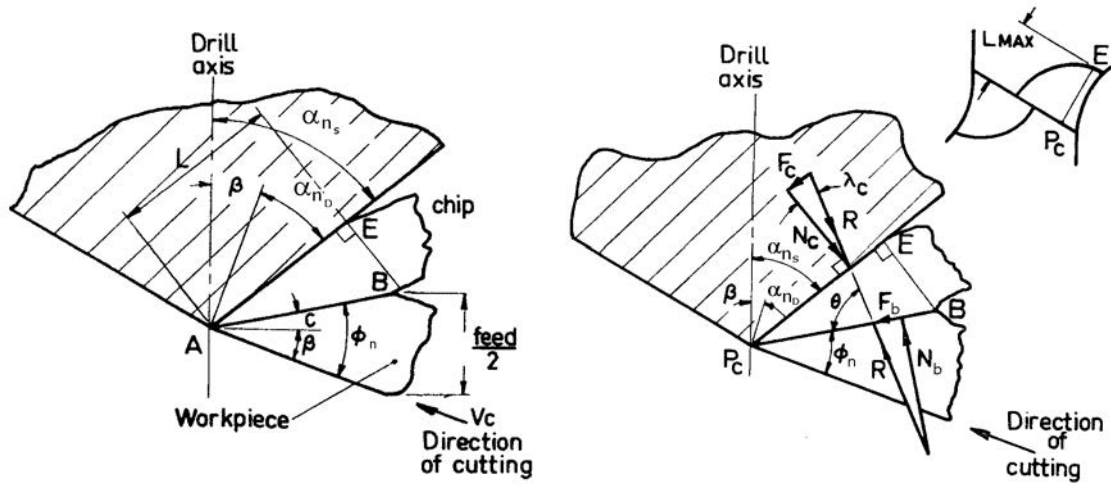


Figure 9. La formation du copeau au niveau de l'arête centrale où l'angle normal de coupe est négatif.

Williams a ensuite discrétisé cette partie de l'arête centrale à un ensemble d'arêtes élémentaires. Puis il a calculé les efforts de coupe pour une arête élémentaire à l'aide des expressions suivantes :

$$\begin{aligned} (F_c)_i &= \left(\frac{\tau_s f \Delta W \cos \alpha_{nd} \cos \beta}{2 \sin \phi_n \cos(\phi_n - \alpha_{nd})} \right)_i \\ (F_t)_i &= (F_c \tan \alpha_{nd})_i \end{aligned} \quad (2.6)$$

Avec τ_s contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau usiné au niveau de l'arête centrale; ΔW est la largeur de l'arête élémentaire ; α_{nd} et β respectivement les angles de coupe dynamique et d'avance au milieu de l'arête élémentaire considérée.

Ces efforts élémentaires sont ensuite projetés dans la direction axiale F_z et circonférentielle F_θ . Le couple C_z et la force axiale F_z total générés par cette partie de l'arête centrale sont alors obtenus par la somme des ces efforts.

$$\begin{aligned} C_z &= 2 \sum r_i (F_\theta)_i \\ F_z &= 2 \sum (F_z)_i \end{aligned} \quad (2.7)$$

Pour la zone centrale, au voisinage de l'axe de rotation du foret dans laquelle se produit l'indentation, Williams a utilisé le travail de Grunzweig [10] pour calculer l'effort axial d'indentation :

$$(F_z)_{indentation} = 12 \tau_s f^2 \tan \alpha_w \quad (2.8)$$

$2\alpha_w$ est l'angle d'indentation.

Pour les arêtes principales, linéaires pour le foret étudié, Williams les a décomposées en deux parties. Une région qui s'étend de l'âme jusqu'à la moitié du rayon de l'outil et une seconde qui est formée par la partie restante de l'arête. Il a supposé que dans la deuxième partie les angles statiques peuvent être utilisés pour le calcul des efforts et que la coupe est orthogonale. Williams a étudié seulement cette seconde partie qui l'a discrétisée en une série d'arêtes élémentaires de largeur ΔW . L'angle de cisaillement normal ϕ_n est calculé grâce à la relation classique de Merchant [11] :

$$\phi_L = \pi/4 + (\alpha_{ns} - \lambda_L)/2 \quad (2.9)$$

Avec λ_L l'angle de frottement et α_{ns} l'angle normal de coupe.

Pour déterminer l'angle de frottement, Il a employé la relation empirique issue des travaux de Finnie et Shaw [12] :

$$\lambda_L = A + \alpha_{ns}/2 \quad (2.10)$$

Avec A une constante.

L'angle normal de coupe a été calculé en fonction de la géométrie du foret, par l'expression de Galloway en fonction des paramètres nominaux du foret [2]. Enfin il a calculé les efforts de coupe pour une arête élémentaire par les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} (F_c)_i &= \left(\frac{\tau_s f \Delta W \sin p \cos(\lambda_L - \alpha_{ns})}{2 \sin \phi_n \cos(\phi_n + \lambda_L - \alpha_{ns})} \right)_i \\ (F_t)_i &= (F_c \tan(\lambda_L - \alpha_{ns}))_i \end{aligned} \quad (2.11)$$

Avec τ_s la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau usiné au voisinage des arêtes principales, elle est supposée identique pour toutes les arêtes élémentaires. ΔW est la longueur de l'arête élémentaire et $2p$ l'angle de pointe du foret.

Le couple C_z et la force axiale F_z total sur la partie étudiée des arêtes principales sont alors obtenus par la somme de ces efforts.

$$\begin{aligned} (C_z)_{\text{Arête principale}} &= 2 \sum F_c r_m \\ (F_z)_{\text{Arête principale}} &= 2 \sum F_t \sin p \end{aligned} \quad (2.12)$$

Williams a supposé que les efforts de coupe pour la partie restante des arêtes principales peuvent être obtenus par extrapolation.

L'effort global généré par le foret peut être exprimé par les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} C_z &= A(\tau_s)_{\text{Arête principale}} + B(\tau_s)_{\text{Arête centrale}} \\ F_z &= C(\tau_s)_{\text{Arête principale}} + D(\tau_s)_{\text{Arête centrale}} \end{aligned} \quad (2.13)$$

Avec A , B , C et D fonction de la géométrie du foret et de l'avance.

Les seules inconnues sont alors les contraintes d'écoulement en cisaillement au niveau des arêtes principales et l'arête centrale. Williams a utilisé le modèle d'Oxley de la coupe [13] pour déterminer ces contraintes. Il a supposé qu'elles dépendent de la vitesse moyenne de glissement $\dot{\gamma}$ dans la zone de cisaillement qui peut être calculée par l'expression suivante :

$$\dot{\gamma} = \frac{4V \cos \alpha_n \sin \phi_n}{f \sin p \cos(\phi_n - \alpha_n)} \quad (2.14)$$

Williams a effectué des essais expérimentaux sur l'acier AISI 1045 avec deux types de forets et ceci avec plusieurs conditions de coupe. Il a employé les résultats obtenus ainsi que la relation (2.14) pour établir les expressions suivantes en supposant que la vitesse de glissement est constante le long des arêtes principales et de l'arête centrale :

$$\begin{aligned}
 (\tau_s)_{\text{Arête principale}} &= (4.45 \log \bar{\gamma}_l - 5.89) 10^4 \\
 (\tau_s)_{\text{Arête centrale}} &= ([357.6p - 438.8] + [192.3 - 157p] \log \bar{\gamma}_c) 10^4
 \end{aligned}
 \tag{2.15}$$

Enfinement il a effectué des essais supplémentaires pour valider son modèle. L'écart entre les valeurs calculées et mesurées est inférieur à 10%. Dans cette étude Williams a établi un modèle complet pour le perçage. Cependant des simplifications utilisées dans le modèle ne sont pas valables pour les forets avec des géométries sophistiquées. En outre, l'usage d'une relation qui se ressemble à une loi de comportement empirique est une avancée dans la modélisation malgré sa limite. Les essais que Williams a effectués ont montré que malgré le bon accord entre les efforts globaux calculés et mesurés, la contribution calculée par le modèle pour chacune des régions du foret dans ces efforts n'est pas valide. Il a supposé que cela est dû aux expressions des contraintes d'écoulement de cisaillement qui doivent être modifiées.

Armarego et Cheng [14] ont considéré l'utilisation du modèle de la coupe orthogonale, une faiblesse dans les travaux précédents. Dans leur étude, ils ont utilisé un modèle de coupe basé sur une zone de cisaillement mince. L'arête centrale a été négligée. Un foret modifié avec une face de coupe plane et un deuxième conventionnel ont été étudiés. Ils ont négligé l'influence de la vitesse d'avance au niveau des arêtes principales en évoquant son effet non significatif sur les angles de coupe. En se basant sur les études de coupe oblique, ils ont remarqué que la réduction de l'angle normal de coupe aboutit à la réduction de l'angle de cisaillement et par conséquent à une augmentation des efforts de la coupe. Pour augmenter l'angle de coupe, *Armarego et Cheng* ont rectifié la face de la coupe de façon à obtenir une surface plane le long des arêtes de la coupe Figure 10. L'angle d'inclinaison n'est pas affecté par cette modification. A présent, la face de coupe plane du foret modifié leur a permis d'appliquer les relations développées par *Armarego et Brown* [15] pour la coupe oblique. Notons que pour chaque point des arêtes principales du foret, il faut tenir compte de la variation de la vitesse et des angles de coupe le long de ces arêtes. Pour deux points distincts des arêtes ils ont considéré les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 \frac{V_1}{V_{w_1}} &= \frac{\sin \phi_{n_1} \cos i_1}{\cos \eta_{c_1} \cos(\phi_{n_1} - \alpha_{n_1})} \\
 \frac{V_2}{V_{w_2}} &= \frac{\sin \phi_{n_2} \cos i_1}{\cos \eta_{c_2} \cos(\phi_{n_2} - \alpha_{n_2})}
 \end{aligned}
 \tag{2.16}$$

$V_c, V, \eta_c, \phi_n, \alpha_n$ et i sont respectivement la vitesse d'écoulement du copeau, la vitesse de coupe, l'angle d'écoulement du copeau, l'angle normal de cisaillement, l'angle normal de coupe et l'angle d'inclinaison. Les indices 1 et 2 correspondent aux points considérés.

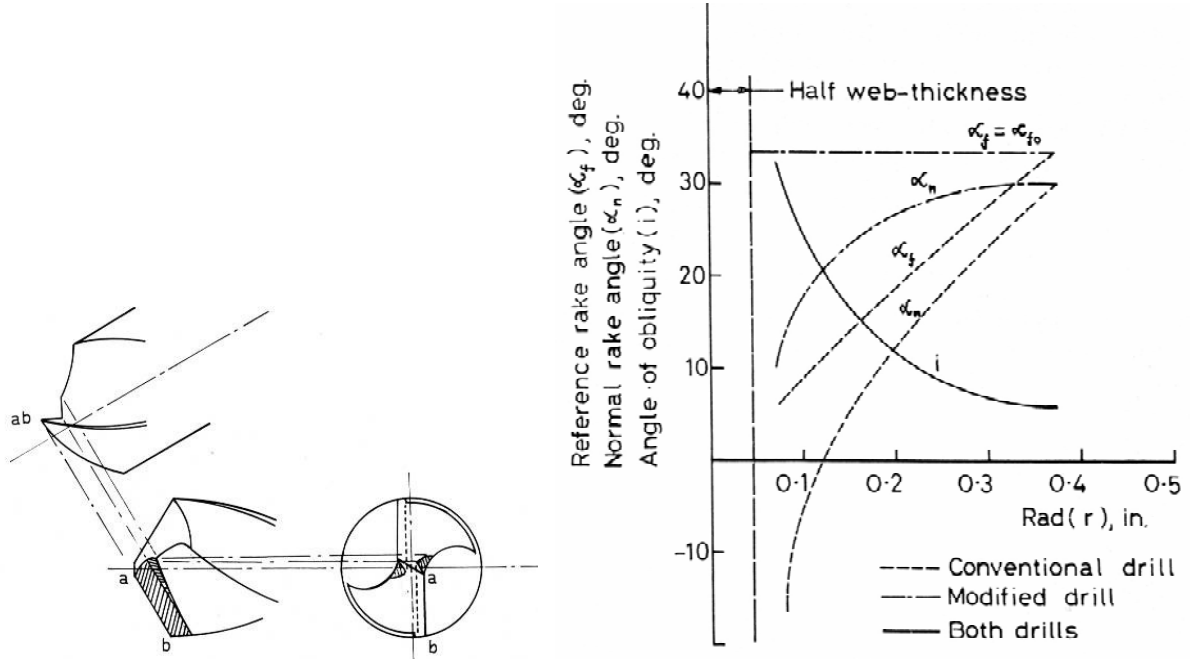


Figure 10. Foret modifié d'Armarego et les angles de coupe correspondant [14].

Ils ont supposé que les copeaux formés s'écoulent sur la face de coupe comme un corps rigide suite à sa formation au niveau de la zone de cisaillement. D'où pour deux points distincts d'un copeau la relation suivante doit être satisfaite :

$$V_{c1} \sin \eta_{c1} = V_{c2} \sin \eta_{c2} \tag{2.17}$$

La combinaison des deux relations précédentes et la vitesse de la coupe proportionnelle au rayon a permis à Armarego et Cheng de développer la relation suivante :

$$\frac{r_1 \sin \eta_{c1} \sin \phi_{n1} \cos i_1 \cos \eta_{c2} \cos(\phi_{n2} - \alpha_{n2})}{r_2 \sin \eta_{c2} \sin \phi_{n2} \cos i_2 \cos \eta_{c1} \cos(\phi_{n1} - \alpha_{n1})} = 1 \tag{2.18}$$

Les deux inconnus dans cette relation sont l'angle normal de cisaillement et l'angle d'écoulement du copeau. Or pour l'angle d'écoulement, Armarego et Cheng ont consulté la littérature. Ils ont observé l'existence de deux familles de relations permettant de calculer cet angle à partir de l'angle d'inclinaison ou de l'angle normal de coupe.

$$\begin{aligned}\eta_c &= i \\ \tan \eta_c &= \tan i \cos \alpha_n \\ \eta_c &= (a - b \alpha_n) i\end{aligned}\quad (2.19)$$

Ces relations représentent respectivement la loi de Stabler [4], une expression obtenue moyennant une analyse géométrique et une expression empirique avec a et b des constantes.

La relation (2.18) permet ainsi de calculer ϕ_n pour n'importe quel point de l'arête du foret une fois qu'il est déterminé au niveau d'un point quelconque de celle-ci. Armarego et Cheng ont utilisé la relation suivante pour calculer l'angle normal de coupe pour un point quelconque à travers l'observation expérimentale du rapport de l'épaisseur du copeau ζ avant et après la déformation :

$$\tan \phi_n = \zeta \cos \alpha_n \cos \eta_c / (\cos i - \zeta \sin \alpha_n \cos \eta_c) \quad (2.20)$$

Pour calculer les efforts générés par une arête élémentaire de largeur Δl pendant le perçage, ils ont appliqué le modèle de coupe oblique développé par Armarego et Brown [15] :

$$\begin{aligned}\Delta F_p &= \frac{\tau \Delta l t \cos i \left[\cos(\lambda_c - \alpha_n) + \tan i \tan \eta_c \sin \lambda_c \right]}{\sin \phi_n \left[\cos^2(\phi_n + \lambda_c - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \lambda_c \right]^{1/2}} \\ \Delta F_q &= \frac{\tau \Delta l t \sin(\lambda_c - \alpha_n)}{\sin \phi_n \left[\cos^2(\phi_n + \lambda_c - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \lambda_c \right]^{1/2}} \\ \Delta F_r &= \frac{\tau \Delta l t \cos i \left[\cos(\lambda_c - \alpha_n) \tan i - \tan \eta_c \sin \lambda_c \right]}{\sin \phi_n \left[\cos^2(\phi_n + \lambda_c - \alpha_n) + \tan^2 \eta_c \sin^2 \lambda_c \right]^{1/2}}\end{aligned}\quad (2.21)$$

Avec $\Delta F_p, \Delta F_q$ et ΔF_r les efforts de coupe dans la direction de coupe, normale et transverse, λ_c l'angle de frottement, τ l'angle de cisaillement et t l'épaisseur de copeau non déformé.

L'angle de frottement est calculé par la relation déduite de la colinéarité entre les vitesses et les forces au niveau de la face de coupe [15] :

$$\tan(\phi_n + \lambda_c) = \tan i \cos \alpha_n / (\tan \eta_c - \sin \alpha_n \tan i) \quad (2.22)$$

Ces efforts élémentaires sont projetés dans la direction axiale et ortho-radiale afin de calculer la poussée et le couple globaux par sommation.

Pour vérifier ces analyses et déterminer la loi de l'angle d'écoulement valable pour le perçage, Armarego et Cheng ont employé les trois relations présentées précédemment (2.19). Ils ont tracés la répartition de l'effort axial le long de l'arête principale. La loi de Stabler donne des tendances irréelles Figure 11, ce qui s'accorde avec les mesures effectuées par Oxford [3]. Pour les deux relations restantes, ils ont observé des tendances acceptables. Mais la répartition de l'effort axial obtenu expérimentalement montre que la troisième relation est la plus adaptée.

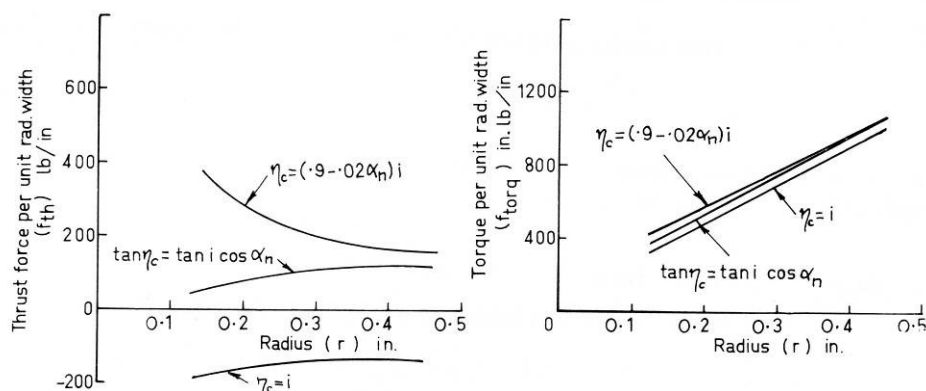


Figure 11. Répartition de l'effort axial et du couple le long des arêtes du foret, calculé par Armarego selon trois lois d'écoulement du copeau [14].

Armarego et Cheng ont employé une approche similaire pour le foret conventionnel. Ils ont développé des expressions à partir de la géométrie du foret conventionnel pour calculer l'angle de l'écoulement η_c , l'angle de la force de cisaillement η_s et l'angle normal de cisaillement ϕ_n . La colinéarité au niveau de la face de coupe et de la zone de cisaillement entre les efforts et les vitesses est utilisée comme précédemment pour calculer l'angle de frottement. Armarego et Cheng ont ensuite calculé les efforts avec les mêmes relations. Cependant avec ce modèle développé pour le foret conventionnel, l'angle normal de cisaillement et les efforts de coupe calculés possèdent une tendance non réaliste. Ils ont supposé que l'erreur dans le modèle est due à l'écoulement du copeau contraint par la flûte du foret.

Armarego et Cheng ont effectué une étude de similitude afin de vérifier les expressions établies empiriquement (2.23) et de réduire les variables à déterminer expérimentalement dans ces relations.

$$\begin{aligned} F_z &= C_1 f^{n_1} D^{n_2} \\ C_z &= C_2 f^{n_3} D^{n_4} \end{aligned} \quad (2.23)$$

Avec C_1 , C_2 , n_1 , n_2 , n_3 et n_4 des constantes à déterminer expérimentalement.

Dans la deuxième partie de leur travail, Armarego Cheng ont présenté des essais pour valider leur modélisation. Les résultats expérimentaux montrent un bon accord sauf pour la modélisation du foret conventionnel. Ils ont montré l'importance de la modification de la géométrie qu'ils ont réalisée au niveau de la face de coupe dans la réduction de l'effort axial généré.

Les travaux d'Armarego et Cheng ont avancé la modélisation du perçage en montrant l'importance du choix de la loi d'écoulement du copeau, ainsi que l'utilisation d'un modèle de coupe oblique associé à la considération du copeau comme un corps rigide. Il faut noter toutefois que l'arête centrale a été négligée dans ces études. En outre l'application de ce modèle a donné des résultats en accord avec les valeurs mesurées avec un seul type de géométrie du foret et n'a pas donné des résultats satisfaisants avec le foret conventionnel.

Les travaux de Wiriyacosol et Armarego [16] qui forment la continuité des travaux précédents, ont utilisé le même modèle de la coupe basé sur une zone de cisaillement mince. Ils ont analysé les deux parties du foret : les arêtes principales et l'arête centrale. Ils ont décomposé la première partie en un ensemble d'arêtes élémentaires de coupe oblique. Les conditions et les angles de coupe pour chacune de ces arêtes élémentaires sont pris au milieu de celle-ci. Ils ont considéré que dans cette zone la vitesse d'avance est négligeable par rapport à la vitesse de rotation et que les angles de coupe dynamiques sont approximativement égaux aux angles statiques. Les angles de coupe sont calculés par des relations développées à partir de la géométrie d'un foret conventionnel, ils sont calculés à partir des paramètres nominaux du foret. Les efforts de coupe générés sont calculés par le modèle de coupe développé par Armarego et Brown [15]. Des efforts supplémentaires renommés efforts des arêtes ont été introduits. L'effort axial et le couple totaux dans cette zone sont alors égaux au somme des efforts de coupe et des efforts d'arêtes, ils peuvent être exprimés sous la forme suivante :

$$(F_z \text{ et } C_z)_{\text{Arête principale}} = \text{fonctions}(D, 2W, 2p, \delta_0, \psi, f, M_l, \tau, \zeta_l, \lambda_c, K_{1P}, K_{1Q}) \quad (2.24)$$

Avec D le diamètre du foret, $2W$ l'épaisseur d'âme du foret, $2p$ l'angle au sommet, δ_0 l'angle d'hélice au périphérie du foret, ψ l'angle de l'arête centrale, M_l le nombre choisi des éléments de l'arête principale, τ la contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement, ζ le rapport de la longueur du copeau, λ_c l'angle de frottement de la face de coupe, K_{1P} et K_{1Q} les efforts des arêtes par unité de largeur de l'arête de coupe. Les six premiers paramètres dépendent de la géométrie du foret, M_l est choisi et les paramètres restants sont tirés des données obtenues par des essais de coupe orthogonale.

Wiriyacosol et Armarego ont distingué deux zones au niveau de l'arête centrale où deux phénomènes sont présents : l'indentation et la coupe orthogonale. La limite entre ces deux zones est déterminée par le changement de signe de l'angle de dépouille qui devient négatif dans la zone d'indentation. Ils ont négligé cette zone en constatant qu'elle représente moins de 10% de l'arête centrale. Ils ont décomposé la zone restante en des arêtes élémentaires de coupe orthogonale. Dans cette zone la vitesse d'avance ne peut être négligée. L'effort axial et le couple total dans cette zone peuvent être exprimés sous la forme suivante :

$$(F_z \text{ et } C_z)_{\text{Arête centrale}} = \text{fonctions}(2W, 2p, \psi, f, M_c, C_{1P}, C_{1Q}) \quad (2.25)$$

Avec M_c le nombre choisi des arêtes élémentaires, C_{1P} et C_{1Q} les efforts des arêtes par unité de largeur de l'arête de coupe, ils ont tiré des données obtenues par des essais de coupe orthogonale.

Wiriyacosol et Armarego ont réalisé des essais de coupe orthogonale avec plusieurs conditions et angles de coupe (160 essais pour un seul type de matériau : 1020 Steel avec des conditions comparables aux arêtes élémentaires le long des arêtes du foret). Ces essais ont pour but de déterminer les données de coupe nécessaire à la modélisation. Ils ont effectué plusieurs régressions multi linéaires variables et des analyses pour déterminer les variables décisantes. Ils ont obtenu les relations empiriques suivantes :

$$\begin{aligned} r_l &= 0.3247 + 0.00292\alpha_n + 0.00096V_r \\ \tau &= 74390 - 191.3\alpha_n \text{ (lb/in}^2\text{)} \\ \lambda &= 32.84 + 0.559\alpha_n \text{ (dégré)} \\ K_{1P} &= 481.25 - 7.957\alpha_n \text{ (lb/in)} \\ K_{1Q} &= 360.31 - 4.086\alpha_n \text{ (lb/in)} \end{aligned} \quad (2.26)$$

Ils ont effectué une étude similaire pour l'arête principale. Ils ont établi les relations suivantes :

$$\begin{aligned} C_{1P} &= 5.574 \times 10^4 t^{0.651} (90^\circ + \alpha_{nd})^{0.06} \text{ lb/in} \\ C_{1Q} &= 8.525 \times 10^5 t^{0.635} (90^\circ + \alpha_{nd})^{-0.06} \text{ lb/in} \end{aligned} \quad (2.27)$$

Ils ont également utilisé des relations équivalentes tirées de la littérature pour l'aluminium 65S-T6.

Wiriyacosol et Armarego ont réalisé des essais du perçage avec plusieurs forets, conditions de coupe et deux types de matériaux. Ces essais ont montré que le modèle développé dans leur étude est en bon accord avec les résultats expérimentaux. Ils ont ensuite établi des expressions empiriques du fait de la complexité de leur modèle et de la difficulté de son utilisation dans la pratique.

Les travaux de Wiriyacosol et Armarego ont permis de modéliser le perçage avec un foret conventionnel avec succès. Ils ont complété les travaux précédents d'Armarego et Cheng [14] -[15] en considérant que les efforts globaux sont composés des efforts de déformation et d'arêtes. Cependant l'inconvénient de ces travaux est la nécessité d'établir pour chaque matière une base des données constituée d'un grand nombre de relations.

Watson a présenté une série d'articles établissant ainsi une description complète de la géométrie du foret et proposant un modèle pour le calcul des efforts de coupe générés pendant le perçage. Dans un premier article, Watson [17] a souligné l'importance d'une définition correcte de la vitesse et des angles de coupe. Il a débuté son étude par la présentation des différents angles qui forment les éléments essentiels de la géométrie d'un outil de coupe et du foret en se basant sur les normes ISO. Il a rappelé l'existence des deux familles des angles : les angles statiques ou outil en main et les angles dynamiques ou outil en travail. Il a développé des relations trigonométriques reliant ces angles entre eux et avec les paramètres nominaux du foret. Ces relations sont obtenues par la méthode de projection pour un foret muni des arêtes de coupe linéaire et des faces de dépouille plane similaire au foret employé par Williams, Figure 8. Pour terminer cette première partie, il a étudié l'effet de l'avance sur la géométrie de l'outil du perçage (les angles statiques et dynamiques représentent respectivement les angles sans et avec l'influence de la vitesse d'avance). Il a observé que l'effet de l'avance varie en fonction du rayon. Pour les gammes normales de la vitesse

d'avance l'influence est négligeable le long des arêtes principales. Cependant l'effet de la vitesse d'avance est beaucoup plus important au niveau de l'arête centrale : elle aboutit à un angle normal de coupe moins négatif, Figure 12.

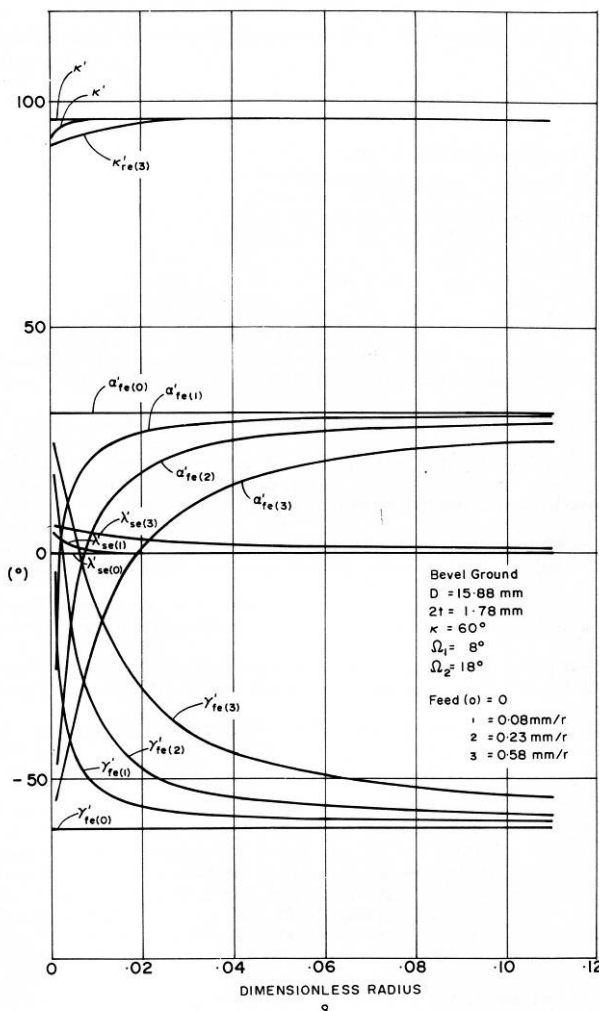


Figure 12. la variation des angles dynamiques de coupe (noté γ'_{fe}) et l'angle de dépouille dynamique (noté α'_{fe}) en fonction de la vitesse d'avance [17].

Comme dans les études précédentes, Watson [18] a décomposé les arêtes principales en des arêtes élémentaires de coupe oblique. Pour chacun des éléments, la vitesse et l'angle de coupe considérés sont ceux du point central de l'arête élémentaire qui tient compte de la vitesse d'avance. Il a utilisé le modèle de coupe d'Oxley [22], [23] pour calculer les efforts générés par les arêtes élémentaires. Il a calculé l'effort axial et le couple total par sommation des efforts élémentaires. Watson a testé son modèle pour les arêtes principales. Il a réalisé des essais avec un pré-trou pour isoler les efforts générés par cette partie du foret pendant le

perçage. Il a constaté que les valeurs calculées sous-estiment les efforts mesurés (parfois de 50%). Watson a expliqué cet écart par le fait que les copeaux élémentaires formés sont supposés dans cette étape comme libres de s'écouler sans aucune contrainte.

Dans son deuxième article, Watson [19] a précisé que le copeau formé s'écoule en un seul morceau le long des arêtes de coupe. Pour respecter l'intégrité du copeau, il a supposé que l'angle d'écoulement du copeau est constant et que sa vitesse varie d'une façon linéaire le long des arêtes de coupe. Avec ces hypothèses, Watson a développé l'expression suivante de la vitesse d'écoulement du copeau dans le plan normal :

$$V' = \rho V_0 \quad (2.28)$$

Avec V' la vitesse d'écoulement du copeau dans le plan normal, $\rho = 2r/D$ rayon adimensionnel et V_0 la vitesse d'écoulement du copeau dans le plan normal pour $\rho = 1$.

Watson a considéré que la grande variation de la vitesse et de l'angle normal de coupe le long de l'arête de coupe aboutit à une variation de l'angle normal de cisaillement ϕ_n le long des ces arêtes. Il a de plus supposé que la prise en compte de l'intégrité du copeau formé doit modifier l'angle de cisaillement par rapport à ses valeurs trouvés dans son modèle initial. Il a utilisé l'expression suivante pour calculer ϕ_n :

$$\tan \phi_n = \frac{\cos \alpha_{nb}}{\frac{U'}{V'} - \sin \alpha_{nb}} \quad (2.29)$$

Avec U' la vitesse de la pièce par rapport à l'outil dans le plan normal. La seule inconnue dans cette expression est V_0 . Watson a expliqué que V_0 peut être déterminée si on mesure ϕ_n ou V' en un point quelconque des arêtes. Cependant mesurer ϕ_n ou V' n'est pas une opération facile. Pour surmonter cette difficulté, Watson a supposé qu'il existe une arête élémentaire de rayon ρ_s où l'angle d'écoulement déterminé avec les deux méthodes (en tenant compte ou non de l'intégrité du copeau) est le même η_{cc} . Après avoir déterminé cette arête élémentaire d'une façon à s'approcher le plus possible des résultats expérimentaux, il a calculé ϕ_n à l'aide de son modèle initial puis il a identifié V_0 . Ensuite, ϕ_n peut être évalué le long des arêtes principales, Figure 13. Watson a comparé les résultats obtenus avec son modèle modifié pour

les arêtes principales avec des résultats expérimentaux Figure 13. Il a utilisé des pièces avec des pré-trous pour isoler les efforts générés par les arêtes principales. La comparaison a montré un bon accord entre les résultats. Il a remarqué que le choix d'une ρ_s variable en fonction de l'avance peut améliorer son modèle.

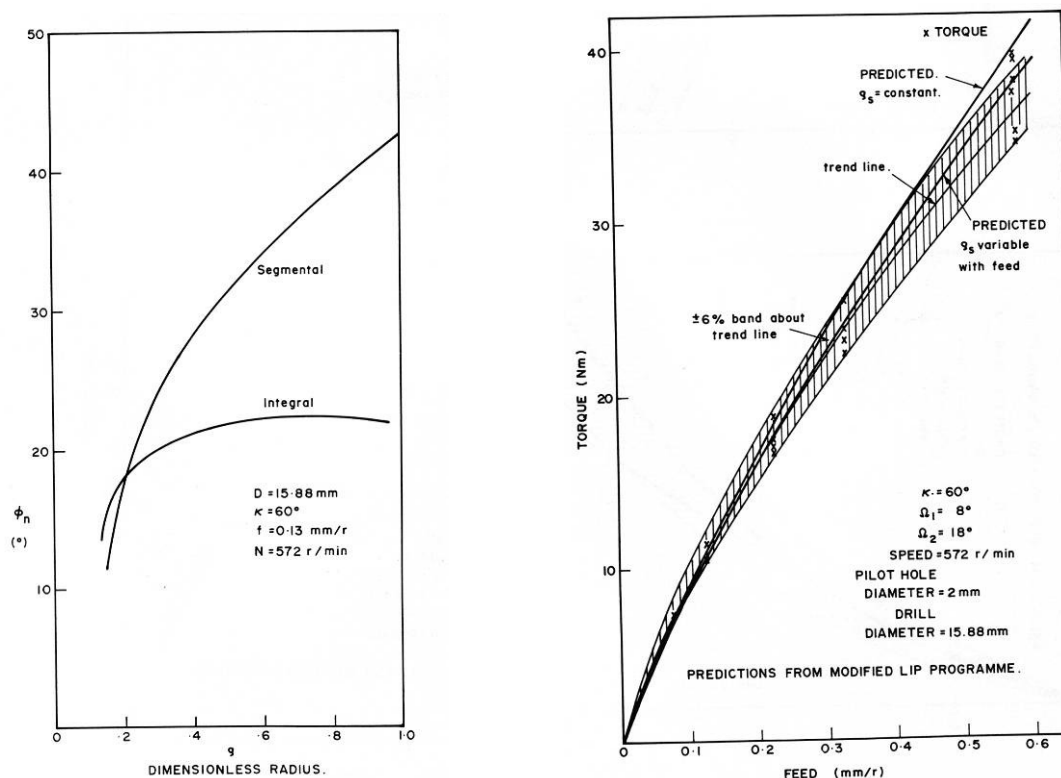


Figure 13. La variation de l'angle de cisailment sans et en tenant compte de l'intégrité du copeau, et le couple calculé par Watson au niveau des arêtes principales [19].

Watson a dédié la troisième partie [20] pour l'arête centrale. Il a continué et complété les travaux précédents. Il a constaté que la formation du copeau est fort compliquée dans cette zone. Il a essayé d'observer les phénomènes qui accompagnent l'enlèvement de la matière au niveau de cette région. Il a mis en œuvre un dispositif expérimental en plexiglas qui simule l'arête centrale. Il a constaté la formation d'un copeau continu au niveau de la face de la coupe le long de l'arête centrale à partir du centre du foret et dans la direction des extrémités de celle-ci jusqu'au point où la coupe oblique n'a pas lieu. En plus du copeau formé à la face de coupe, il a remarqué qu'au niveau du centre et jusqu'au point où l'angle de dépouille du plan de travail est nul ; l'existence d'un deuxième phénomène au niveau de la face de dépouille : l'extrusion. Dans la zone restante de l'arête centrale caractérisée par un angle normal de coupe inférieur à -45° , il a prétendu que l'enlèvement de la matière se fait par usure

ou abrasion. Pour calculer les efforts générés par ces différents mécanismes pendant le perçage, Watson a proposé :

- Une solution pour l’extrusion en déformation plane par la méthode de ligne de glissement en supposant que l’outil est rigide et que la pièce est parfaitement plastique inspirée du travail de Johnson [24].
- Une approche similaire à celle adoptée pour les arêtes principales est utilisée pour calculer les efforts générés par la coupe oblique.
- Un modèle d’abrasion basé sur le travail de Challen et Oxley [25] pour la région où l’usure aura lieu.

L’effort axial et le couple global généré par l’arête centrale sont obtenus enfin par sommation des efforts élémentaires calculés avec les différents modèles.

Pour terminer son étude, Watson [21] a effectué une série d’essais pour vérifier son modèle pour l’arête principale. Les essais ont montré un fort désaccord entre les résultats expérimentaux et les efforts calculés.

Pour conclure, Watson a présenté une approche intéressante et quasi complète. Il s’est basé dans ses études sur les modèles d’Oxley pour la coupe oblique, l’abrasion et un modèle pour l’extrusion. Son étude sur l’écoulement du copeau et son influence sur l’angle de cisaillement est importante. Malheureusement, le modèle n’a pas abouti à des résultats satisfaisants pour l’arête centrale. Il a justifié l’écart entre les prévisions et la réalité par le fait que son modèle ne tient pas compte des transferts thermiques qui ont lieu entre la bande de cisaillement et la pièce. Les autres points faibles de son travail sont :

- Un seul type de foret a été étudié
- La façon avec laquelle on détermine le rayon ρ_s qui correspond à l’écoulement global du copeau (sans tenir compte de l’intégrité du copeau).

Rubenstein [26] a étudié les modèles précédents. Il a remarqué soit des lacunes soit des études complexes nécessitant l’utilisation des moyens informatiques ou bien les deux simultanément. Il a souligné l’existence d’expressions empiriques simples à utiliser. Il a évoqué le besoin d’un modèle simple. Il a supposé que pour chaque foret hélicoïdal de diamètre d , il existe un

foret à langue d'aspic équivalent avec le même diamètre d . le choix de ce type de foret est motivé par la géométrie simple de ceci Figure 14.

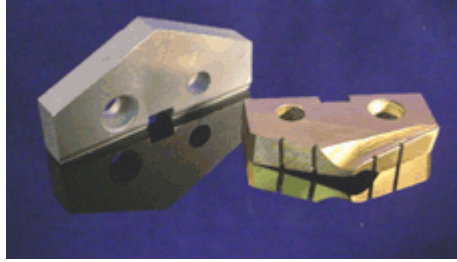


Figure 14. Foret à langue d'aspic.

Selon Rubenstein, durant le perçage avec les mêmes conditions de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance) les deux forets équivalents génèrent des copeaux avec le même rapport d'épaisseur et la même direction d'écoulement du copeau. Rubenstein a noté que le diamètre du foret doit être assez large par rapport à la longueur de l'arête centrale. Avec cette caractéristique, l'enlèvement de la matière peut être considéré comme quasi-orthogonal. Pour le foret à langue d'aspic, il a supposé que l'effort axial et le couple généré pendant le perçage sont composés de trois éléments.

$$\begin{aligned} M &= M_0 + M' + M'' \\ F &= F_0 + F' + F'' \end{aligned} \quad (2.30)$$

Avec M_0 et F_0 l'effort axial et le couple généré par les arêtes principales, M' et F' l'effort axial et le couple généré par l'arête centrale et F'' et M'' l'effort axial et le couple généré à la périphérie de l'outil au niveau du listel.

Basé sur la théorie de la coupe orthogonale et sur ses travaux antérieurs, Rubenstein a développé les expressions suivantes pour les arêtes principales :

$$\begin{aligned} M_0 &= \frac{1}{4}(d^2 - c^2) \left[(\mu p_m l / \sin p) + \frac{1}{2} S f (\cot \phi_n + 1) \right] \\ F_0 &= \frac{1}{2}(d - c) \left[(2 p_m l + p_1 f (\cot \phi_n - 1)) \sin p \right]. \end{aligned} \quad (2.31)$$

Il a développé aussi une expression pour l'arête centrale :

$$\begin{aligned}
 M' &= \frac{1}{4}c^2 \left[\mu_c p_m l_c + \frac{1}{2} S f \{ \cot(\phi_n)_c + 1 \} \right] \\
 F' &= \frac{1}{2}c \left[2 p_m l_c + (p_1)_c f \{ \cot(\phi_n)_c - 1 \} \right].
 \end{aligned}
 \tag{2.32}$$

Avec d diamètre du foret, c longueur de l'arête centrale, μ et μ_c coefficient du frottement entre la pièce et l'outil pour le contact au niveau de la face de dépouille, p_m la pression au niveau du contact de la pièce avec la face de dépouille, l et l_c longueur du contact entre la pièce et la face de dépouille, $2p$ l'angle de la pointe du foret, S la résistance au cisaillement de la pièce, f la vitesse d'avance, ϕ_n et $(\phi_n)_c$ l'angle de cisaillement de Merchant et p_1 et $(p_1)_c$ la contrainte moyenne normale avant l'arête de la coupe.

Pour F'' et M'' Rubenstien n'a pas présenté une étude détaillée. Suite à des approximations, il a présenté l'expression suivante :

$$\begin{aligned}
 M'' &= K_1 df \\
 F'' &= K_2 f
 \end{aligned}
 \tag{2.33}$$

Il a défini également une expression pour calculer l'angle d'inclinaison moyen i_{av} qui sert à vérifier l'exactitude de l'approximation d'une coupe quasi orthogonale. Il a supposé que c'est le cas si cet angle i_{av} est compris entre 2° et 4° .

Rubenstien a précisé les conditions d'équivalence entre le foret conventionnel hélicoïdal et le foret à langue d'aspic :

- avoir le même angle d'inclinaison moyen i_{av}
- avoir le même angle normal de coupe moyen $(\alpha_n)_{av}$

Ces conditions peuvent être traduites par un set d'équivalence géométrique : avoir le même rapport diamètre longueur d'arête principale, le même angle de la pointe, le même angle d'hélice aux périphéries, la même dépouille latérale, les mêmes listels.

Dans la deuxième partie de son article, Rubenstien [27] a comparé ses résultats à des essais expérimentaux tirés de la littérature. La comparaison montre un bon accord entre les résultats. Il a retrouvé encore la plupart des tendances expérimentales. Cette approche intéressante du point de vue de la facilité de sa mise en œuvre, ne peut néanmoins fournir des informations

détaillées de l'opération. De plus l'équivalence nécessaire entre les forets à langue d'aspic et le foret étudié ne peut être pas vérifié pour tous les types des géométries.

Dans leur travail, Stephenson et Agapiou [28] ont attiré l'attention sur l'importance de la géométrie de la pointe du foret. Une modification mineure de la pointe peut avoir des conséquences importantes sur les performances du perçage. Ils ont indiqué l'existence d'une multitude de géométries de la pointe élaborée par des méthodes empiriques. Pendant ce temps, la majorité des modèles développés dans la littérature concerne les forets conventionnels hélicoïdaux. Le modèle proposé par ces deux auteurs ne se limite pas à un seul type de géométrie mais peut être appliqué à des forets avec une pointe munie d'une géométrie arbitraire. Ils ont appliqué la théorie de coupe oblique pour développer des expressions pour l'effort axial, radial et le couple au niveau des arêtes principales. Ses expressions basées sur des essais de tournage sont par conséquent des relations empiriques. Ils ont appliqué leur modèle pour le cas du perçage de la fonte avec un foret en carbure monobloc. De plus, selon Stephenson et Agapiou leur modèle peut être utilisé pour étudier des phénomènes non traité avec les autres approches comme l'asymétrie des arêtes de coupe.

Stephenson et Agapiou ont défini les caractéristiques géométriques nécessaires pour le calcul des efforts de coupe : l'angle de coupe α_n et l'angle d'inclinaison i . Ils ont calculé ces deux paramètres par les expressions suivantes :

$$\alpha_n = \tan^{-1} \left[\frac{\tan(\beta(r)) \cos(\psi(r))}{\sin(p) - \tan(\beta_r) \cos(p) \sin(\psi(r))} \right]$$

$$i = -\sin^{-1} [\sin(p) \sin(\psi(r))] \quad (2.34)$$

Avec $\psi(r)$, $\beta(r)$ et $2p$ l'angle de l'arête centrale, d'hélice en un point de l'arête de rayon r et l'angle de la pointe du foret. Pour le foret standard avec des arêtes principales rectilignes $\psi(r)$ peut être calculé par les expressions suivantes $\psi(r) = \sin^{-1}(w/r)$. $\beta(r)$ est calculé à partir de l'angle d'hélice aux périphéries facilement mesuré $\tan(\beta(r)) = r \tan(\beta_r)/R$.

Pour les multitudes des pointes du foret qui existent, ils ont constaté l'existence des éléments en commun. Elles sont toutes composées des plusieurs segments correspondants aux surfaces obtenues par rectification au niveau de flûte et de la face de dépouille. Ils ont montré avec deux types de pointes que la détermination des éléments des relations (2.34) est possible et

aboutit à la définition de la géométrie de la pointe. Pour effectuer l'opération de caractérisation, plusieurs points sur les segments doivent être spécifiés. Le nombre de ses points (entre 3 et 30 points) varie en fonction de la pointe étudiée. Parmi les pointes étudiées par Stephenson et Agapiou, on cite la pointe avec des arêtes paraboliques, Figure 15 continue dans un plan parallèle à l'axe du foret et rectiligne dans un plan perpendiculaire à cet axe. Pour cette pointe, ils ont développé les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 r &= a + bz + cz^2 \\
 z &= \left(-b + [b^2 - 4c(a - r)]^{1/2} \right) / 2c \\
 p(r) &= \tan^{-1} \left[\frac{dr}{dz} \right] = \tan^{-1} (b + 2cz)
 \end{aligned}
 \tag{2.35}$$

Pour déterminer les constants a, b et c trois points du segment $(z_1, r_1), (z_2, r_2), (z_3, r_3)$ doivent être utilisés.

Stephenson et Agapiou ont divisé les arêtes principales en des arêtes rectilignes élémentaires de coupe oblique. Ils ont supposés que les efforts de coupe sont fonction de quatre paramètres :

$$\begin{aligned}
 F_p &= F_p(V, t, \alpha_n, i) \\
 F_q &= F_q(V, t, \alpha_n, i) \\
 F_r &= F_r(V, t, \alpha_n, i).
 \end{aligned}
 \tag{2.36}$$

Avec V la vitesse de coupe, t l'épaisseur du copeau non déformé, α_n l'angle de coupe et i l'angle d'inclinaison.

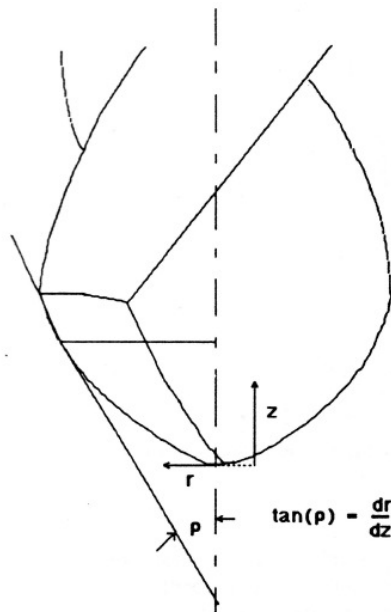


Figure 15. Foret parabolique [28].

Pour la matière utilisée dans leur travail, ils ont présenté les relations empiriques suivantes obtenues à partir des essais de tournage :

$$\begin{aligned}
 F_p &= 63.2 + 1290t - 5.90\alpha_n + 11.4V \cdot CL + 0.191\alpha_n^2 + 1.36\alpha_n \cdot V \\
 F_r &= 2.39 - 0.280\alpha_n \cdot i - 3.43i \\
 \begin{cases} F_q = 36.2 + 1290t - 18.1t \cdot i + 0.637\alpha_n \cdot i \\ +61.2V - 15.2V^2 - 17.7t \cdot \alpha_n \\ F_q = -56.0 + 1230t + 67.8V \end{cases} & \begin{matrix} \alpha_n < 5^\circ \\ \alpha_n > 5^\circ \end{matrix}
 \end{aligned} \tag{2.37}$$

Avec CL un paramètre égal à 1 pour l'usinage avec lubrification et 0 pour l'usinage sans lubrification. Les efforts sont exprimés en N/mm.

Ils ont exprimé l'effort axial et le couple global par les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 C_z &= \sum_{j=1}^{N_f} \sum_{i=1}^N dC_{zji} \\
 F_z &= \sum_{j=1}^{N_f} \sum_{i=1}^N dF_{zji}
 \end{aligned} \tag{2.38}$$

Avec N_f et N le nombre de goujures et des arêtes élémentaires respectivement, $dC_{zji} = r_i \cdot F_{pji}$ et $dF_{zji} = F_{qji} \cdot \sin[p_j(r_i)] - F_{rji} \cdot \cos[p_j(r_i)]$ le couple et l'effort axial élémentaire à l'arête élémentaire i et le goujure j .

Stephenson et Agapiou ont effectué des essais de perçage avec des forets munis de plusieurs géométries. Ils ont constaté un bon accord entre les résultats mesurés et calculés. Ils ont remarqué que leur modèle a tendance à sous-estimer l'effort axial avec les forets munis d'une arête centrale. Ce modèle possède l'avantage de pouvoir étudier les forets avec une géométrie quelconque. Malheureusement, il concerne seulement les arêtes principales et nécessite d'effectuer des essais de tournage pour établir les expressions empiriques. Il y a besoin encore de caractériser un certain nombre de points sur les arêtes principales.

Dans la succession de la modélisation analytique et spécifiquement celle basée sur le modèle d'Oxley, El hachimi et.al [29] et [30] ont présenté un modèle pour le perçage. La spécificité de ce modèle est le traitement de l'enlèvement de la matière le long des arêtes comme étant continu (pas de discrétisation en arête élémentaire). Ils ont étudié séparément la coupe sur les arêtes principales et sur l'arête centrale. Ils ont utilisé le modèle de coupe oblique pour les arêtes principales et le modèle de coupe orthogonale pour la partie de coupe de l'arête centrale. Ils ont supposé comme dans les études précédentes que la coupe et l'indentation existe au niveau de l'arête centrale et que la limite entre les deux zones peut être déduite de l'angle de dépouille dynamique. Le foret étudié par El hachimi et.al est un foret hélicoïdal conventionnel. Les caractéristiques géométriques du foret utilisé sont celles développées par Wiriyacosol [16]. Pour calculer l'effort axial et le couple généré par les arêtes principales pendant le perçage, ils ont développés les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 F_z &= 2 \int_{\frac{d'}{2}}^{\frac{d}{2}} k_{AB} \frac{f \sin p \cos \xi}{2 \sin \phi_n \cos \theta_n} (\sin(\lambda_n - \alpha_n - \xi) \sin p - \cos p) \frac{r}{(r^2 - w^2)^{1/2}} dr \\
 C_z &= 2 \int_{\frac{d'}{2}}^{\frac{d}{2}} k_{AB} \frac{f \sin p \cos \xi}{2 \sin \phi_n \cos \theta_n} \cos(\phi_n - \alpha_n - i) \frac{r^2}{(r^2 - w^2)^{1/2}} dr.
 \end{aligned}
 \tag{2.39}$$

Avec k_{AB} la contrainte d'écoulement au niveau de la zone de cisaillement, f la vitesse d'avance, $2p$ l'angle de la pointe, ϕ_n l'angle normal de cisaillement, α_n l'angle normal de coupe, λ_n l'angle normal du frottement, ξ , i et θ_n des angles intermédiaires, $2w$ l'épaisseur de l'âme du foret.

Pour calculer l'effort axial et le couple généré par l'arête centrale pendant le perçage, ils ont développés les relations suivantes :

$$F_z = 2 \int_{r_0}^{\frac{d'}{2}} \frac{\cos(\phi_n - \alpha_{nd})}{\cos(\phi_n + \lambda_n - \alpha_{nd})} \frac{f k_{AB} \cos \beta}{2 \sin \phi_n} (\cos \beta - \tan(\phi_n - \alpha_{nd}) \sin \beta) dr$$

$$C_z = 2 \int_{r_0}^{\frac{d'}{2}} \frac{\cos(\phi_n - \alpha_{nd})}{\cos(\phi_n + \lambda_n - \alpha_{nd})} \frac{f k_{AB} \cos \beta}{2 \sin \phi_n} (\cos \beta - \tan(\phi_n + \alpha_{nd}) \sin \beta) dr. \quad (2.40)$$

Avec k_{AB} la contrainte d'écoulement au niveau de zone de cisaillement, f la vitesse d'avance, ϕ_n l'angle dynamique de cisaillement, α_{nd} l'angle dynamique de la coupe, λ_n l'angle normal du frottement, β l'angle d'avance.

Les efforts globaux sont obtenus par sommation, El hachimi et.al ont utilisé les méthodes numériques et spécifiquement la méthode de Newton pour évaluer les intégrales. Ils ont ensuite effectué une étude expérimentale sur l'acier 45M5r pour valider le modèle qu'ils ont présenté. Figure 16 Les essais montrent généralement un bon accord, malgré parfois des écarts non négligeables. Le point faible dans le modèle d'El hachimi et.al est la modélisation géométrique du foret qui se limite à la géométrie du foret hélicoïdal conventionnel.

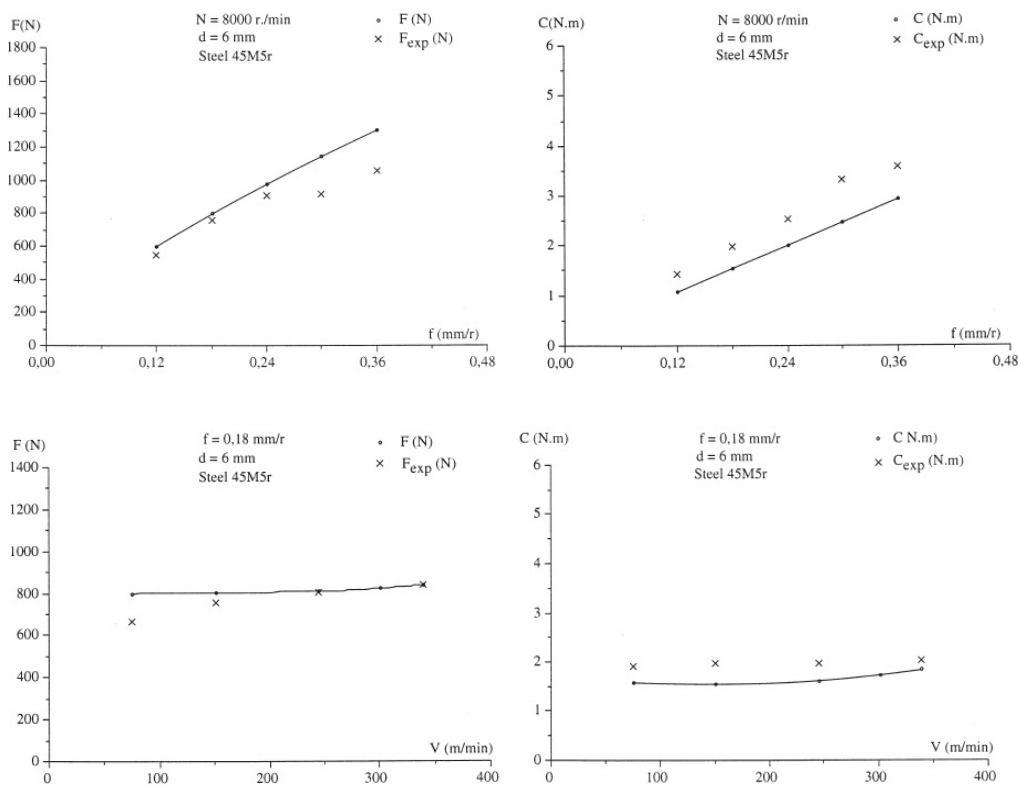


Figure 16. Résultats expérimentaux et calculés par El Hachimi [30].

II.4 - Les approches mécanistiques

Les modèles mécanistiques sont des approches hybrides semi-empiriques. Ils sont composés de deux parties :

- une partie analytique qui étudie la géométrie, la cinématique et l'équilibre des efforts dans l'outil et la pièce pendant l'opération de coupe.
- une partie empirique qui permet de calculer les efforts de coupe à partir des efforts de coupe spécifiques obtenus expérimentalement, sans tenir compte du mécanisme de formation du copeau et des phénomènes physiques accompagnants ce mécanisme.

Des approches mécanistiques ont été utilisées pour modéliser la majorité des procédés d'usinage. Parmi ces modèles, on cite celui de Chandrasekharan [31] qui a été développé pour le perçage. Comme dans les études analytiques, il a émis les hypothèses suivantes :

- Les arêtes principales sont décomposées à une série d'arêtes de coupe élémentaires travaillant dans des conditions de coupe oblique. Les efforts totaux au niveau des arêtes principales sont obtenus ensuite par intégration.
- Au niveau de l'arête centrale, deux mécanismes d'enlèvement de la matière existent : l'indentation et la coupe oblique. La limite entre les deux zones est définie par la relation suivante.

$$R_a = \frac{f}{2 \tan(\pi/2 - p)} \quad (2.41)$$

Avec f la vitesse d'avance et $2p$ l'angle de la pointe.

Chandrasekharan a débuté ses investigations par l'étude de coupe oblique. Il a supposé que l'effort généré pendant la coupe dans le système de coordonnées de face de coupe peut être exprimé par les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} |\bar{F}_n| &= K_n A_c \\ |\bar{F}_f| &= K_f A_c \end{aligned} \quad (2.42)$$

Avec $|\bar{F}_f|$ l'effort de frottement suppose colinéaire à la direction d'écoulement du copeau, $|\bar{F}_n|$ l'effort normal dont la direction est la normale à la face de coupe, K_f l'effort spécifique de frottement, K_n l'effort spécifique normal, A_c la surface de la section du copeau avant déformation suivant un plan dont le normal est colinéaire à la vitesse de la coupe.

Dans les modèles mécanistiques K_f et K_n sont généralement supposés fonction de l'épaisseur du copeau t_c , l'angle et la vitesse de la coupe V . Chandrasekharan a effectué des essais de coupe oblique pour vérifier la dépendance des efforts aux paramètres cités. Il a déduit que l'angle normal α_n de coupe est le paramètre géométrique le mieux adapté et que les efforts spécifiques peuvent être calculés par les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} \ln K_n &= a_0 + a_1 \ln t_c + a_2 \ln V + a_3 \ln(1 - \sin \alpha_n) + a_4 \ln t_c \ln V \\ \ln K_f &= b_0 + b_1 \ln t_c + b_2 \ln V + b_3 \ln(1 - \sin \alpha_n) + b_4 \ln t_c \ln V \end{aligned} \quad (2.43)$$

Les paramètres $a_0, a_1, a_2, a_3, a_4, b_0, b_1, b_2, b_3$ et b_4 sont des constantes déterminées par une régression multi variable à partir des données expérimentales. Ils sont obtenus par une procédure de calibrage élaborée par Chandrasekharan et basée sur des essais du perçage.

Chandrasekharan a utilisé les relations établies par Oxford [3] pour calculer l'angle normal de cisaillement et d'inclinaison au niveau des arêtes principales. Puis il a projeté les efforts normaux et du frottement calculés par le modèle mécanistique dans le système des coordonnées globales liées au foret. Il a calculé les efforts globaux générés par les arêtes élémentaires par sommation. Il a utilisé la même procédure au niveau de la région de coupe de l'arête centrale avec les angles de coupe dynamique. Pour la région d'indentation restante, il a employé les relations développées par Kachanov [32]. Chandrasekharan a réalisé une étude expérimentale avec deux types de matériaux, plusieurs géométries du foret et conditions de coupe. Il a effectué du perçage avec des pré-trou pour isoler les efforts générés par les arêtes principales. Les résultats expérimentaux montrent un bon accord pour les arêtes principales et des écarts plus prononcés mais pas très importants pour l'arête centrale.

Chandrasekharan a complété son modèle initialement conçu pour un foret hélicoïdal conventionnel pour être compatible avec des forets munis d'une géométrie de pointe quelconque. Les arêtes sont considérées comme un vecteur dans l'espace tridimensionnel. Il a établi des relations mathématiques pour calculer l'angle normal de coupe et d'inclinaison.

Les données pour ses expressions sont les paramètres d'affûtage s'ils sont disponibles ou les coordonnées de plusieurs points des arêtes de coupe mesurés par MMT. Des essais expérimentaux avec trois géométries montrent un bon accord entre les résultats calculés et mesurés, sauf pour le couple au niveau de l'arête centrale.

Paul et al [33] ont essayé d'aller plus loin, en se basant sur le modèle de Chandrasekharan. Ils ont effectué une étude sur l'arête centrale. Ils ont développé ensuite un modèle pour optimiser la géométrie du foret. La première étape dans leur étude a consisté à paramétrer la géométrie. Pour cela ils ont employé les équations de la pointe et de la goujure en fonction des paramètres d'affûtage. Les arêtes de coupe sont formées par l'intersection de ces surfaces. Cette définition permet de trouver les coordonnées de certains points des arêtes pour ensuite calculer les paramètres (angle normal de coupe,...) nécessaires aux calculs des efforts. Les efforts calculés par le modèle mécanistique permettent la détermination d'une fonction objective à optimiser :

$$F = w_1 F_z + w_2 C_z \quad (2.44)$$

Avec F_z et C_z respectivement l'effort axial et le couple généré pendant le perçage, w_1 et w_2 des facteurs poids tel que $w_1 + w_2 = 1$.

Paul et al [33] ont employé le modèle précédent avec des algorithmes génétiques pour optimiser les paramètres d'affûtage du foret. Pour valider leur démarche, ils ont effectué des essais avec trois types de pointe. Ils ont montré que la réduction de l'effort axial et du couple peut atteindre 40%. Ils ont remarqué que l'optimisation est accompagnée par une augmentation de l'angle normal de coupe très négatif au niveau de l'arête centrale.

Les modèles mécanistiques sont souvent faciles à mettre en œuvre et donnent des résultats fiables. Cependant ils nécessitent de nombreux essais pour déterminer des coefficients caractéristiques. De plus, ces modèles ne tiennent pas compte de la physique de la formation du copeau.

II.5 - Les approches numériques.

La simulation numérique par la méthode des éléments finis dédiée à la mise en forme des métaux est de nos jours un outil puissant. Des améliorations conséquentes ont été réalisées

dans le domaine informatique. Malgré ces progrès, la simulation des procédés d'usinage en 3D relève beaucoup de difficulté.

Strenkowski et al. [34] ont proposé un modèle hybride analytique et éléments finis pour prévoir l'effort axial et le couple générés par un foret hélicoïdal. Cette approche est également basée sur la discrétisation des arêtes de coupe. Sur les arêtes principales, la coupe est oblique et sur les arêtes centrales, la coupe est supposée orthogonale avec un angle de coupe négatif. Un modèle analytique de coupe est appliqué aux arêtes en coupe oblique, tandis qu'une modélisation éléments finis avec le code DeformTM-2D est utilisée pour calculer les efforts de la région centrale. Bono et Ni [35] ont proposé l'utilisation d'un modèle éléments finis associé à des équations analytiques pour déterminer la température le long des arêtes de coupe du foret. Les résultats obtenus sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. Récemment, un modèle numérique 3D a été présenté par Kolcke et al. [36]. Ce modèle permet de calculer l'effort axial, le couple et la température le long des arêtes de coupe. La modélisation éléments finis 3D est très intéressante car elle permet d'obtenir des indications sur l'écoulement des copeaux et la morphologie de ceux-ci. Elle donne accès aux champs des contraintes et des températures dans l'outil et la pièce. Comme pour l'approche analytique, les principales données du modèle sont la loi de comportement du matériau usiné et la loi de frottement à l'interface outil-copeau.

L'approche numérique fournit une analyse complète et des informations intéressantes sur les champs des températures, des contraintes, la morphologie des copeaux et leur écoulement, mais les calculs sont très longs.

II.6 - Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre une revue des différents modèles développés pour le perçage. Selon le type de l'approche employée ces études ont été classées en quatre catégories : expérimental et/ou empirique, analytique, mécanistique ou semi-analytique et numérique.

Vu la difficulté de l'opération du perçage les premiers travaux étaient purement empiriques et/ou expérimentaux. Ces études ont permis d'établir, à partir d'une analyse dimensionnelle, des expressions empiriques permettant de calculer les efforts de coupe à partir des paramètres

nominaux du foret ainsi que la dureté de la matière percée. Ces expressions peuvent prédire avec succès les efforts de coupe, mais elles ne tiennent pas compte des phénomènes physiques de la géométrie du foret et nécessitent un nombre important d'essais pour déterminer les constantes de ces relations et ceci pour chaque couple outil-matière.

En se basant sur des observations expérimentales mettant en évidence les divers mécanismes d'enlèvement de la matière le long des arêtes du foret, plusieurs modèles analytiques ont été développés. Ces travaux ont tenté de modéliser les deux phénomènes qui ont lieu pendant le perçage : la coupe avec des conditions variables : angle et vitesse de coupe qui varient le long des arêtes de coupe et l'indentation au niveau de la zone centrale du foret. Dans la majorité de ces études, les arêtes de coupe ont été discrétisées en des arêtes élémentaires. Les conditions et les angles de coupe sont définis au milieu de chacune de ces arêtes. Un ensemble d'hypothèses est ensuite avancé et les divers modèles de coupe ont été testés sur les arêtes de coupe élémentaire : orthogonale de Merchant, oblique d'Armarego ou d'Oxley. Des lois de comportement plus ou moins sophistiquées ont été employées ainsi que plusieurs relations pour l'écoulement du copeau en tenant compte ou non des contraintes subies par le copeau du fait de la particularité du perçage. Pour l'indentation, des modèles basés sur la théorie des lignes de glissement ont été utilisés. Les résultats prédits par ces modèles ont été plus ou moins en accord avec les résultats expérimentaux. Les faiblesses de ces modèles sont certaines hypothèses non valables pour le perçage et la considération d'une seule géométrie du foret souvent le foret conventionnel.

Des modèles mécanistiques ou semi-analytiques ont été développés pour l'opération de perçage. Ces modèles qui tiennent compte de la géométrie de la coupe et de la cinématique de procédés emploient des coefficients spécifiques obtenus expérimentalement. Le foret est également discrétisé en des arêtes élémentaires caractérisées par leur angle et condition de coupe puis le modèle mécanistique est appliqué à chacune de ces arêtes. Cette approche a été récemment utilisée pour optimiser la géométrie du foret. Les modèles mécanistiques sont souvent faciles à mettre en œuvre et donnent des résultats fiables. Cependant ils nécessitent de nombreux essais pour déterminer des coefficients caractéristiques. De plus ces modèles ne tiennent pas compte de la physique de la formation du copeau.

La simulation numérique par la méthode des éléments finis dédiée à la mise en forme des métaux est de nos jours un outil puissant. Malgré les progrès réalisés dans le domaine informatique, la simulation des procédés d'usinage en 3D relève beaucoup de difficultés. Les

premiers travaux effectués avec cette méthode étaient hybrides analytique numérique. Ils ont étudié seulement la partie du foret qui effectue l'indentation ou la distribution de la température dans l'outil après avoir calculé les flux de chaleur analytiquement. Récemment, un modèle numérique 3D permettant de simuler le procédé de perçage a été présenté. Ce modèle est très intéressant car il permet d'obtenir des indications sur les écoulements des copeaux, les efforts de coupe et la distribution de la température dans l'outil et la pièce. Le désavantage de ce modèle est le temps de calcul très important qui peut atteindre plusieurs semaines pour que le foret effectue un trou de quelques millimètres. En outre, les résultats obtenus sont fonction d'un grand nombre de paramètres qui servent à calibrer le modèle et ne sont pas toujours fiables.

Malgré le grand nombre d'études consacrées au perçage, la modélisation de ce procédé reste d'actualité surtout avec le développement des forets avec des géométries très variées, l'utilisation de nouvelles nuances de matériaux et les exigences accrues à réaliser des trous le plus rapidement possible avec des qualités de finition acceptables. Un modèle pour le perçage permettant d'optimiser ce procédé sans le recours à des nombreux essais est nécessaire. D'après les travaux de modélisation réalisés précédemment ce modèle doit être composé de deux parties. La première doit être consacrée à la définition de la géométrie du foret, elle doit être générique pour être appliquée à des forets avec une géométrie quelconque en phase de conception (en se basant sur la définition CAO) ou de validation (en se basant sur des mesures machine MMT). La deuxième partie traite l'opération de la coupe moyennant un modèle qui étudie les phénomènes physiques qui ont lieu et ne nécessite pas le recours à un grand nombre d'essais pour établir les bases de données nécessaires.

Références :

- [1] *Oxford, Shaw, On the drilling of metals 2- The torque and thrust in drilling, Trans. ASME, 1957, pp. 139-148.*
- [2] *D.F. Galloway, Some experiments on the influence of various factors on drill performance, Trans ASME, 1957, pp. 191-231.*
- [3] *Oxford, On the drilling of metals 1 basic mechanics of the process, Trans. ASME, 1955, pp. 103-114.*
- [4] *G.V. Stabler; The fundamental geometry of cutting tools; Proc.Inst. Mech. Eng. 165; 1951; pp. 14-21.*
- [5] *A.K. Pal, A. Bhattacharyya, G.C. Sen, Investigation of the torque in drilling ductile materials, Int. J. Tool Des. Res., Vol. 4, 1965, pp. 205-221.*
- [6] *N. G. Abuladze, Elements of mechanics of metal cutting, Thesis for candidate of science, Georgia Polytechnic Institute, Tbilisi 1962.*
- [7] *R. A. Williams, Dynamic geometry of a twist drill, Int. J. Prod. Res, Vol.7, 1968, 253-267.*
- [8] *R. A. Williams, A study of the basic mechanics of the chisel edge of a twist drill, Int Jnl. Prod. Research, 1969, 325-343.*
- [9] *R. A. Williams, A study of the drilling process, J. Eng. Ind, 1974, Trans ASME, 1207-1215.*
- [10] *J. Grunzweig, I.M. Longman and M.J.J. Petch, Calculations and measurements on wedge indentation, J. Mech. And Phys. Solids, Vol. 2, 1954, pp. 81-86.*
- [11] *M. E. Merchant, Basic Mechanics of the Metal Cutting Process, J. Appl. Phys., 1945, pp. 267-275.*
- [12] *I. Finnie, M. C. Shaw, The Friction Process in Metal cutting, Trans. ASME, 1956, pp. 1649-1657.*
- [13] *P. L. B. Oxley, « Introducing Strain rate Dependent Work Material Properties Into the Analysis of Orthogonal Cutting », Ann. CIRP, Vol. 13, 1966, pp. 127-138.*

- [14] E. J. A. Armarego, C. Y. Cheng, *Drilling with flat rake face and conventional twist drills-I. Theoretical investigation*, *Int. J. Mach Tool. Des. Res.*, Vol. 12, 1972, pp.17-55.
- [15] E. J. Armarego, R. H. Brown, *The machining of Metals*, Prentice-Hall, 1969.
- [16] S. Wiriyacosol, E. J. Armarego, *Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach*, *Annals of the CIRP*, 1979, 87-91.
- [17] A. R. Watson, *Geometry of drill elements*, *Int. J. Tool. Des. Res.*, Vol. 25, 1985, pp. 209-227.
- [18] A. R. Watson, *Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results 1-Initial cutting lip model*, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1985, pp.347-365.
- [19] A. R. Watson, *Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results 2-Revised cutting lip model*, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1985, pp.367-376.
- [20] A. R. Watson, *Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results 3-Drilling model for chisel edge*, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1985, pp.377-392.
- [21] A. R. Watson, *Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results 4-Drilling tests to determine chisel edge contribution to torque and thrust*, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.*, 1985, pp.393-404.
- [22] P. Mathew, P. L. B. Oxley, *Allowing for the influence of strain hardening in determining the frictional conditions at the tool-chip interface in machining*, *Wear*, Vol. 69, pp. 219-234.
- [23] P. L. B. Oxley, *Mechanics of Machining*, Ellis Horwood series in mechanical engineering, 1989.
- [24] W. Johnson, *Ann. CIRP*, 14, 315, 1967.
- [25] J. M. Challen, P. L. B. Oxley, *Wear*, 53, 229, 1979.

- [26] C. Rubenstein, *The Torque And Thrust force in twist drilling –I. Theory*, *Int. j. Mach. Tools Manufact.*, 1991, pp.481-489.
- [27] C. Rubenstein, *The Torque And Thrust force in twist drilling –II. Comparison of experimental observations with deductions from theory*, *Int. j. Mach. Tools Manufact.*, 1991, pp.481-489.
- [28] D. A. Stephenson, J. S. Agapiou, *Calculation of main cutting edge forces and torque for drills with arbitrary point geometries*, *Int. J. Mach. Tools Manufact*, Vol.32, 1992, pp. 521-538.
- [29] Mustapha Elhachimi, Serge Torbaty, Pierre joyot; *Mechanical modelling of high speed drilling. 1: predicting torque and thrust*; *International Journal of Machine Tools & Manufacture*; 1999; pp. 553-568.
- [30] Mustapha Elhachimi, Serge Torbaty, Pierre joyot; *Mechanical modelling of high speed drilling. 2: predicted and experimental results*; *International Journal of Machine Tools & Manufacture*; 1999; pp. 569-581.
- [31] Vivek Chandrasekharan, *A model to predict the three-dimensional cutting force system for drilling with arbitrary point geometry*, *Ph.D thesis University of Illinois Urbana-Champaign*, 1996.
- [32] L. M. Kachanov; *Fundamentals of the theory of plasticity*.
- [33] A. Paul, S. G. Kapoor, R. E. Devor; *Chisel edge and cutting lip shape optimization for improved twist drill point design*; *International Journal of Machine Tools & Manufacture*; 45; 2005; pp. 421-431.
- [34] J. S. Strenkowski, C. C. Hsieh, A. J. Shih, *An analytical finite element technique for predicting thrust force and torque in drilling*, *International Journal of Machine tool and Manufacturing*, 2004, 44, pp. 1413-1421.
- [35] M. Bono, J. Ni, *The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill*, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46, 2006, pp. 901–907.

- [36] *F. Klocke, D. Lung, K. Gerschwiler, M. Abouridouane, K. Risse, 3D Modeling and scaling effects in drilling, 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations May 11-12, 2006, Bled, Slovenia.*

Partie II

Modélisation Géométrique et thermomécanique du perçage

Chapitre III - Modélisation géométrique du foret

Dans ce chapitre, la géométrie du foret est étudiée. Un modèle mathématique qui se base sur la définition CAO du foret est développé. Ce modèle permet de calculer les angles de coupe du foret nécessaire pour le calcul des efforts de coupe pendant le perçage. L'approche présentée peut être employée avec des forets munis d'une géométrie quelconque, à partir de sa définition CAO ou bien, des coordonnées d'un certain nombre de points choisis du foret.

III.1 - Introduction

La plupart des modèles de coupe nécessitent la connaissance des caractéristiques géométriques du foret pour déterminer les efforts générés durant le perçage. Les principaux paramètres géométriques sont l'angle normal de coupe et l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe. Ces angles varient le long des arêtes de coupe du foret leur détermination est délicate. Ils dépendent des conditions de réalisation et d'affûtage du foret. Pour les forets à géométrie classique ou conventionnelle (pointe conique, arêtes principales droites et goujures hélicoïdales) plusieurs relations trigonométriques [1]-[2] ont été développées pour calculer ces angles à partir des paramètres nominaux du foret (diamètre du foret, angle de pointe, angle d'hélice....). D'autres approches plus sophistiquées [7], [8]-[11] ont proposé le calcul de ces angles à partir des paramètres d'affûtage du foret.

III.2 - Définition de la géométrie de coupe d'un foret (modèles précédents)

La géométrie de coupe d'un foret est définie pour chaque arête par deux surfaces :

- La surface de coupe, qui est en général la surface de la goujure au voisinage de l'arête ;
- La ou les surfaces de dépouille définies à partir de la géométrie de la pointe du foret.

Pour un foret hélicoïdal classique (foret à goujures hélicoïdales), la pointe est conique. Les arêtes principales, formées par l'intersection des surfaces des goujures et des surfaces en

dépouille définies par la pointe conique, sont rectilignes ; il en est de même pour l'arête centrale qui correspond à l'intersection des surfaces en dépouille entre elles, Figure 1.

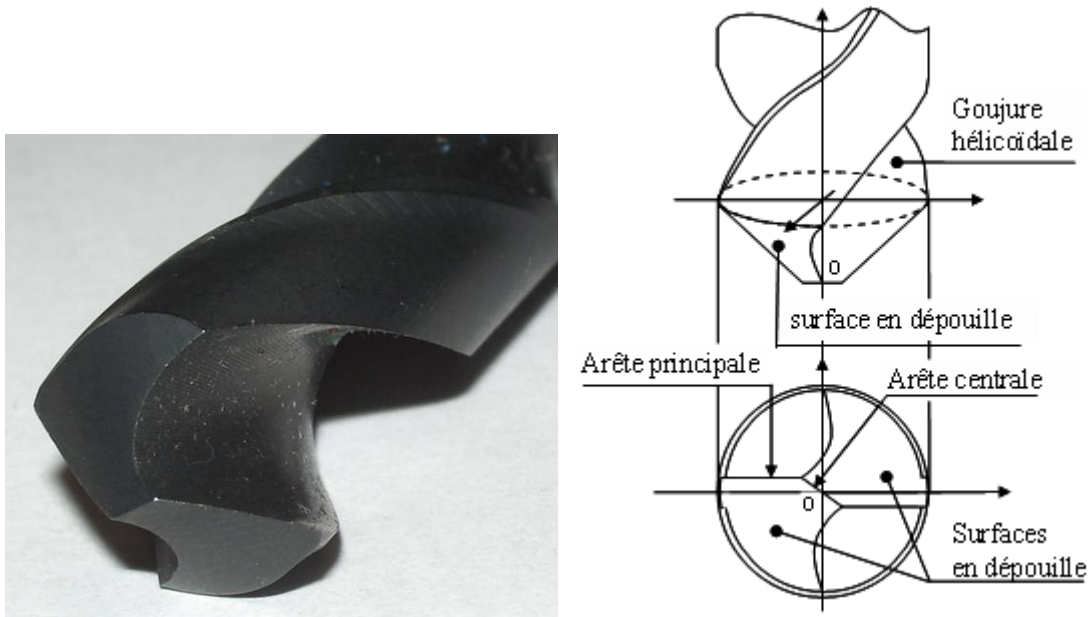
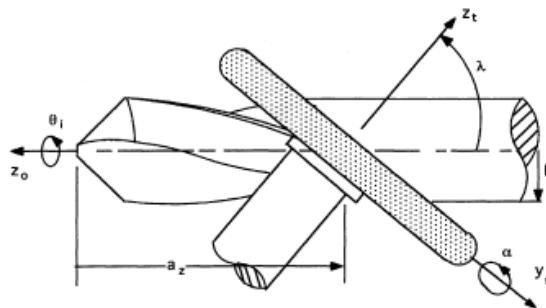


Figure 1. Foret hélicoïdal conventionnel ou classique.

Les surfaces caractéristiques d'un foret sont obtenues à partir d'un barreau cylindrique sur une machine à rectifier. La Figure 2 donne un exemple de réalisation d'un foret hélicoïdal classique. La forme des meules utilisées et les mouvements des meules et du porte-pièce de la machine permettent d'obtenir les formes attendues pour les goujures et pour les surfaces en dépouille, Figure 3. D'autres géométries de pointe sont possibles suivant les matériaux à percer : hyperbolique ou elliptique, ces dernières seront présentées dans la suite.



(a)

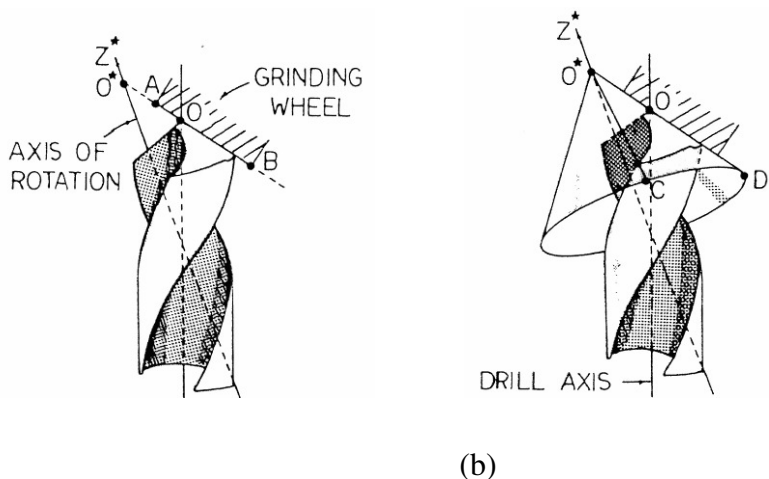


Figure 2. Obtention d'un foret classique sur machine de rectification: a- Réalisation des goujures hélicoïdales, b- Génération de la pointe conique Tsai et al.[9].

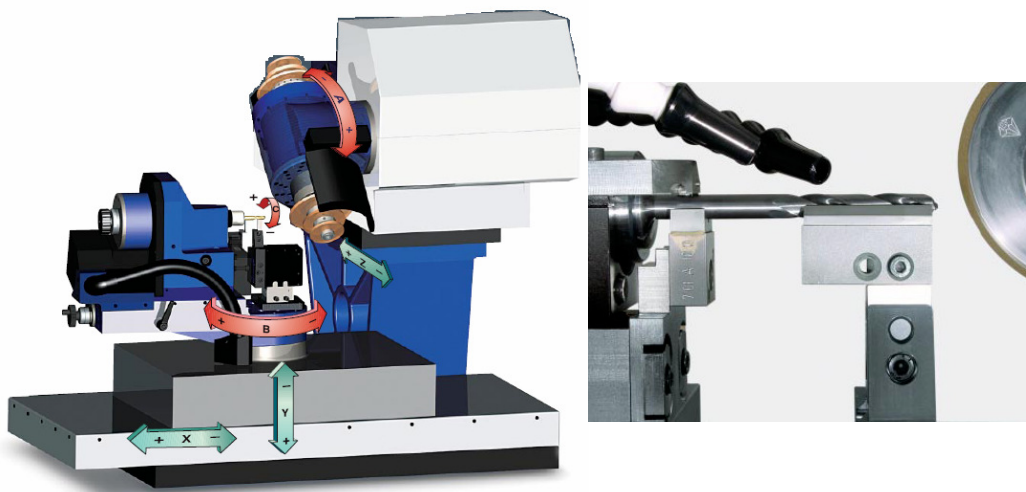


Figure 3. Machine à rectifier pour la réalisation des forets, mouvements associés à l'outil et à la meule.

Pour améliorer les performances des forets et atténuer en particulier les fortes variations des angles de coupe le long des arêtes principales courbes ont été proposées. De la même façon, pour réduire l'influence de l'arête centrale, limiter l'indentation et prolonger la coupe au niveau de la partie centrale du foret, des amincissements de l'âme ont été introduits par l'ajout de surfaces auxiliaires ou complémentaires en dépouille et en face de coupe. Des arêtes centrales courbes ont également été testées, Figure 4.

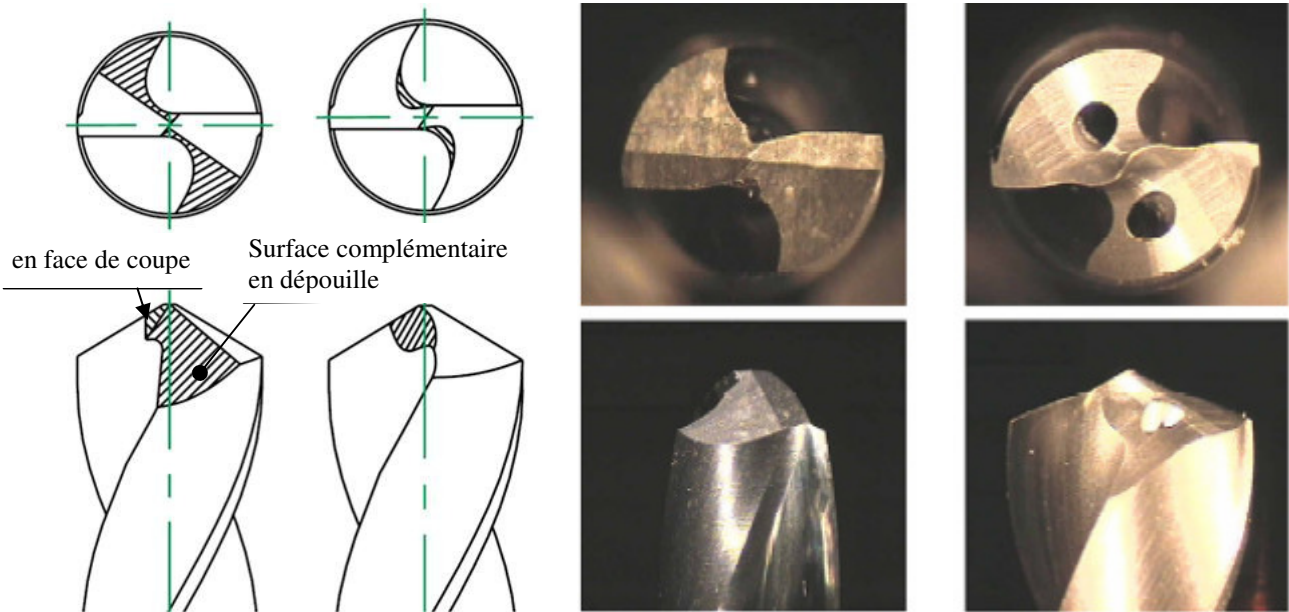


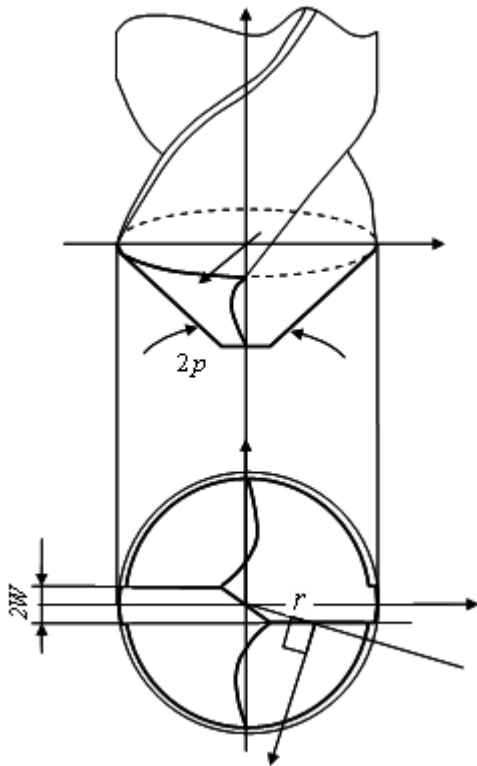
Figure 4. Exemples de modifications : amincissements de l'âme, arêtes principales et centrales courbes, d'après R. Li et al.[13].

Ces améliorations sont le fruit de l'expérience des fabricants de forets, elles sont basées sur des méthodes expérimentales empiriques. Depuis plusieurs années des chercheurs ont proposés des analyses géométriques des forets afin d'aider les concepteurs d'outils. Ces études géométriques sont nécessaires pour la conception de forets à haute performance et pour le perçage des nouveaux matériaux, des nouvelles nuances d'aciers et des matériaux à hautes caractéristiques. Elles permettent l'application de modèles de coupe afin de déterminer, en fonction du matériau percé et des conditions de perçage, les efforts et éventuellement les températures mises en jeu. Nous présentons dans ce qui suit une rapide bibliographie des modèles géométriques avant de proposer notre approche.

Les études géométriques précédentes peuvent être classées en deux catégories :

- La première série de modèles permet d'obtenir les angles caractéristiques en fonction des paramètres nominaux du foret étudié ;
- La deuxième série s'appuie sur les paramètres de rectification du foret.

Pour ce qui concerne la première catégorie, la majorité des études ont été effectuées sur des forets de géométrie standard : foret hélicoïdal à pointe conique et arêtes principales rectilignes sans amincissement de l'arête centrale. Oxford [1], Wiriyacosol et Armarego [4] ont employé des techniques de projections et la trigonométrie pour obtenir les angles d'inclinaison d'arête i et normal de coupe α_n le long des arêtes principales de coupe :



Relation développée par Oxford

$$i = \sin^{-1} \left(\frac{w}{r} \sin p \right)$$

$$\alpha_n = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \delta \sqrt{1 - \left(\frac{w}{r} \right)^2}}{\sin p - \frac{2\pi w}{L} \cos p} \right) - \tan^{-1} \left(\frac{\frac{w}{r} \cos p}{\sqrt{1 - \left(\frac{w}{r} \right)^2}} \right)$$

Figure 5. Foret hélicoïdal classique.

w , p , δ , L sont respectivement la demie largeur de l'âme, le demi angle de pointe, l'angle d'hélice, le pas d'hélice et r est la position radiale du point considéré sur l'arête, (Figure 5).

Shaw [6] et Watson [5] ont proposé des relations similaires en se basant d'une part sur l'équivalence entre la géométrie du foret et les outils de tournage et d'autre part sur les relations développées pour ces derniers :

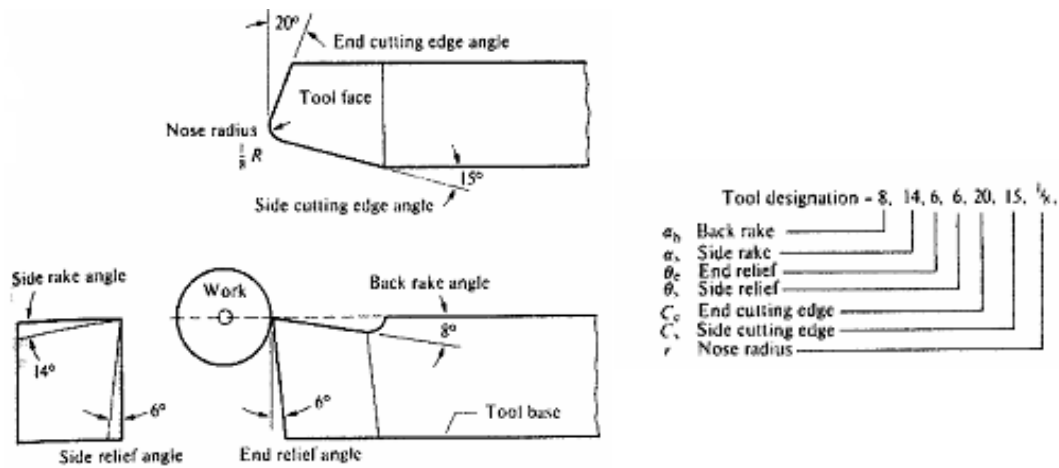


Figure 6. Définition des différents angle de coupe dans un outil de tournage [6].

Outil de tournage	Foret
α_s	$\sin^{-1} \frac{w}{r}$
α_b	δ
C_s	p

Où $2w = \text{épaisseur de l'âme}$
 $r = \text{rayon du point considéré}$

Tableau 3. L'équivalence entre les angles de coupe d'un outil de tournage et ceux d'un foret.

Relation développée par Shaw

$$\begin{aligned}
 i &= \tan^{-1} (\tan \alpha_b \cos C_s - \tan \alpha_s \sin C_s) \\
 \alpha_v &= \tan^{-1} (\tan \alpha_s \cos C_s + \tan \alpha_b \sin C_s), \\
 \alpha_n &= \tan^{-1} (\tan \alpha_v \times \cos i).
 \end{aligned}
 \tag{3.2}$$

La deuxième série d'études est basée sur les paramètres de rectification ou de meulage des forets. Galloway [6] a été parmi le premier à développer des relations pour déterminer les angles de coupe et des dépouilles à partir de ces paramètres pour un foret hélicoïdal standard à pointe conique avec des arêtes principales rectilignes. Pour étudier les forets hélicoïdaux avec différentes géométries de pointes (conique, hyperboloïde, ellipsoïde), Tsai et Wu [8] et [9] ont développé des relations mathématiques pour les surfaces de dépouille.

Pour un foret conique, l'équation de la surface en dépouille est donnée par la relation :

$$\begin{aligned} & \left(x \cos \phi + z \sin \phi + \sqrt{d^2 \tan^2 \theta - S^2} \right)^2 + (y - S)^2 \\ & - (z \cos \phi - x \sin \phi + d)^2 \tan^2 \theta = 1 \end{aligned} \quad (3.3)$$

θ est le demi-angle au sommet du cône, ϕ est l'angle entre l'axe du cône et l'axe du foret mesuré dans le plan (x,z) , d et S sont des translations du système de coordonnées (O^*, x^*, y^*, z^*) du cône par rapport au repère du foret (O, x, y, z) du foret, Figure 7.

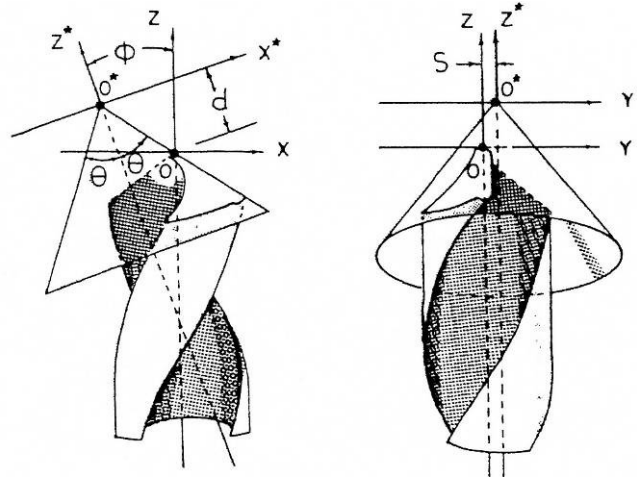


Figure 7. Profil de rectification pour un foret à pointe conique, d'après Tsai et Wu [9].

Pour les forets à pointe hyperbolique et elliptique, Figure 8, l'équation de la surface en dépouille est :

$$\begin{aligned} & \frac{1}{a^2} \left[\left(x \cos \phi + z \sin \phi + \left(a^2 - \delta \frac{a^2}{c^2} d^2 - S^2 \right)^{1/2} \right)^2 + \frac{1}{a^2} (y - S)^2 \right. \\ & \left. + \frac{\delta}{c^2} (z \cos \phi - x \sin \phi + d)^2 = 1 \right. \end{aligned} \quad (1.4)$$

a et c définissent l'hyperboloïde de révolution ou l'ellipsoïde de révolution correspondant à la surface en dépouille, dans ce dernier cas a est la demie longueur du grand axe et c la demie longueur du petit axe, S et d caractérisent comme précédemment les translations des axes de l'hyperboloïde ou l'ellipsoïde par rapport au repère du foret et ϕ la rotation, $\delta = +1$ pour l'ellipsoïde de révolution et $\delta = -1$ pour l'hyperboloïde de révolution.

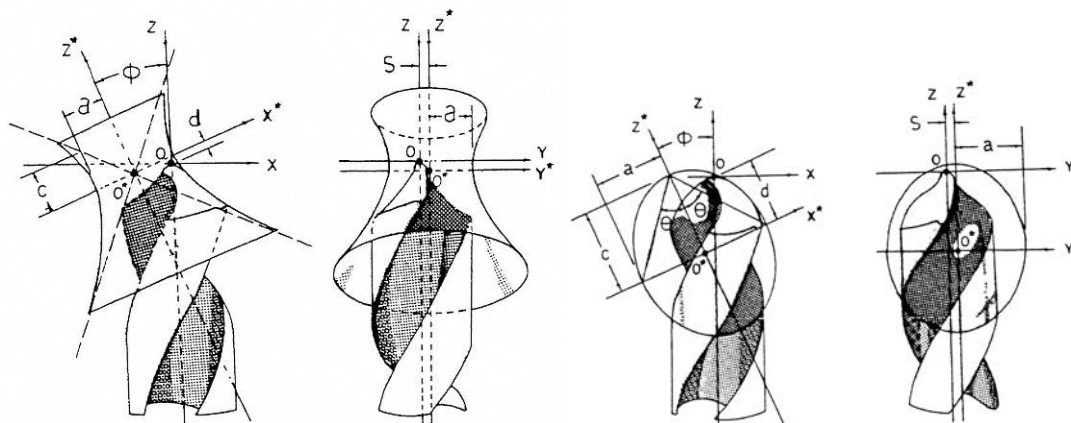
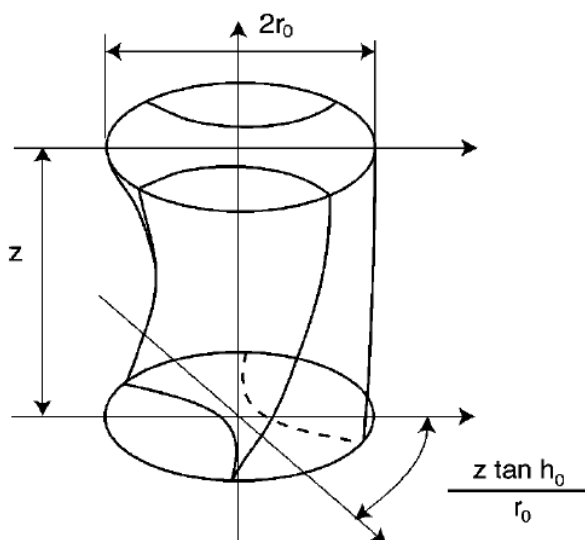


Figure 8. Profils de rectification pour les foret à pointe hyperbolique et elliptique, d’après Tsai et Wu [8].

Le modèle mathématique pour la goujure est déduit de l’approche de Galloway [6], l’équation de la goujure dans le système de coordonnées cylindriques (r, ψ, z) , Figure 9 , s’écrit :



$$\psi = \alpha + \beta + \frac{z}{r_0} \tan h_0$$

avec $\alpha = \sin^{-1} \left(\frac{W}{r_0} \right)$ (3.5)

et $\beta = \frac{1}{r_0} \left[\sqrt{r^2 - W^2} \right] \tan (h_0) \cot (\rho)$

Figure 9. Définition de la goujure.

Tsai et Wu [8] et [9] ont calculé ensuite les coordonnées des points des arêtes principales (formé par l’intersection des faces de dépouille et de la goujure) et l’arête centrale, intersection des surfaces en dépouille. La Figure 10 donne les arêtes principales pour les trois géométries de pointes, elles sont rectilignes pour la pointe conique et la pointe hyperbolique, elles ne le sont pas pour la pointe elliptique.

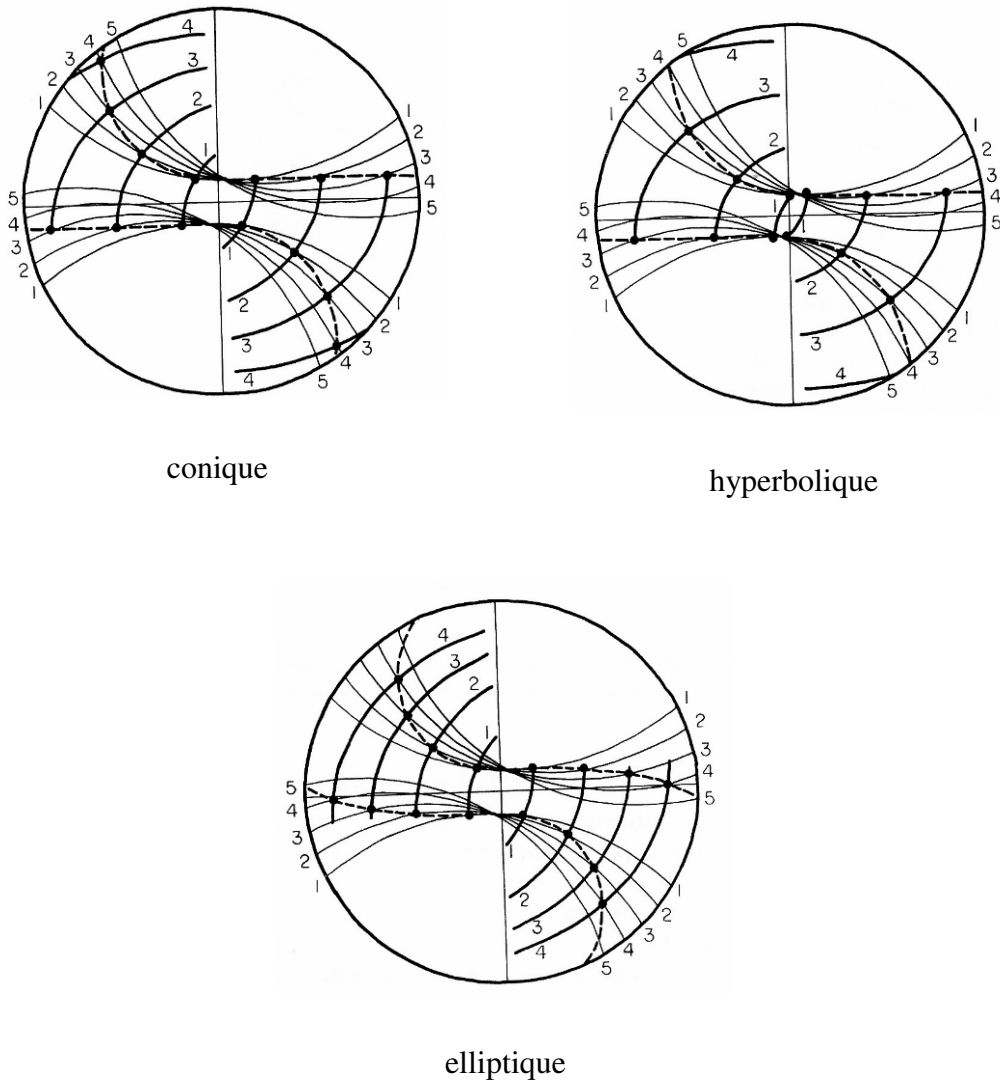


Figure 10. Analyse des géométries de pointe. (a) conique, (b) hyperbolique, (c) elliptique, d'après Tsai et Wu [8].

Les Figure 10 a, b et c montrent également les sections droites de la pointe obtenues à partir des équations précédentes à différentes côtes $z = z_i, i=1, 2, \dots$. Les auteurs ont aussi étudié l'arête centrale, elle peut avoir une forme de S en fonction des paramètres d'affûtage, Figure 11.

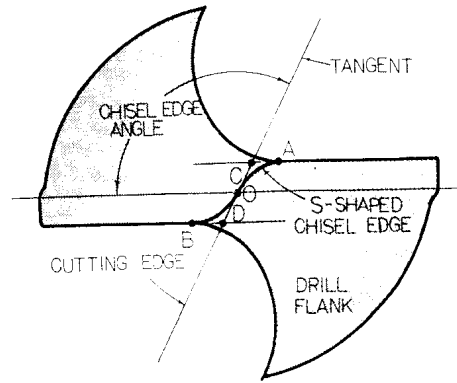


Figure 11. Arête centrale en S Tsai et Wu [8].

Anish et al. [12] ont employé l'approche de Tsai et Wu [8] pour calculer les angles de coupe du foret. Ils ont ensuite utilisé un modèle 'mécanistique' avec des coefficients spécifiques de coupe dépendant de ces angles et des conditions de coupe. Pour calculer le couple et l'effort axial lors du perçage d'un acier doux de type AISI 1018. La géométrie du foret a été optimisée à l'aide d'un algorithme génétique. Cette optimisation leur a permis de réduire l'effort axial et le couple de manière significative.

Hsieh [10] a employé un modèle mathématique qui décrit les mouvements des disques de meulage et du foret pendant l'affûtage pour analyser la conception de la géométrie du foret. Le modèle comprend des expressions pour caractériser la nature des surfaces de dépouille et de la goujure ainsi que les arêtes de la coupe. Des calculs numériques ont permis enfin à Hsieh de déterminer les angles caractéristiques du foret à partir des paramètres d'affûtage.

Malgré l'intérêt de ces modèles, la majorité de ceux-ci ont été développés pour des géométries données et ils ne peuvent pas être appliqués à des forets avec des géométries quelconques (amincissement au niveau de l'âme et arêtes non linéaires). De plus les modèles qui définissent la géométrie à travers les paramètres de meulage sont utiles pour déterminer ceux-ci pour la fabrication du foret. Cependant dans les machines numériques d'affûtage modernes ces paramètres sont calculés automatiquement à partir de la définition CAO du foret par des programmes intégrés aux machines, d'où le besoin d'un modèle générique qui permet de définir les surfaces du foret avec une géométrie quelconque et ses angles du coupe et de dépouilles statiques et dynamiques à partir d'un dessin CAO de ceux-ci.

III.3 - Géométrie de coupe d'un foret à partir de sa définition CAO

Nous proposons dans ce paragraphe une modélisation de ces géométries et ceci à partir des définitions CAO des forets réalisés par les fabricants. L'intérêt d'une telle modélisation géométrique des nouveaux forets réalisés est la possibilité de l'associer à une modélisation thermomécanique de la coupe et d'obtenir ainsi pour chaque géométrie les performances en termes d'efforts de coupe, de répartition de ces efforts sur les arêtes de coupe, en termes de températures également. L'objectif général est de proposer un outil complet de modélisation et de simulation afin d'optimiser le processus de perçage : optimiser les conditions de coupe et optimiser la géométrie du foret.

La démarche proposée est réalisée sur un foret choisi pour exemple, fabriqué par la Société Diager Industrie, elle est généralisable pour tout type de foret. Le foret étudié est présenté à la Figure 12. C'est un foret utilisé pour le perçage à grande vitesse de certaines nuances d'acier. Il présente un amincissement au niveau de l'arête centrale et des arêtes principales courbes.

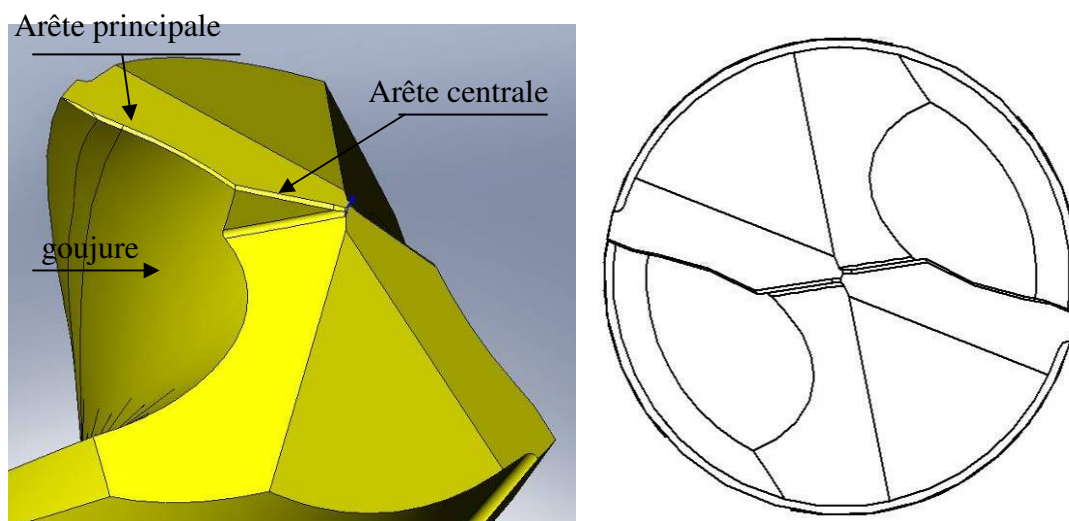


Figure 12. Définition CAO du foret étudié, Diager Industrie.

Dans ce qui suit, chaque surface intervenant dans la coupe sera modélisée et les arêtes de coupe seront définies. En chacun des points des arêtes de coupe, les angles caractéristiques seront calculés.

III.3.1- Equations des goujures et de la pointe du foret

Les surfaces principales du foret étudié seront définies dans ce paragraphe, à savoir :

- La surface des goujures ;
- Les surfaces caractérisant la pointe du foret.

Les goujures sont des cannelures réalisées dans le corps du foret pour faciliter l'évacuation des copeaux et éventuellement l'arrivée d'un lubrifiant vers la zone de coupe du foret ; elles sont généralement hélicoïdales. Un foret peut avoir deux, trois ou quatre goujures. L'influence de l'angle d'hélice de la goujure sur le processus d'évacuation des copeaux, la rigidité et la stabilité dynamique du foret est importante. Le foret étudié ici possède deux goujures hélicoïdales avec un angle d'hélice constant (suivant l'axe du foret).

La Figure 13 représente une section droite du foret, dans cette section les deux goujures sont représentées par deux courbes. Les surfaces des goujures peuvent être obtenues par rotation et translation (mouvement hélicoïdal) de cette section droite autour et suivant l'axe du foret. Soit $(O, \hat{e}_x, \hat{e}_y, \hat{e}_z)$ le repère de référence de l'outil; l'origine O est choisie au sommet du foret, $(\hat{e}_x, \hat{e}_y, \hat{e}_z)$ correspond à la base orthonormée associée à ce repère, x, y, z sont les coordonnées d'un point de la goujure (une seule goujure sera définie, l'autre goujure peut être obtenue par symétrie). Pour une section droite à la côte z , un repère local $(O', \hat{e}'_x, \hat{e}'_y, \hat{e}'_z)$ est associé, avec $\hat{e}'_z = \hat{e}_z$. Les coordonnées d'un point de la goujure étudiée dans cette section locale sont notées x', y' .

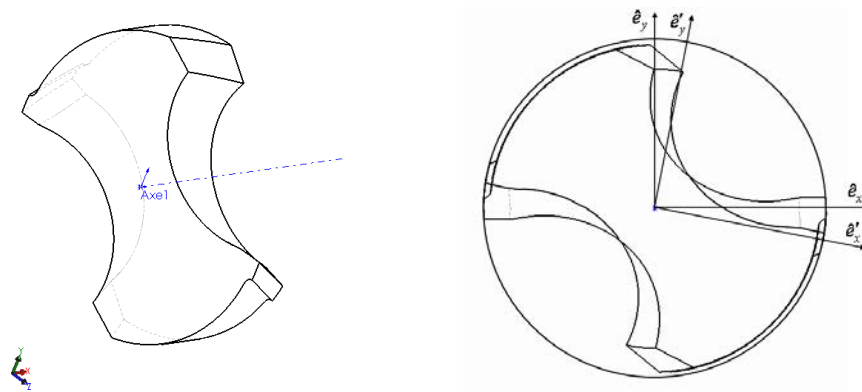


Figure 13. Définition de la goujure par un mouvement hélicoïdal.

L'équation de la goujure, dans le repère de référence, est obtenue par la méthode suivante :

- Une section est réalisée à partir de la définition CAO du foret ;
- Sur le contour de cette section n points le long de la goujure sont choisis ;
- Une régression polynomiale avec ces n points est réalisée afin d'obtenir l'équation de la goujure dans ce plan (3.6) :

$$g(x', y') = y' - \sum_{i=0}^n b_i x'^i \quad (3.6)$$

les b_i sont des constantes.

Le choix de l'ordre de l'équation polynomiale n et le nombre de points utilisés dans la régression dépend de la forme de la goujure. Ils sont choisis pour obtenir la meilleure définition possible.

- L'équation de la surface de la goujure est obtenue par une rotation et une translation simultanée suivant un mouvement hélicoïdal par rapport à l'axe du foret. Le mouvement hélicoïdal est effectué de telle sorte que la section effectue une translation d'une distance égale au pas de l'hélice p après une rotation d'un tour.

La matrice de passage du repère local au repère global est donnée par :

$$\begin{bmatrix} x' \\ y' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \delta & \sin \delta \\ -\sin \delta & \cos \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

avec $\delta = \frac{z \times 2\pi}{p}$

Finalement, l'équation de la surface de la goujure est obtenue dans le repère global de l'outil par l'équation suivante :

$$G(x, y, z) = x \sin\left(\frac{2\pi z}{p}\right) - y \cos\left(\frac{2\pi z}{p}\right) + \sum_{i=0}^n b_i \left(x \cos\left(\frac{2\pi z}{p}\right) + y \sin\left(\frac{2\pi z}{p}\right) \right)^i = 0 \quad (3.8)$$

Au voisinage de l'arête principale de coupe, la goujure représente la face de coupe du foret pour l'arête principale. Pour l'arête principale et pour l'arête centrale, la face de dépouille est un plan, Figure 14.

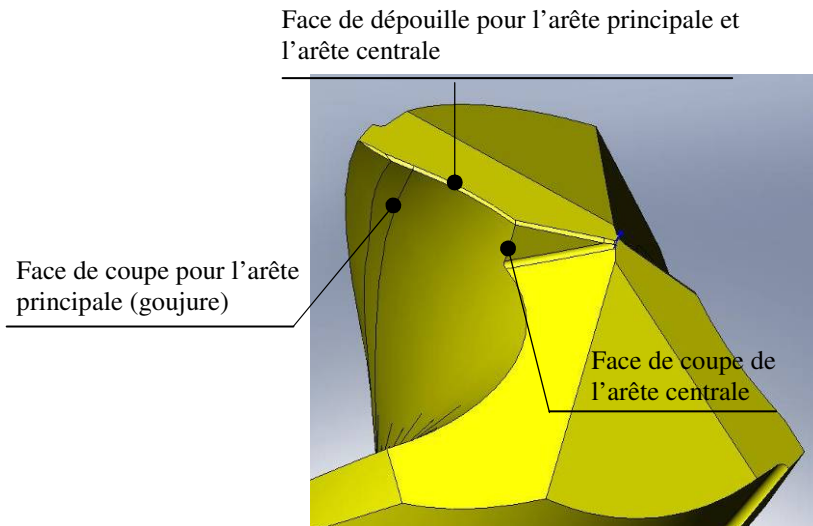


Figure 14. Faces de coupe et en dépouille relatives aux arêtes principales et centrales.

Trois points sont suffisants pour déterminer l'équation de la *surface de dépouille* commune aux arêtes principales et centrales. Les coordonnées de ces points sont obtenues à partir de la définition CAO du foret. La face de dépouille est alors représentée par l'équation suivante:

$$F(x, y, z) = a_d x + b_d y + c_d z + d_d = 0 \quad (3.9)$$

Il est à noter que des équations quadratiques peuvent être utilisées pour les autres types de surfaces en dépouille.

De la même manière, la face de coupe dans la zone amincie, Figure 14, est définie par un plan représenté par l'équation suivante :

$$H(x, y, z) = a_h x + b_h y + c_h z + d_h = 0 \quad (3.10)$$

Les coefficients de l'équation sont obtenus par les coordonnées de trois points choisis à partir de la définition CAO du foret.

Surfaces de coupe et surfaces en dépouille sont maintenant caractérisées, l'étape suivante consiste à définir les arêtes de coupe (principales et centrales) et en chacun des points de ces arêtes, les angles de coupe associés.

III.3.2- Détermination des arêtes de coupe et des angles de coupe

Avant de définir les angles de coupe, il est nécessaire d'obtenir les équations des arêtes de coupe. Les arêtes principales du foret correspondent à l'intersection entre la surface de la goujure, définie par l'équation $G(x, y, z) = 0$ et la face de dépouille, définie par l'équation $F(x, y, z) = 0$.

Par conséquent, les arêtes principales peuvent être obtenues par la résolution simultanée des deux équations suivantes :

$$F(x, y, z) = 0 \text{ et } G(x, y, z) = 0 \quad (3.11)$$

D'après la définition de la fonction gradient, il est connu que ∇F et ∇G correspondent respectivement à des vecteurs normaux à la surface en dépouille et à la surface de la goujure. Ainsi, les vecteurs normaux unitaires peuvent être calculés par les relations suivantes :

$$\hat{\mathbf{n}}_N^F = \frac{\nabla F}{\|\nabla F\|} = \frac{F'_x \hat{\mathbf{e}}_x + F'_y \hat{\mathbf{e}}_y + F'_z \hat{\mathbf{e}}_z}{\sqrt{F_x'^2 + F_y'^2 + F_z'^2}} \quad (3.12)$$

et

$$\hat{\mathbf{n}}_N^G = \frac{\nabla G}{\|\nabla G\|} = \frac{G'_x \hat{\mathbf{e}}_x + G'_y \hat{\mathbf{e}}_y + G'_z \hat{\mathbf{e}}_z}{\sqrt{G_x'^2 + G_y'^2 + G_z'^2}} \quad (3.13)$$

Pour un point P des arêtes de coupe (l'intersection entre les surfaces de la coupe et de dépouille) le vecteur unitaire tangent est normal aux vecteurs $\hat{\mathbf{n}}_N^F$ et $\hat{\mathbf{n}}_N^G$. Il est calculé par la relation suivante :

$$\hat{\mathbf{t}} = \frac{\hat{\mathbf{n}}_N^G \times \hat{\mathbf{n}}_N^F}{\|\hat{\mathbf{n}}_N^G \times \hat{\mathbf{n}}_N^F\|} \quad (3.14)$$

Il faut noter que les vecteurs unitaires $\hat{\mathbf{n}}_N^F$ et $\hat{\mathbf{n}}_N^G$, en un point P , sont dans le plan P_N normaux à l'arête de coupe, c'est la raison pour laquelle on a ajouté l'indice N aux notations des deux vecteurs.

De la même façon, les arêtes secondaires ou centrales formées suite à l'amincissement, correspondent à l'intersection de la surface de dépouille avec la surface de coupe obtenue par l'amincissement. Par conséquent, les arêtes centrales peuvent être obtenues par la résolution simultanée des deux équations suivantes :

$$F(x, y, z) = 0 \text{ et } H(x, y, z) = 0 \quad (3.15)$$

Un point courant P d'une arête de coupe peut être repéré par ses coordonnées cartésiennes (x, y, z) ou par ses coordonnées cylindriques (r, θ, z) . Dans ce dernier cas on peut alors définir en P la base locale $(\hat{e}_r, \hat{e}_\theta, \hat{e}_z)$ où \hat{e}_r est le vecteur unitaire de la direction radiale, \hat{e}_θ est le vecteur unitaire circonférentiel et \hat{e}_z le vecteur unitaire axial (suivant l'axe du foret). Les deux premiers sont définis par les relations suivantes :

$$\hat{e}_\theta = -\sin \theta \hat{e}_x + \cos \theta \hat{e}_y = \frac{-y \hat{e}_x + x \hat{e}_y}{r} ; \hat{e}_r = \cos \theta \hat{e}_x + \sin \theta \hat{e}_y = \frac{x \hat{e}_x + y \hat{e}_y}{r} \quad (3.16)$$

$(\hat{e}_r, \hat{e}_\theta, \hat{e}_z)$ correspond à la base du repère de référence du foret.

La vitesse de coupe en un point d'une arête de coupe est définie par la vitesse de la pièce relativement à l'outil (le foret) :

$$\mathbf{V}(\text{pièce/foret}) = -V_r \hat{e}_\theta - V_f \hat{e}_z ; \quad \|\mathbf{V}\| = V = \sqrt{V_r^2 + V_f^2} \\ \text{avec } V_r = 2\pi r N / 60 ; \quad V_f = N f / 60 \quad (m/s) \quad (3.17)$$

V_r et V_f sont respectivement la vitesse liée à la rotation du foret et la vitesse d'avance du foret exprimée en m/s , N est la vitesse de rotation exprimée en tr/min et f la vitesse d'avance en m/tr .

Les arêtes de coupe principales et centrales étant définies, restent à déterminer les angles de coupe. Deux familles d'angles sont déterminées en chacun des points des arêtes de coupe :

- Les angles statiques (encore appelés angles 'outil en main') obtenus lorsque l'outil est fixe ;
- Les angles dynamiques (encore appelés angles 'outils en travail') lorsque l'outil usine.

Pour définir ces deux familles d'angles, le système normalisé ISO de plans associés à l'outil est employé [15].

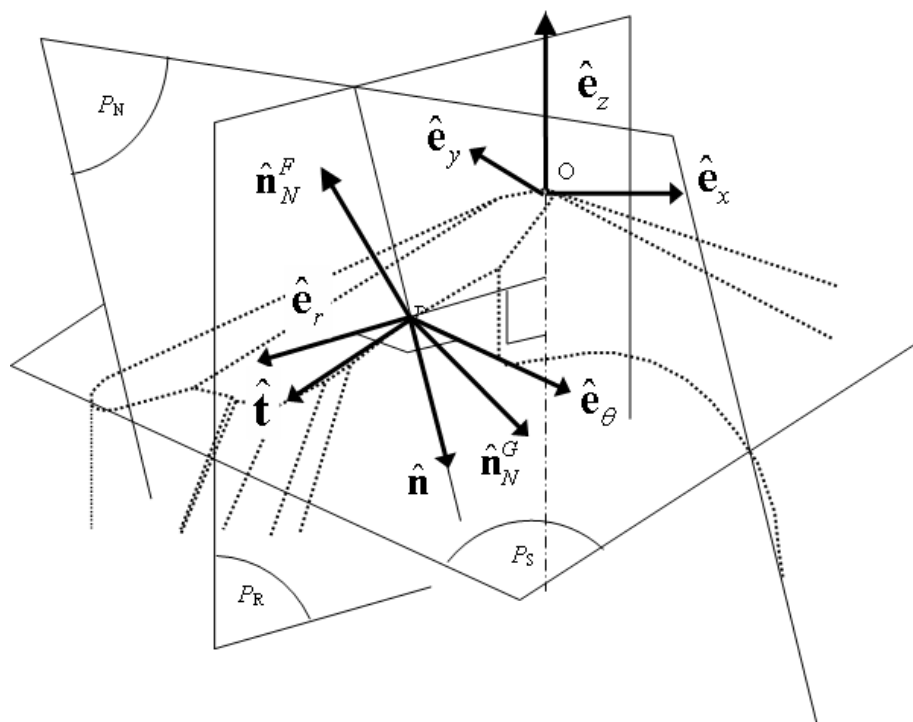
III.3.3- Angles de coupe statiques

En un point courant P d'une arête de coupe, Figure 15, les plans suivants sont introduits :

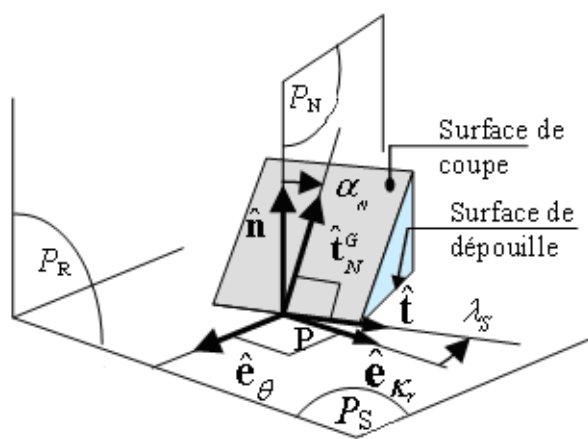
- *Le plan de référence statique de l'outil P_R* : il est normal à la vitesse supposée de coupe, il s'agit ici de la vitesse en ce point liée à la rotation du foret uniquement : $-V_r \hat{\mathbf{e}}_\theta$. Le plan de référence statique de l'outil P_R est donc normal à la direction circonférentielle caractérisée par le vecteur unitaire $\hat{\mathbf{e}}_\theta$ au point courant P et contient les directions radiale $\hat{\mathbf{e}}_r$ et axiale $\hat{\mathbf{e}}_z$.
- *Le plan d'arête statique de l'outil P_S* : il est perpendiculaire au plan P_R et est tangent à l'arête au point considéré de celle-ci ; il contient le vecteur unitaire tangent $\hat{\mathbf{t}}$ à l'arête de coupe et le vecteur unitaire circonférentiel $\hat{\mathbf{e}}_\theta$ au point P. Il est également possible de définir en P le vecteur unitaire $\hat{\mathbf{n}}$ normal au plan P_S (donc localement normal à l'arête), il est obtenu par la relation suivante :

$$\hat{\mathbf{n}} = \frac{\hat{\mathbf{e}}_\theta \times \hat{\mathbf{t}}}{\|\hat{\mathbf{e}}_\theta \times \hat{\mathbf{t}}\|} \quad (3.18)$$

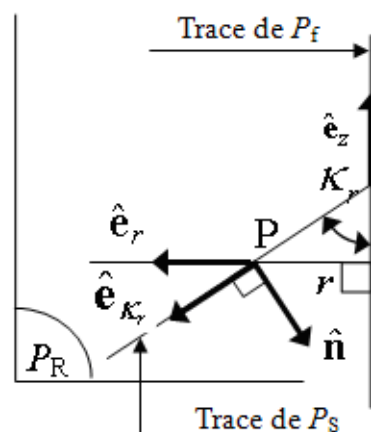
- *Le plan conventionnel de travail P_f* , c'est le plan passant par le point P, qui est perpendiculaire au plan P_R et qui contient la vitesse d'avance supposée $-V_f \hat{\mathbf{e}}_z$
- *Le plan normal à l'arête P_N* : c'est le plan normal à l'arête au point considéré P, il a pour normale le vecteur unitaire $\hat{\mathbf{t}}$. Il contient donc les deux vecteurs unitaires $\hat{\mathbf{n}}_N^F$ et $\hat{\mathbf{n}}_N^G$ précédemment définis.



(a)



(b)



(c)

Figure 15. (a) Les plans fondamentaux en un point P d'une arête de coupe, (b) au voisinage de P , élément d'arête et éléments de surfaces de coupe et de dépouille (assimilés à des facettes planes), (c) En P , traces des plans P_f et P_s dans le plan de référence P_R .

En un point P d'une arête principale, l'angle de direction d'arête κ_r est défini dans le plan de référence P_R , il correspond à l'angle entre les traces des plans P_f et P_s . Le vecteur \hat{e}_{κ_r} est associé à la trace du plan de l'arête P_s dans le plan de référence P_R , Figure 15, il est tel que :

$$\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_r} = \frac{\hat{\mathbf{n}} \times \hat{\mathbf{e}}_0}{\|\hat{\mathbf{n}} \times \hat{\mathbf{t}}\|}; \hat{\mathbf{e}}_{\kappa_r} = \sin \kappa_r \hat{\mathbf{e}}_r - \cos \kappa_r \hat{\mathbf{e}}_z \quad (3.19)$$

Le vecteur unitaire normal $\hat{\mathbf{n}}$, à l'arête et au plan P_S , peut alors s'exprimer en fonction de l'angle de direction d'arête κ_r par la relation suivante :

$$\hat{\mathbf{n}} = -\cos \kappa_r \hat{\mathbf{e}}_r - \sin \kappa_r \hat{\mathbf{e}}_z \quad (3.20)$$

Dans le plan normal P_N , le vecteur unitaire $\hat{\mathbf{t}}_n^G$ (tangent localement à la goujure et normal à l'arête de coupe) est introduit. Il correspond à :

$$\hat{\mathbf{t}}_n^G = \frac{\hat{\mathbf{n}}_N^G \times \hat{\mathbf{t}}}{\|\hat{\mathbf{n}}_N^G \times \hat{\mathbf{t}}\|} \quad (3.21)$$

Il est maintenant possible de déterminer, en un point P d'une arête de coupe, l'angle normal de coupe α_n , il est mesuré dans le plan P_N , il correspond à l'angle entre le vecteur unitaire normal à l'arête et au plan P_S $\hat{\mathbf{n}}$, et le vecteur unitaire tangent $\hat{\mathbf{t}}_n^G$, Figure 6. Il est calculé par la relation suivante :

$$\alpha_n = \cos^{-1} \left(\frac{\hat{\mathbf{n}} \cdot \hat{\mathbf{t}}_n^G}{\|\hat{\mathbf{n}}\| \|\hat{\mathbf{t}}_n^G\|} \right); \begin{cases} \alpha_n < 0 & \text{si } \hat{\mathbf{t}}_n^G \cdot \hat{\mathbf{e}}_0 > 0 \\ \alpha_n > 0 & \text{si } \hat{\mathbf{t}}_n^G \cdot \hat{\mathbf{e}}_0 < 0 \end{cases} \quad (3.22)$$

L'angle d'inclinaison d'arête λ_s au point P est mesuré dans le plan P_S , c'est l'angle entre le plan P_R et l'arête, ou encore entre les vecteurs unitaires $\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_r}$ et $\hat{\mathbf{t}}$, il peut donc être obtenu par la relation :

$$\lambda_s = \cos^{-1} \left(\frac{\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_r} \cdot \hat{\mathbf{t}}}{\|\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_r}\| \|\hat{\mathbf{t}}\|} \right); \begin{cases} \lambda_s < 0 & \text{si } \hat{\mathbf{t}} \cdot \hat{\mathbf{e}}_0 > 0 \\ \lambda_s > 0 & \text{si } \hat{\mathbf{t}} \cdot \hat{\mathbf{e}}_0 < 0 \end{cases} \quad (3.23)$$

Si $\lambda_s = 0$ la coupe est localement orthogonale, si $\lambda_s \neq 0$ la coupe est localement oblique.

Une approche similaire est utilisée pour calculer les angles de coupe le long des arêtes de coupe secondaires ou centrales, au niveau de l'âme amincie. Ces arêtes sont définies par l'intersection des deux plans : $F(x, y, z) = 0$ et $H(x, y, z) = 0$.

III.3.4- Angles de coupe effectifs ou dynamiques

Les angles dynamiques prennent en compte la vitesse de coupe en travail, ou vitesse de coupe effective de l'outil.

La *vitesse de coupe effective* en un point d'une arête de coupe est définie par la relation (3.24), elle est la combinaison de la vitesse liée à la rotation et de la vitesse d'avance, Figure 16 :

$$\mathbf{V}(\text{pièce/foret}) = -V_r \hat{\mathbf{e}}_\theta - V_f \hat{\mathbf{e}}_z = -V \hat{\mathbf{e}}_V; \quad \|\mathbf{V}\| = V = \sqrt{V_r^2 + V_f^2} \quad (3.24)$$

où $\hat{\mathbf{e}}_V$ correspond au vecteur unitaire de la direction effective de coupe au point P :

$$\hat{\mathbf{e}}_V = \frac{V_r \hat{\mathbf{e}}_\theta + V_f \hat{\mathbf{e}}_z}{V} = \cos \beta_e \hat{\mathbf{e}}_\theta + \sin \beta_e \hat{\mathbf{e}}_z \quad \text{avec} \quad \tan \beta_e = \frac{V_f}{V_r} = \frac{f}{2\pi r} \quad (3.25)$$

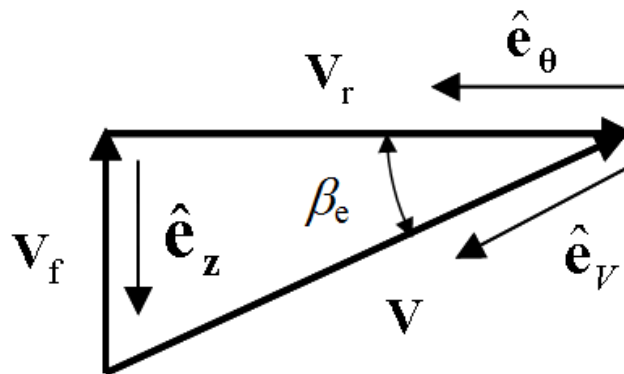


Figure 16. Triangle des vitesses au point P, vitesse effective de coupe.

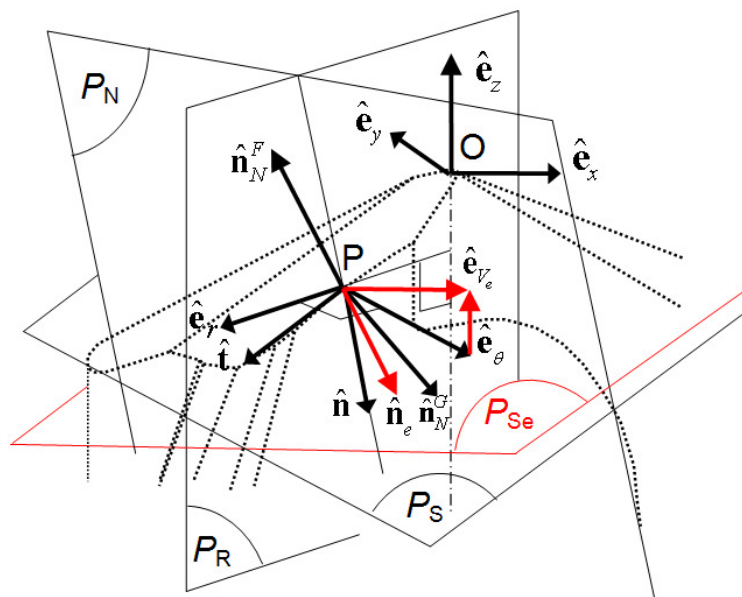
Au point courant P d'une arête de coupe, Figure 17, les plans dynamiques ou effectifs sont introduits, ils sont notés avec l'indice e :

- Le *plan de référence effectif ou dynamique* de l'outil P_{Re} : c'est le plan passant par le point considéré et normal à la vitesse effective de coupe. Le plan ou P_{Re} est donc normal au vecteur unitaire $\hat{\mathbf{e}}_V$, il correspond à une rotation du plan P_R d'un angle égal à β_e autour de l'axe $(P, \hat{\mathbf{e}}_r)$.

- *Le plan d'arête dynamique de l'outil P_{Se}* : il est perpendiculaire au plan P_{Re} et tangent à l'arête au point considéré de celle-ci ; il contient le vecteur unitaire tangent $\hat{\mathbf{t}}$ à l'arête de coupe et le vecteur unitaire $\hat{\mathbf{e}}_v$ au point P. Il est également possible de définir en P le vecteur unitaire $\hat{\mathbf{n}}_e$ normal effectif au plan P_{Se} (donc localement normal à l'arête), il est obtenu par la relation suivante :

$$\hat{\mathbf{n}}_e = \frac{\hat{\mathbf{e}}_v \times \hat{\mathbf{t}}}{\|\hat{\mathbf{e}}_v \times \hat{\mathbf{t}}\|} \quad (3.26)$$

- *Le plan conventionnel de travail effectif P_{fe}* , c'est le plan passant par le point P, qui est perpendiculaire au plan P_{Re} et qui contient la vitesse d'avance $-V_f \hat{\mathbf{e}}_z$
- *Le plan normal à l'arête P_N* n'est pas modifié.



(a)

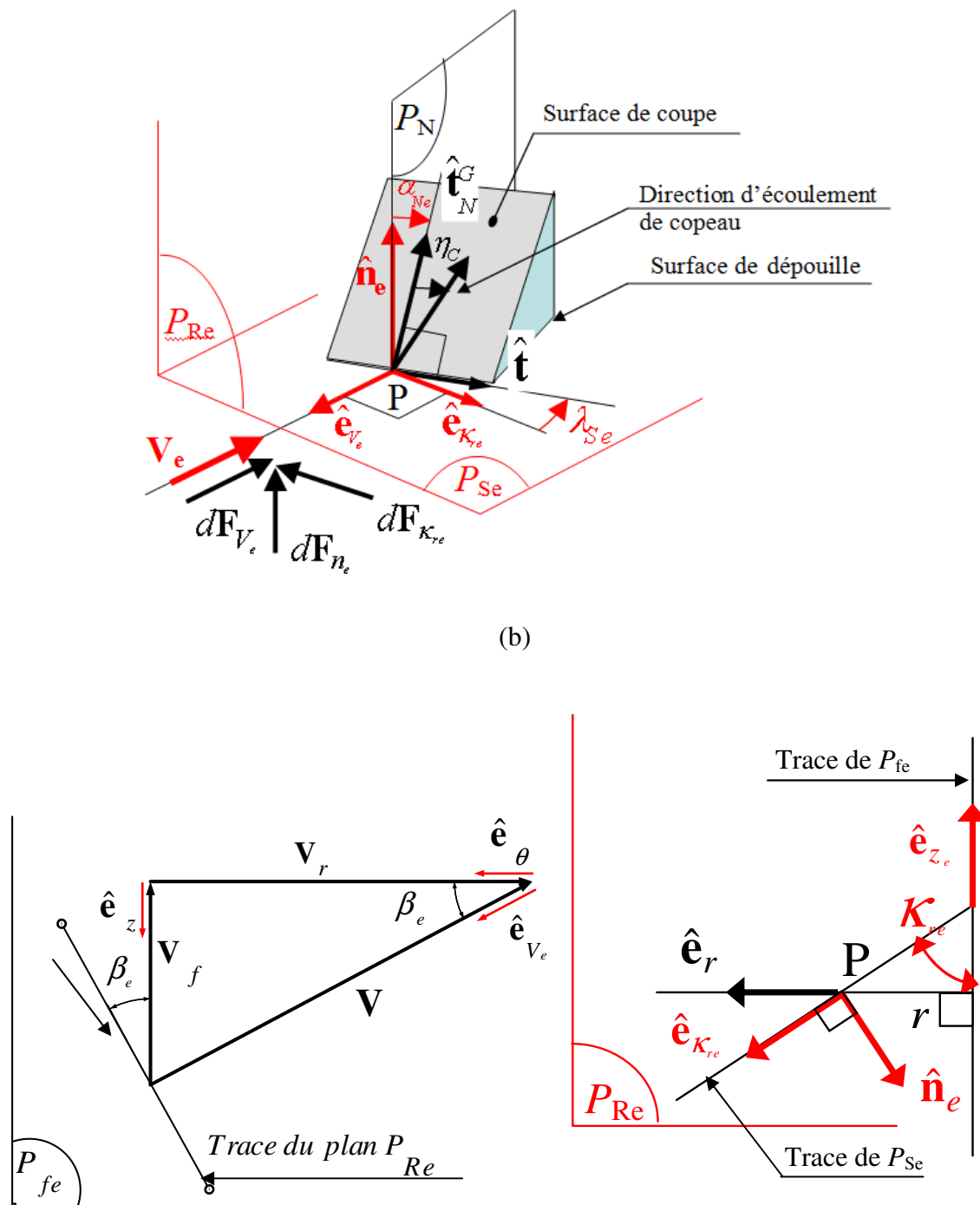


Figure 17. (a) les plans fondamentaux en un point P , (b) Les angles de coupe dynamiques en un point P d'une arête de coupe élémentaire.

En un point P de l'arête principale, l'angle de direction d'arête effectif κ_{re} est défini dans le plan de référence P_{re} , il correspond à l'angle entre les traces des plans P_{fe} et P_{se} . Le vecteur $\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}}$ est associé à la trace du plan effectif (ou dynamique) d'arête P_{se} dans le plan effectif (ou dynamique) de référence P_{re} , Figure 17, il est tel que :

$$\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}} = \frac{\hat{\mathbf{n}}_e \times \hat{\mathbf{e}}_{V_e}}{\|\hat{\mathbf{n}}_e \times \hat{\mathbf{e}}_{V_e}\|}; \hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}} = \sin \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_r - \cos \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_{z_e} \quad (3.27)$$

avec $\hat{\mathbf{e}}_{z_e} = \cos \beta_e \hat{\mathbf{e}}_z - \sin \beta_e \hat{\mathbf{e}}_\theta$

Le vecteur unitaire normal effectif $\hat{\mathbf{n}}_e$ à l'arête et au plan P_{Se} peut alors s'exprimer en fonction l'angle effectif de direction d'arête κ_{re} par la relation suivante :

$$\begin{aligned} \hat{\mathbf{n}}_e &= -\cos \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_r - \sin \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_{ze} \\ &= -\cos \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_r + \sin \kappa_{re} \sin \beta_e \hat{\mathbf{e}}_\theta - \sin \kappa_{re} \cos \beta_e \hat{\mathbf{e}}_z \end{aligned} \quad (3.28)$$

L'angle normal dynamique ou effectif de coupe α_{ne} , est mesuré dans le plan P_N , il correspond à l'angle entre le vecteur unitaire normal à l'arête et au plan P_{Se} $\hat{\mathbf{n}}_e$, et le vecteur unitaire tangent $\hat{\mathbf{t}}_n^G$, Figure 17. Il est calculé par la relation suivante :

$$\alpha_{ne} = \cos^{-1} \left(\frac{\hat{\mathbf{n}}_e \cdot \hat{\mathbf{t}}_N^G}{\|\hat{\mathbf{n}}_e\| \|\hat{\mathbf{t}}_N^G\|} \right); \quad \begin{aligned} \alpha_{ne} < 0 & \text{ if } \hat{\mathbf{t}}_N^G \cdot \hat{\mathbf{e}}_V > 0 \\ \alpha_{ne} > 0 & \text{ if } \hat{\mathbf{t}}_N^G \cdot \hat{\mathbf{e}}_V < 0 \end{aligned} \quad (3.29)$$

L'angle d'inclinaison d'arête dynamique ou effectif λ_{Se} au point P est mesuré dans le plan P_{Se} , c'est l'angle entre le plan P_{Re} et l'arête, ou encore entre les vecteurs unitaires $\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}}$ et $\hat{\mathbf{t}}$, il peut donc être obtenu par la relation :

$$\lambda_{Se} = \cos^{-1} \left(\frac{\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}} \cdot \hat{\mathbf{t}}}{\|\hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}}\| \|\hat{\mathbf{t}}\|} \right); \quad \begin{aligned} \lambda_{Se} < 0 & \text{ if } \hat{\mathbf{t}} \cdot \hat{\mathbf{e}}_V > 0 \\ \lambda_{Se} > 0 & \text{ if } \hat{\mathbf{t}} \cdot \hat{\mathbf{e}}_V < 0 \end{aligned} \quad (3.30)$$

Une approche similaire est utilisée pour calculer les angles de coupe le long des arêtes de coupe secondaires ou centrales, au niveau de l'âme amincie.

Les angles caractéristiques de coupe statiques et dynamiques le long des arêtes du foret ont été calculés par l'intermédiaire des relations développées précédemment. Pour effectuer cette opération un programme MATLAB a été développé. L'organigramme général du programme est présenté sur la Figure 18. Des méthodes numériques ont été employées pour évaluer les fonctions gradient et résoudre les équations linéaires et non linéaires. Cela a permis de

calculer les coordonnées des points des arêtes de coupe, principales et centrales, ainsi que les valeurs des angles caractéristiques en chaque point. Des calculs itératifs ont permis de balayer toutes les arêtes de coupe point par point avec la précision souhaitée. Le pas de calcul utilisé, représentant la distance entre les points étudiés, dépend de la discrétisation des arêtes employée lors de l'application du modèle thermomécanique de coupe.

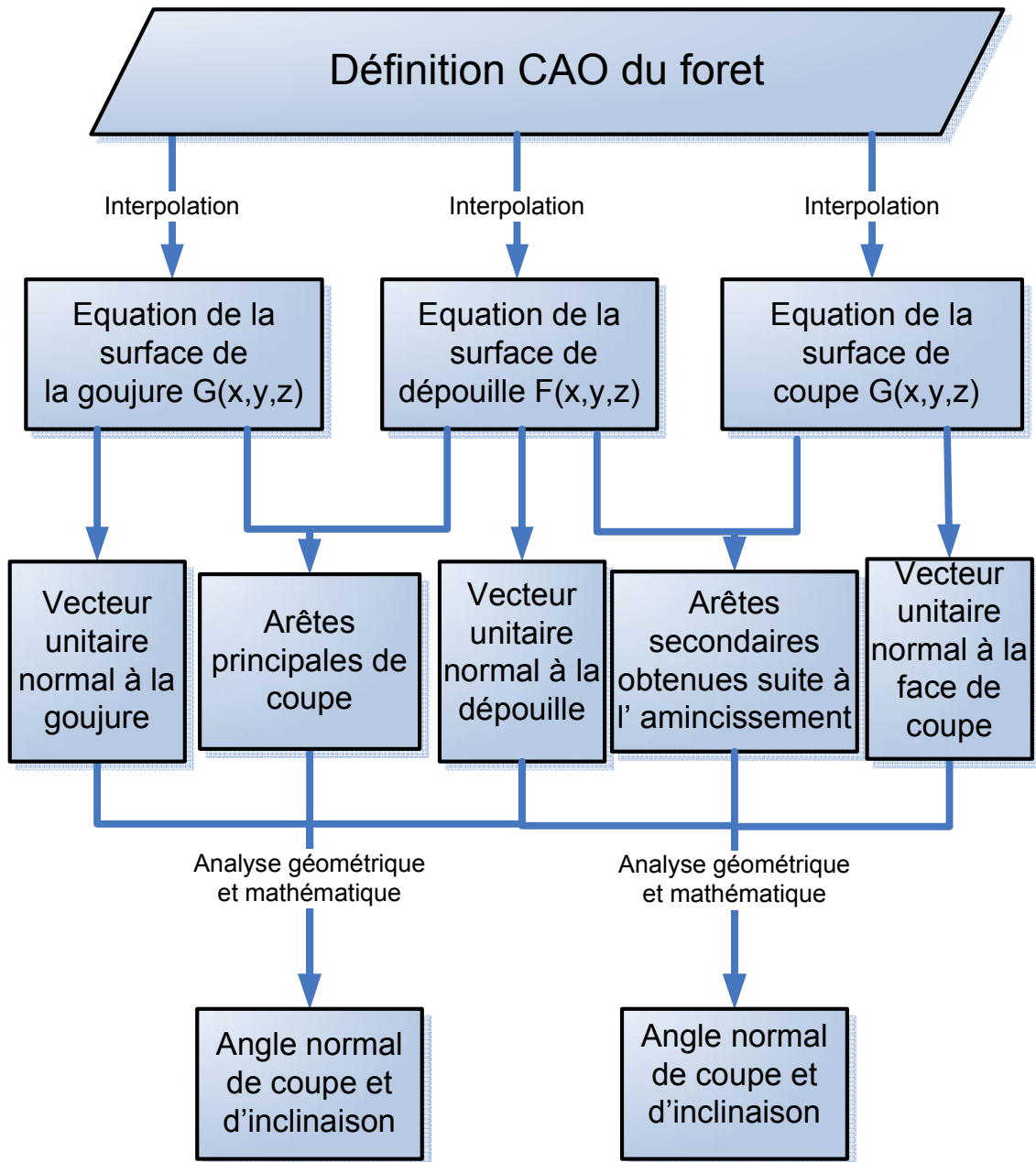


Figure 18. Organigramme de la modélisation géométrique du foret.

III.4 - Validation du modèle géométrique

Pour valider le modèle géométrique développé précédemment, deux types de forets ont été étudiés. Les angles caractéristiques, obtenus avec le modèle sont comparés aux angles mesurés directement à partir de la définition CAO. Les deux familles statiques et dynamiques des angles caractéristiques ont été déterminées. La différence entre ces deux familles est commentée, des comparaisons avec des résultats de la littérature sont présentées. L'intérêt de l'amincissement sur les angles caractéristiques est discuté.

Le premier foret étudié est le foret utilisé dans la modélisation géométrique précédente, Figure 19. Les caractéristiques nominales de ce foret sont indiquées dans le Tableau 4. Les angles statiques, de coupe et d'inclinaison d'arête calculés avec le modèle géométrique et mesurés avec la définition CAO sont donnés sur les Figure 20 et Figure 21.

<i>Diamètre</i>	<i>8 mm</i>
<i>Matière</i>	<i>Monobloc carbure de tungstène</i>
<i>Revêtement</i>	<i>TiN</i>
<i>Angle d'hélice</i>	<i>30°</i>
<i>Angle de la pointe</i>	<i>140°</i>

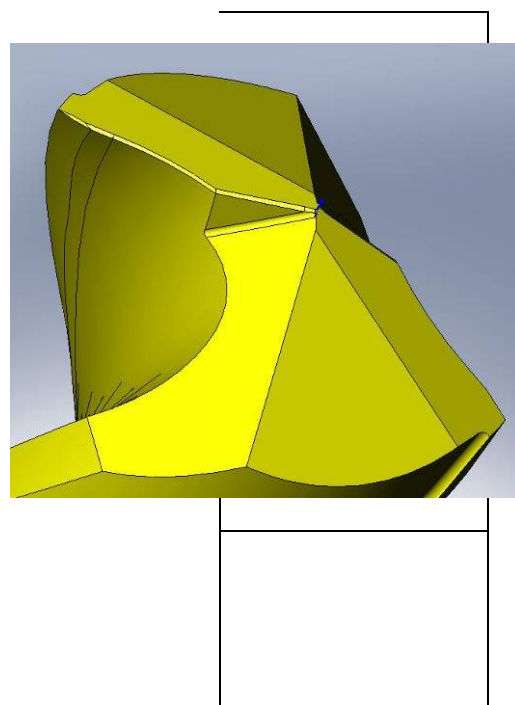


Tableau 4. Paramètres nominaux du foret.

Figure 19. Définition CAO du foret étudié, Diager Industrie.

Pour mieux comprendre l'allure des courbes présentées sur les Figure 20 et Figure 21, il faut observer le foret, Figure 19. Les arêtes de coupe principales de ce foret comportent trois zones : une large zone courbe et concave et ensuite à la périphérie deux bandes à arêtes rectilignes, la dernière semblant plus marquée. Les arêtes centrales obtenues après amincissement de l'âme, sont elles rectilignes. On retrouve sur les Figure 20 et Figure 21, trois zones :

- Zone 1, correspond à l'arête centrale, elle se situe au voisinage de l'axe et au niveau de l'âme amincie du foret, les angles de coupe normaux sont négatifs. A noter que l'amincissement a permis de rendre ces angles 'moins négatifs' et ceci en comparaison avec un foret hélicoïdal conventionnel sans amincissement, de la même façon par rapport au foret conventionnel la coupe est moins oblique sur l'arête centrale;
- Zone 2 et Zone 3 correspondent à l'arête principale. Par rapport au foret conventionnel, c'est principalement l'angle d'inclinaison qui est modifié.

Les résultats de la modélisation sont tout à fait satisfaisants en comparaison avec les mesures, ceci valide l'approche géométrique retenue.

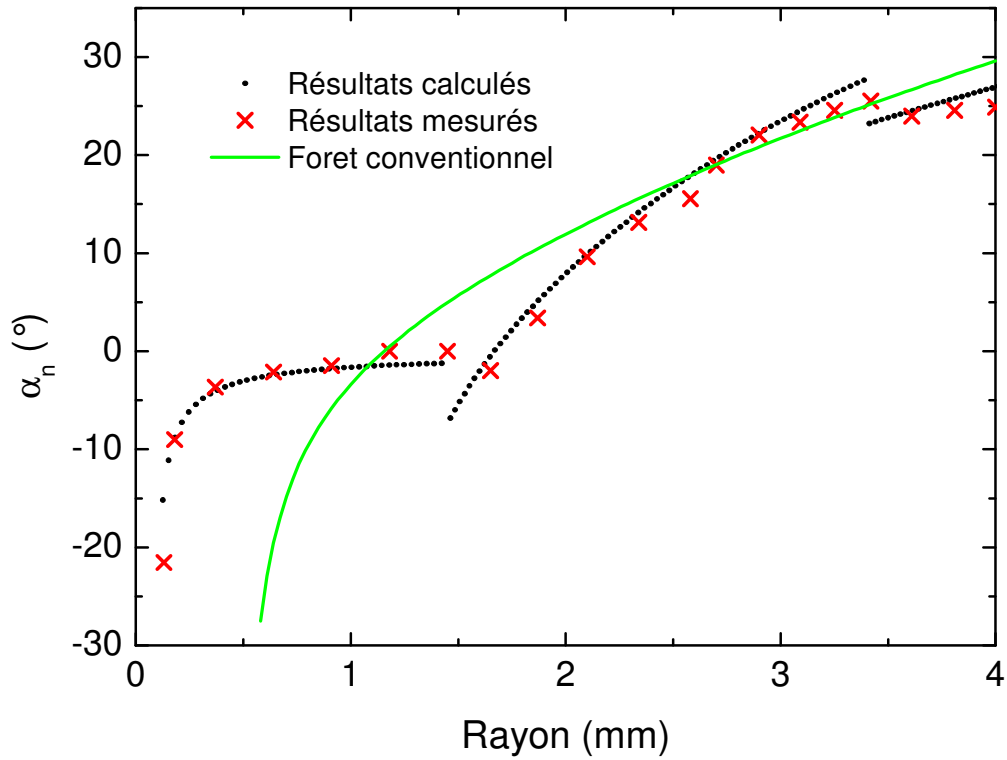


Figure 20. Variation de l'angle normal de coupe statique le long des arêtes de coupe du foret.

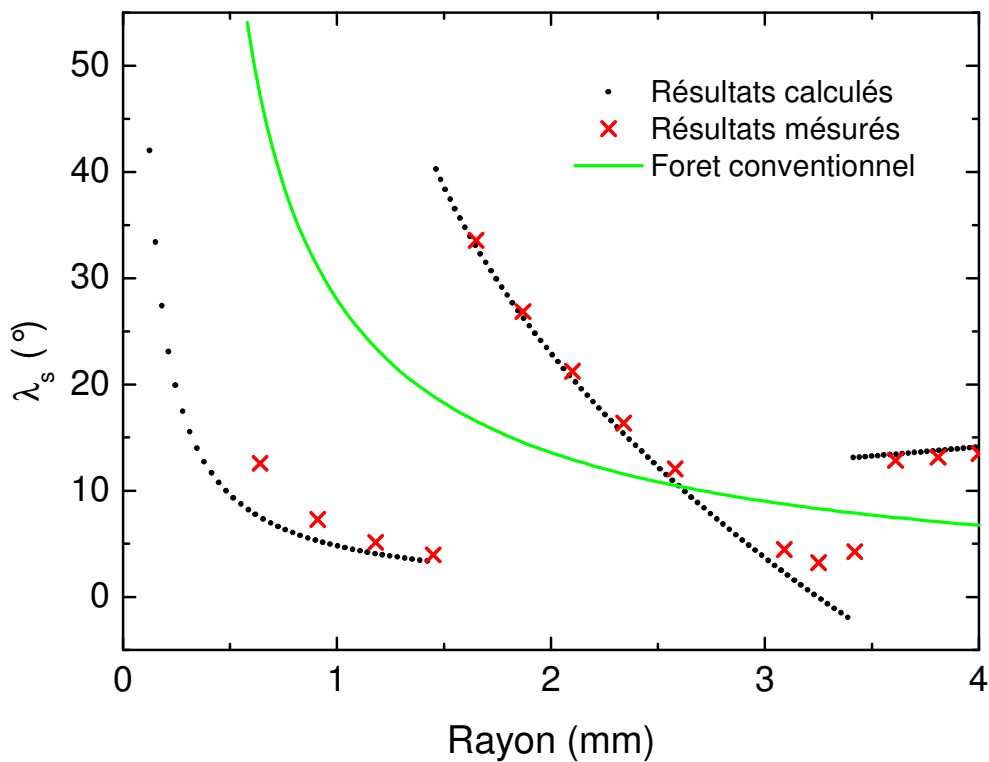


Figure 21. Variation de l'angle d'inclinaison statique le long des arêtes de coupe du foret.

Les angles dynamiques sont également calculés pour ce même foret et pour différentes conditions de coupe. D'après la définition des angles dynamiques, c'est le rapport entre vitesse d'avance et vitesse de rotation qui risque de modifier les angles de coupe (angle normal de coupe et éventuellement l'angle d'inclinaison d'arête, angles particulièrement importants dans le modèle thermomécanique de la coupe). Pour les calculs, trois avances ont été considérées : 0,1 ; 0,125 ; 0,15 mm/tr. La variation de l'angle normal de coupe et d'inclinaison dynamique pour les trois vitesses d'avance est présentée dans les Figure 22 et 23. Il est clair que l'influence de la vitesse d'avance est plus prononcée dans la zone amincie. Elle est plus importante pour la vitesse d'avance la plus élevée. Sur les arêtes principales, les angles statiques et dynamiques sont presque identiques. L'observation des angles dynamiques calculés pour la zone amincie montre que les effets de la vitesse d'avance sont les suivants :

- L'augmentation de l'angle normal de coupe (cet angle négatif s'accroît et devient presque nul surtout pour la vitesse d'avance la plus élevée à proximité de l'axe du foret).
- L'augmentation de l'angle d'inclinaison surtout à la proximité de l'axe du foret. Cette augmentation est plus importante pour la vitesse d'avance la plus élevée.

L'effet de la vitesse d'avance calculée avec le modèle et discutée ici a été observé par plusieurs auteurs dans la littérature pour des forets avec des géométries conventionnelles. Ils ont ajouté à l'angle normal de coupe statique négatif de l'arête centrale un composant qui dépend de la vitesse d'avance : l'angle d'avance. La tendance générale constatée par ces auteurs est retrouvée par le modèle malgré la différence de la géométrie.

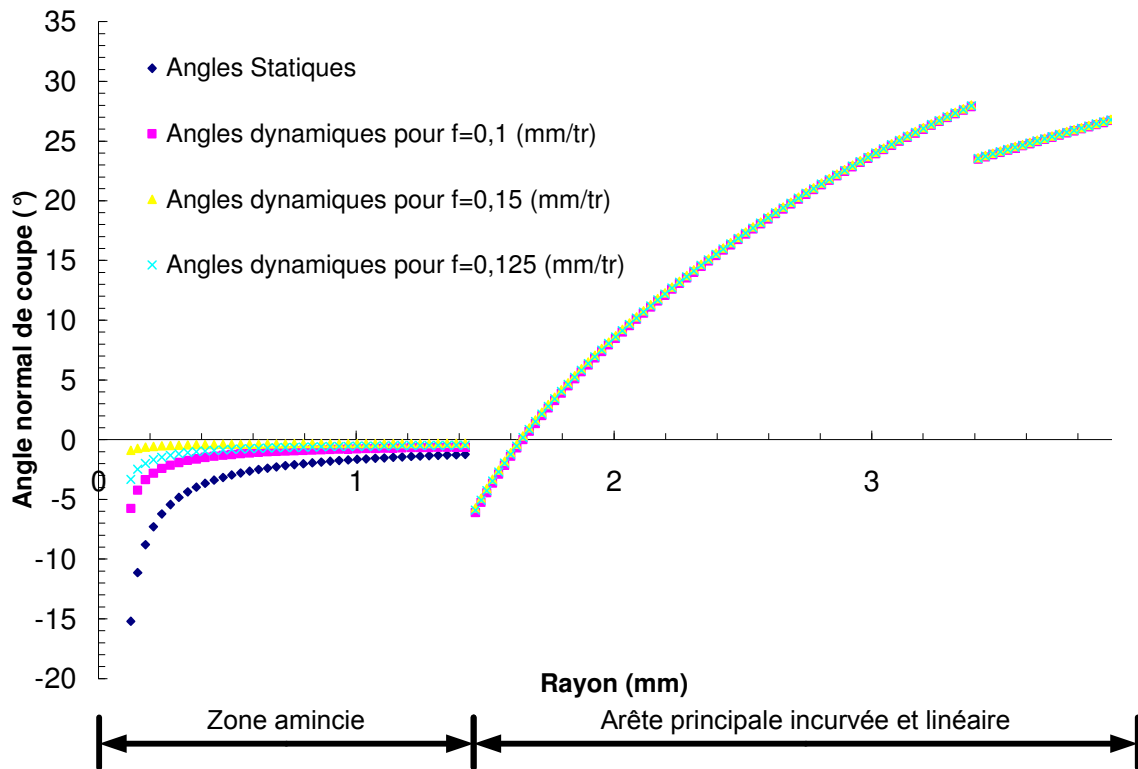


Figure 22. Comparaison entre la variation de l'angle normal de coupe dynamique et statique le long des arêtes de coupe du foret.

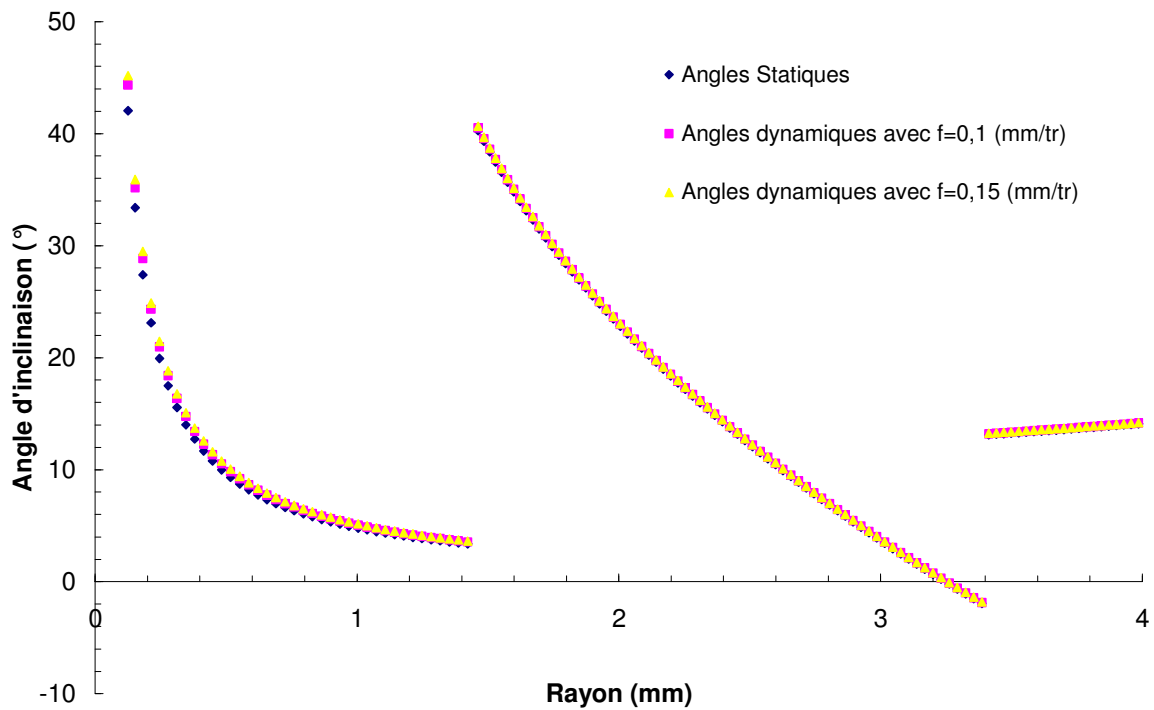


Figure 23. Comparaison entre la variation de l'angle d'inclinaison dynamique et statique le long des arêtes de coupe du foret.

Pour aller plus loin dans notre étude et tester l'efficacité du modèle développé, un foret avec une géométrie plus compliquée est testé. La particularité de cet outil est l'amincissement réalisé au niveau de son âme Figure 24, la surface de coupe obtenue suite à cette modification est complexe. L'étude de la conception du foret permet d'apercevoir que cette nouvelle surface fait parti de la surface d'un tore Figure 24.

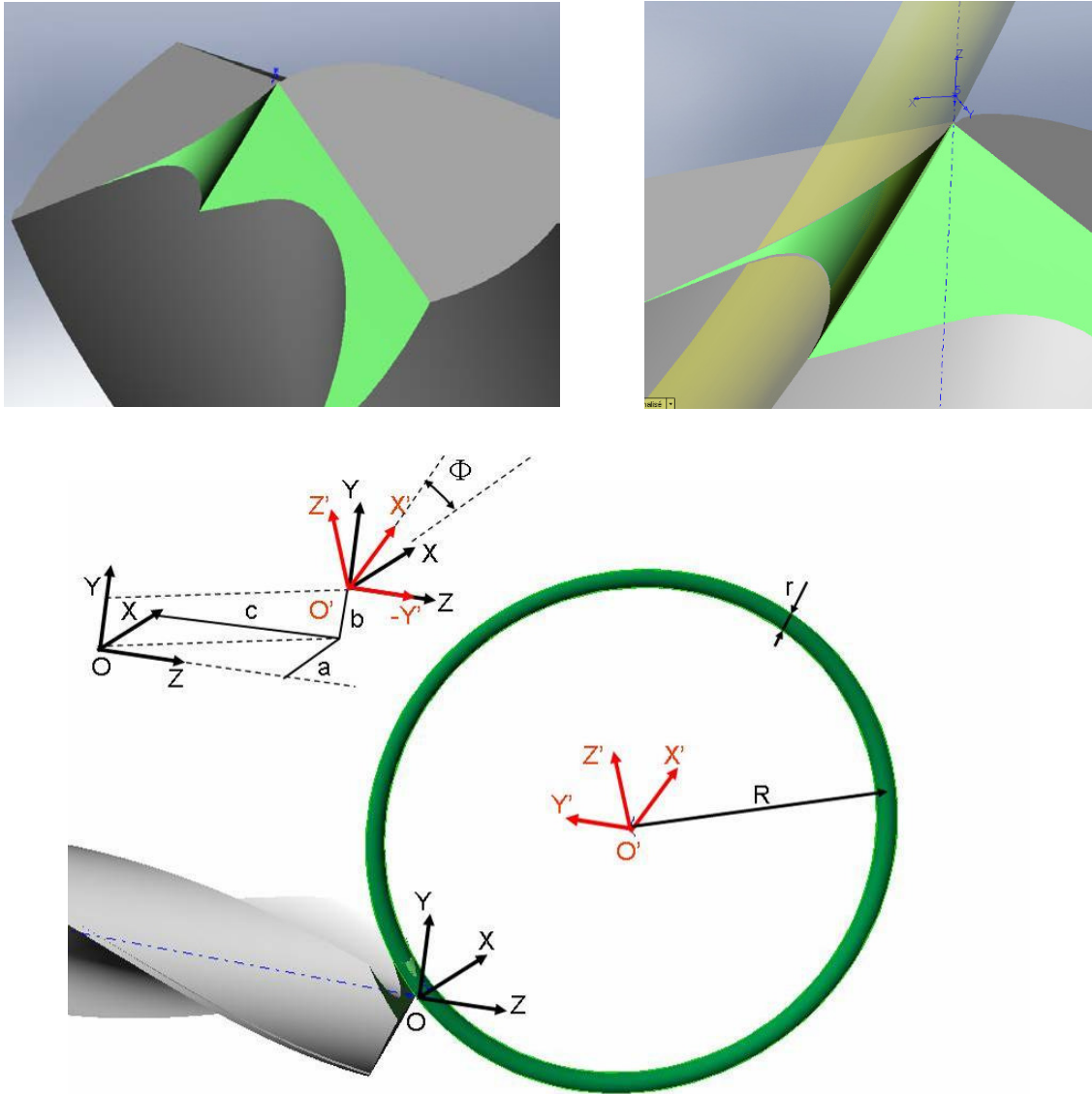


Figure 24. Foret muni d'un amincissement de forme torique.

Les caractéristiques nominales du foret étudié sont présentées dans le tableau suivant :

<i>Diamètre</i>	8,5 mm
<i>Matière</i>	Carbure
<i>Revêtement</i>	Néant
<i>Angle d'hélice</i>	20°
<i>Angle de la pointe</i>	130°

Tableau 5. Les caractéristiques nominales du foret étudié.

Afin d'appliquer notre modèle géométrique, il faut déterminer l'équation de la surface de la goujure, de la dépouille ainsi que la surface de coupe au niveau de l'amincissement. Les deux premières équations sont déterminées de la même manière que pour le foret précédent. Cependant pour la surface torique il faut employer l'équation de tore qui peut être exprimée dans le repère (O', X', Y', Z') défini par l'axe Z' et le centre O' de celui-ci Figure 24 par l'expression suivante :

$$H(x', y', z') = x'^2 + y'^2 - \left(R \pm \sqrt{r^2 - z'^2} \right)^2 = 0 \quad (1.31)$$

avec r et R représentent respectivement le petit et le grand rayon du tore.

Pour employer cette relation dans le programme Matlab il faut qu'elle soit exprimée dans le repère global du foret (O, X, Y, Z) défini par le point O au sommet du foret et les vecteurs unitaires \hat{e}_x , \hat{e}_y et \hat{e}_z . Il faut donc définir la matrice du passage de la référence (X', Y', Z') à la référence globale du foret.

$$\begin{bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \Phi & \sin \Phi & 0 \\ 0 & 0 & -1 \\ -\sin \Phi & \cos \Phi & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x-a \\ y-b \\ z-c \end{bmatrix} \quad (1.32)$$

Une fois déterminées les équations du tore, de la goujure et de la face de dépouille, le même modèle géométrique présenté précédemment peut être appliqué. Un programme Matlab va nous permettre de tracer la variation des angles de coupe le long des arêtes du foret.

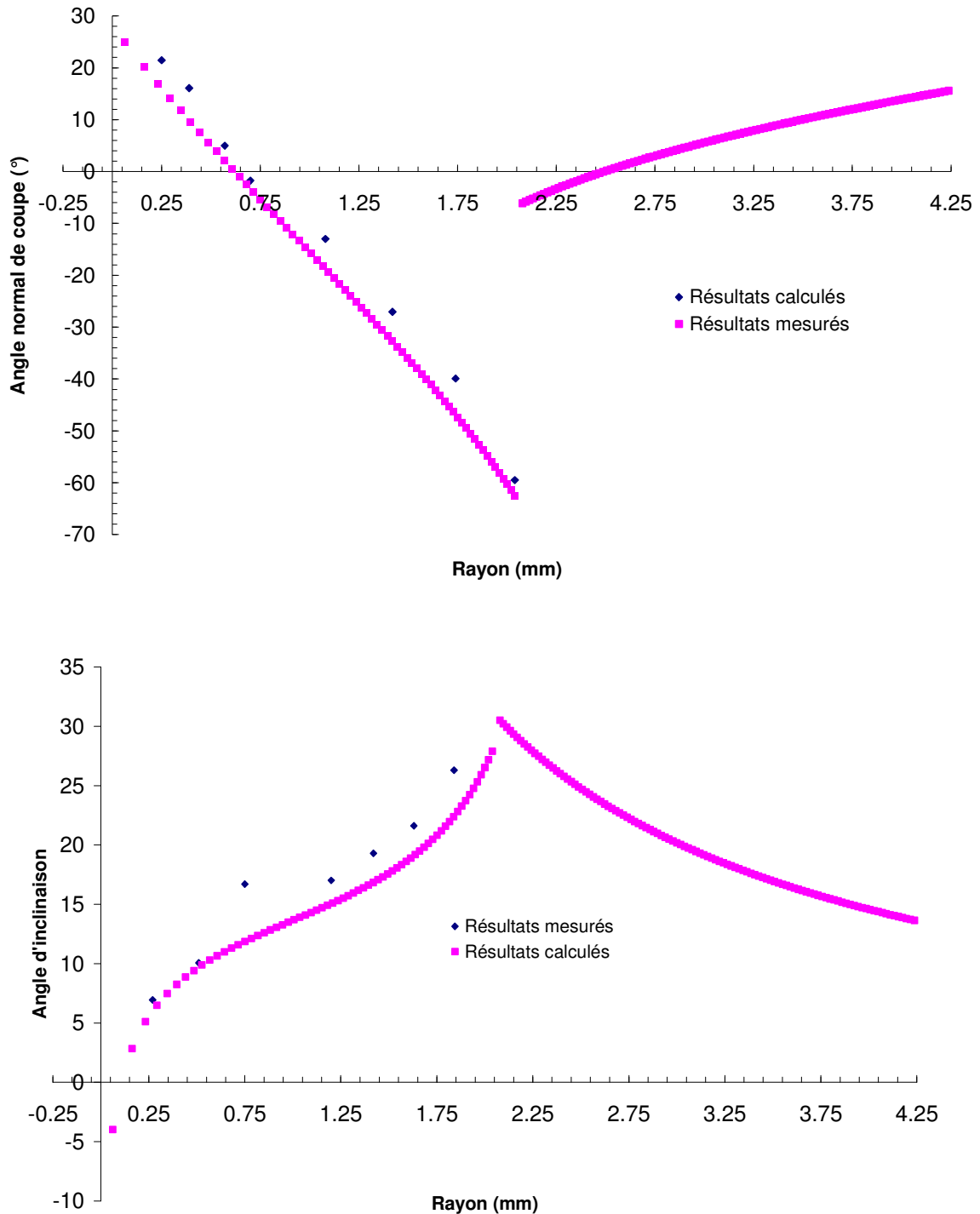


Figure 25. La variation de l'angle normal de coupe et l'angle d'inclinaison statique le long des arêtes de coupe.

Les angles de coupe statiques calculés avec le modèle, Figure 25, montrent un bon accord avec les angles mesurés. La variation de l'angle normal de coupe le long des arêtes du foret est différent que celle obtenue précédemment. Il est clair qu'avec cette géométrie du foret, l'obtention d'un angle normal de coupe moins négatif est le but recherché.

Pour ce type du foret l'influence de la vitesse d'avance peut être observée en comparant les angles de coupe statiques et dynamiques. L'angle normal de coupe dynamique pour une vitesse d'avance égale à 0,15 (mm/tr) est présenté dans Figure 26. L'effet constaté de la vitesse d'avance est comparable à celui observé pour le foret étudié précédemment.

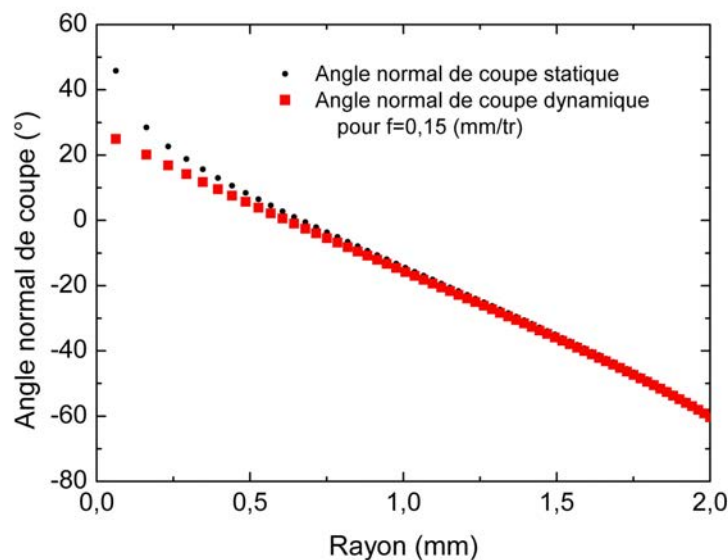


Figure 26. Variation de l'angle normal de coupe dynamique dans la zone amincie du foret.

III.5 - Conclusion

Dans ce chapitre, un modèle géométrique basé sur la définition CAO du foret a été développé et testé. Il permet de définir la géométrie du foret et de calculer ses angles de coupe. Ce modèle peut être appliqué à des forets avec une géométrie quelconque : le modèle étudie en effet la géométrie réelle tridimensionnelle du foret sans effectuer de projections.

Les résultats obtenus avec ce modèle peuvent être utilisés pour calculer les efforts de coupe générés pendant le perçage dans une perspective d'optimisation de la géométrie du foret. Le choix de la définition CAO comme donnée pour le modèle constitue une originalité majeure dans cette étude. Ce choix est justifié par le fait que la CAO représente l'étape primaire de la

conception moderne des forets avec des géométries sophistiquées. La grande capacité du modèle réside dans le fait qu'il peut être utilisé également comme un moyen de contrôle de la géométrie réelle du foret. Pour réaliser cette tâche, il suffit d'employer les coordonnées de plusieurs points du foret mesurés avec une machine à mesure tridimensionnelle pour déterminer les surfaces de coupe et de dépouille au lieu de la définition CAO.

Ce travail constitue une avancée par rapport aux autres modèles qui utilisent les paramètres nominaux ou les paramètres d'affûtage. Les premiers ne s'appliquent qu'à un foret d'une géométrie particulière ; les seconds sont très complexes, avec de nombreux paramètres relatifs aux mouvements compliqués et aux dimensions des disques de meulage. Ces paramètres de meulage ont d'intérêts seulement pour les machines d'affûtage et sont obtenus récemment à partir de la définition CAO du foret par des programmes intégrés aux machines numériques modernes d'affûtage.

Notons finalement la capacité de notre modèle à calculer les familles dynamique et statique des angles et son aptitude à être utilisé pour prévoir la direction d'écoulement du copeau, détaillée dans le chapitre suivant.

Références:

- [1] *Oxford, On the drilling of metals 1 basic mechanics of the process, Trans. ASME, 1955, pp. 103-114.*
- [2] *R. A. Williams, Dynamic geometry of a twist drill, Int. J. Prod. Res, Vol.7, 1968, 253-267.*
- [3] *E. J. A. Armarego, C. Y. Cheng, Drilling with flat rake face and conventional twist drills-I. Theoretical investigation, Int. J. Mach Tool. Des. Res, Vol. 12, 1972, pp.17-55.*
- [4] *S. Wiriycosol , E. J. Armarego, Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach, Annals of the CIRP, 1979, 87-91*
- [5] *A. R. Watson, Geometry of drill elements, Int. J. Tool. Des. Res., Vol. 25, 1985, pp. 209-227.*
- [6] *Shaw, « Metal cutting principles », Oxford science publications, 1997._*
- [7] *D.F. Galloway, Some experiments on the influence of various factors on drill performance, Trans ASME, 1957,pp. 191-231.*
- [8] *W. D. Tsai, S. M. Wu, Computer Analysis of Drill Point Geometry, Int. J. Mach. Tool. Des. Res., Vol. 19, 1979, pp. 95-108.*
- [9] *W. D. Tsai, S. M. Wu; A Mathematical Model for Drill Point Design and Grinding; Journal of Engineering for Industry; 1979; pp. 333-340.*
- [10] *Jung-Fa Hsieh, Mathematical Model for Helical Drill Point, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 45, 2005, pp. 967-977.*
- [11] *K. Ren, J. Ni, Analysis of drill flute and cutting angles, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 15, 1999, pp. 546-553.*
- [12] *A. Paul, S. G. Kapoor, R. E. Devor; Chisel edge and cutting lip shape optimization for improved twist drill point design; International Journal of Machine Tools & Manufacture; 45; 2005; pp. 421-431.*
- [13] *R. Lia, P. Hegdeb and A. J. Shiha; High-throughput drilling of titanium alloys; International Journal of Machine Tools and Manufacture; 2007; pp.63-74.*

[14] *Catalogue GrindSmart 620XS, Rollomatic.*

[15] *D. Gelin, M. Vincent ; Eléments de fabrication ; ellipses ; 1995.*

Chapitre IV - Modélisation thermomécanique du perçage

Dans ce chapitre, la géométrie du procédé et l'engagement de l'outil sont étudiés. Le foret est discrétisé en un ensemble d'arêtes élémentaires. Le modèle thermodynamique de coupe oblique est présenté. Les différents paramètres du modèle sont définis. Les efforts globaux générés pendant le perçage sont calculés par sommation des efforts élémentaires. Les différentes composantes de ces efforts élémentaires de coupe sont déterminées dans les repères locaux puis projetés dans le repère global du foret.

IV.1 - Introduction

L'approche thermomécanique de la coupe oblique a été développée et validée expérimentalement au sein du LPMM [1], elle est utilisée comme modèle de coupe dans la modélisation du perçage. Cette approche a également été utilisée avec succès pour la modélisation d'une autre opération d'usinage : le fraisage de forme, Fontaine et.al [2]. Il se distingue des modèles empiriques et mécanistiques, par le fait qu'il étudie les principaux phénomènes physiques accompagnant la coupe avec toutefois un certain nombre d'hypothèses simplificatrices. Le nombre d'essais préliminaires indispensables à la calibration et à la détermination des constantes du modèle est limitée. Les données essentielles de ce modèle sont : les conditions de coupe (vitesse de coupe et avance) et les angles de coupe, la loi de comportement de la matière usinée et la loi de frottement à l'interface outil-copeau. Nous présenterons par la suite la discrétisation des arêtes de coupe du foret et l'application du modèle de coupe pour aboutir à la détermination des efforts de perçage.

IV.2 - Repères et discrétisation des arêtes du foret

IV.2.1- Repères et bases

Deux repères orthonormés sont employés dans la modélisation thermomécanique du perçage : le repère global et le repère local. Le premier global (O, X, Y, Z) est lié à l'outil, Figure 1, il est caractérisé par son origine O choisi au sommet du foret et la base orthonormée $(\hat{e}_x, \hat{e}_y, \hat{e}_z)$,

l'axe (O, \hat{e}_z) est choisi colinéaire à l'axe du foret (O, Z) , ce repère est identique à celui utilisé lors de la modélisation géométrique.

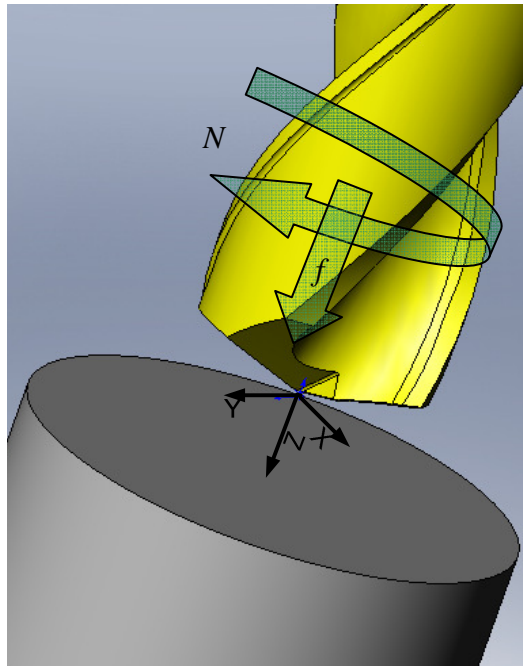


Figure 1. Repère de référence en perçage : repère global (O, X, Y, Z) .

Le repère local est lié au point P considéré d'une arête de coupe du foret, il est associé au plan effectif de l'arête P_{Se} en ce point. On rappelle que le plan effectif de l'arête est le plan qui contient le vecteur unitaire tangent à l'arête au point considéré et la vitesse effective de coupe en ce point. Le repère local en P est caractérisé par la base orthonormée $(\hat{e}_{v_e}, \hat{e}_{k_{re}}, \hat{n}_e)$ base qui a été définie au chapitre précédent, Figure 2. Le vecteur unitaire \hat{e}_{v_e} est colinéaire à la direction effective de coupe, combinaison des vitesses d'avance et de rotation du foret, $\hat{e}_{k_{re}}$ est le vecteur unitaire défini dans le plan P_{Se} et normal à la direction effective de coupe, $(\hat{e}_{v_e}, \hat{e}_{k_{re}}) = \pi/2$, et enfin \hat{n}_e est le vecteur normal au plan P_{Se} .

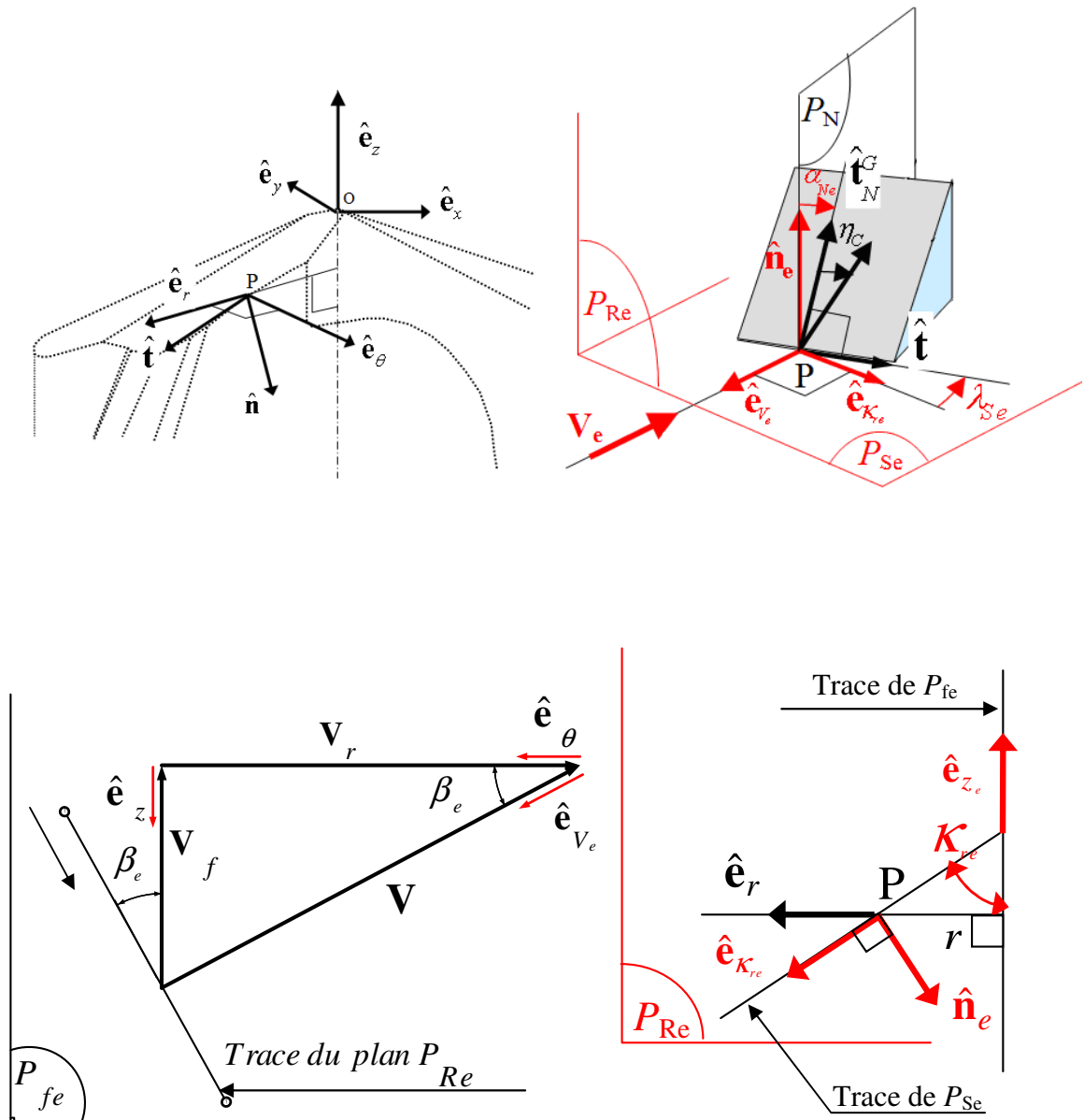


Figure 2. Définition du repère local en un point P d'une arête de coupe, repéré par ses coordonnées cartésiennes (x,y,z) ou cylindriques (r,θ,z) dans le repère global, le repère local pour l'étude de la coupe est $(P, \hat{e}_{v_e}, \hat{e}_{\kappa_{re}}, \hat{n}_e)$.

Ces vecteurs unitaires peuvent s'exprimer dans la base du repère global :

$$\begin{aligned}
 \hat{\mathbf{e}}_{V_e} &= \frac{V_r \hat{\mathbf{e}}_0 + V_f \hat{\mathbf{e}}_z}{\sqrt{V_r^2 + V_f^2}} = \cos \beta_e \hat{\mathbf{e}}_0 + \sin \beta_e \hat{\mathbf{e}}_z \text{ avec } \tan \beta_e = \frac{V_f}{V_r} = \frac{f}{2\pi r} \text{ et } r = \sqrt{x^2 + y^2} \\
 \hat{\mathbf{e}}_{V_e} &= \cos \beta_e \hat{\mathbf{e}}_0 + \sin \beta_e \hat{\mathbf{e}}_z = -\cos \beta_e \sin \theta \hat{\mathbf{e}}_x + \cos \beta_e \cos \theta \hat{\mathbf{e}}_y + \sin \beta_e \hat{\mathbf{e}}_z \text{ avec } \tan \theta = \frac{y}{x} \\
 \hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}} &= \sin \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_r - \cos \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_z = \sin \kappa_{re} \cos \theta \hat{\mathbf{e}}_x + \sin \kappa_{re} \sin \theta \hat{\mathbf{e}}_y - \cos \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_z \\
 \hat{\mathbf{n}}_e &= -\cos \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_r - \sin \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_z = -\cos \kappa_{re} \cos \theta \hat{\mathbf{e}}_x - \cos \kappa_{re} \sin \theta \hat{\mathbf{e}}_y - \sin \kappa_{re} \hat{\mathbf{e}}_z
 \end{aligned}
 \tag{4.1}$$

κ_{re} est l'angle effectif de direction d'arête défini au chapitre 3, β_e et κ_{re} sont également définis sur la Figure 2. On en déduit la matrice de passage de la base locale à la base globale:

$$\begin{Bmatrix} \hat{\mathbf{e}}_{V_e} \\ \hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}} \\ \hat{\mathbf{n}}_e \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos \beta_e \sin \theta & \cos \beta_e \cos \theta & \sin \beta_e \\ \sin \kappa_{re} \cos \theta & \sin \kappa_{re} \sin \theta & -\cos \kappa_{re} \\ -\cos \kappa_{re} \cos \theta & -\cos \kappa_{re} \sin \theta & -\sin \kappa_{re} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \hat{\mathbf{e}}_x \\ \hat{\mathbf{e}}_y \\ \hat{\mathbf{e}}_z \end{Bmatrix}
 \tag{4.2}$$

IV.2.2- Discrétisation des arêtes

Les arêtes de coupe du foret, arête principales et secondaires, sont discrétisées en arêtes élémentaires Figure 3, il en est de même des surfaces de coupe. Au voisinage du centre de chaque arête élémentaire la surface de coupe est assimilée à une facette plane. L'inclinaison de l'arête élémentaire et l'angle de coupe normal de la facette de coupe est déterminé au centre P_i de chaque arête élémentaire, $i = 1, \dots, n$ (n est le nombre d'arêtes élémentaires dans la décomposition).

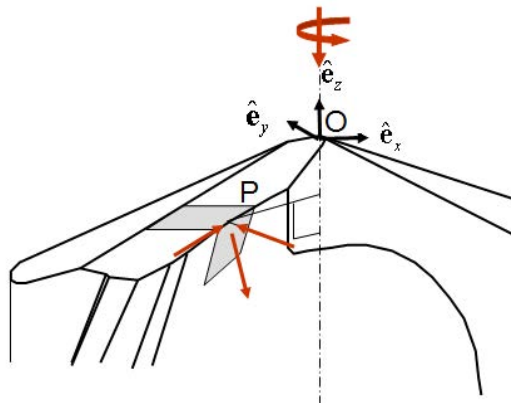


Figure 3. Représentation d'une arête élémentaire.

IV.3 - Modèle thermomécanique de la coupe oblique

IV.3.1- Présentation

Deux principaux phénomènes physiques sont pris en compte pour étudier la formation du copeau au niveau d'une arête élémentaire :

- Le cisaillement intense dans la zone primaire,
- Le frottement à l'interface outil-copeau.

Dans la zone primaire de cisaillement, les déformations plastiques sont grandes (supérieures à 2), les vitesses de déformation élevées (entre 10^4 et 10^6 s^{-1}), et l'échauffement provoqué par ces déformations plastiques est important (les températures dans cette zone sont de l'ordre de 300°C). Le contact avec frottement à l'interface outil-copeau produit de nouvelles déformations plastiques induisant à leur tour une augmentation significative de la température dans la zone secondaire (la température peut atteindre localement 1000°C , suivant le matériau usiné). En conséquence, la modélisation de la coupe implique la prise en compte du comportement thermomécanique du matériau usiné, en particulier sa sensibilité à la vitesse de déformation, son écrouissage et son adoucissement thermique, cette prise en compte est considérée par l'introduction d'une loi thermo-viscoplastique intégrant ces éléments.

Après discrétisation des arêtes du foret, décomposition en arêtes élémentaires rectilignes et facettes de coupe, la coupe est caractérisée au niveau de chacune des arêtes élémentaires, elle est généralement oblique. Les paramètres géométriques associés à la coupe oblique au niveau d'une arête élémentaire sont illustrés à la Figure 5, ils sont :

- α_{ne} l'angle effectif normal de coupe et λ_{se} l'angle effectif d'inclinaison de l'arête, si $\lambda_{se} = 0$ la coupe est orthogonale, dans le cas contraire elle est oblique. Ces angles sont calculés suivant la méthode présentée au chapitre 3.
- V_e la vitesse effective de coupe, elle est portée par la direction (P, \hat{e}_{V_e}) ,

$$\mathbf{V}(\text{pièce / foret}) = -V_r \hat{e}_\theta - V_f \hat{e}_z = -V_e \hat{e}_{V_e} \quad (4.3)$$

avec :

$$\begin{aligned} \|\mathbf{V}\| &= V_e = \sqrt{V_r^2 + V_f^2} \\ V_r &= \frac{2\pi r N}{60} \text{ (m/s)}, N \text{ (tour/mn)} \\ V_f &= \frac{f N}{60} \text{ (m/s)}, f \text{ est l'avance par tour} \end{aligned} \quad (4.4)$$

- La largeur de l'arête élémentaire dw supposée linéaire, est calculée par l'expression suivante, Figure 4 :

$$dw_j = \cos \lambda_{se} \times \sqrt{(x_{i+2} - x_i)^2 + (y_{i+2} - y_i)^2 + (z_{i+2} - z_i)^2} \quad (4.5)$$

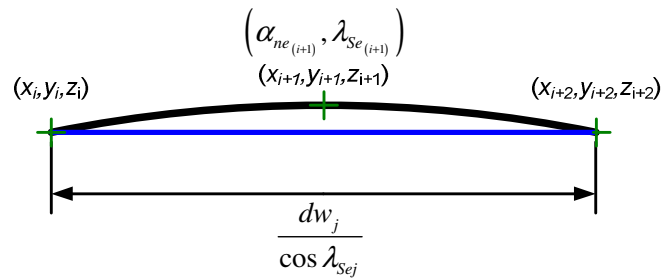


Figure 4. Largeur de l'arête élémentaire.

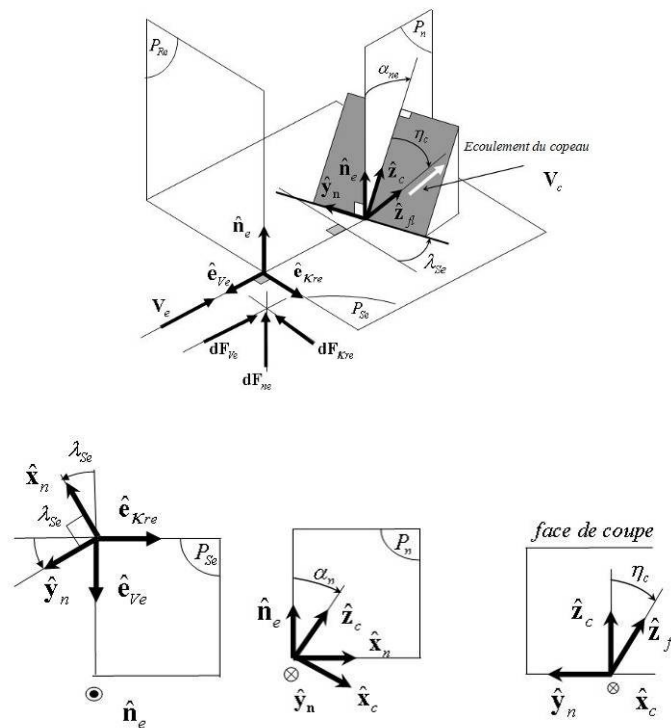


Figure 5. Arête élémentaire, bases du modèle de la coupe oblique.

L'approche thermomécanique de la coupe oblique utilisée dans la suite pour la modélisation du perçage a été développée et validée expérimentalement au sein du LPMM. Nous en rappelons, ci-après les grandes lignes et nous présentons en annexe plus de détails.

IV.3.2- Le modèle de la coupe oblique.

Dans le modèle thermomécanique de la coupe oblique [1-3], la zone primaire de cisaillement est supposée être une bande d'épaisseur constante h et la zone de cisaillement secondaire est négligée, seul est pris en compte le contact avec frottement à l'interface outil-copeau avec une loi de type Coulomb. L'angle normal de cisaillement ϕ_n est supposé être donné par une relation de type Merchant modifiée :

$$\begin{aligned} \phi_n &= A_1 + A_2 (\alpha_n - \lambda_f) \\ \text{avec} & \\ \lambda &= \tan^{-1}(\bar{\mu}) \end{aligned} \tag{4.6}$$

où λ est l'angle moyen de frottement à l'interface outil-copeau, A_1 et A_2 sont deux constantes qui dépendent du matériau usiné et des conditions de coupe, ils seront précisés dans la suite.

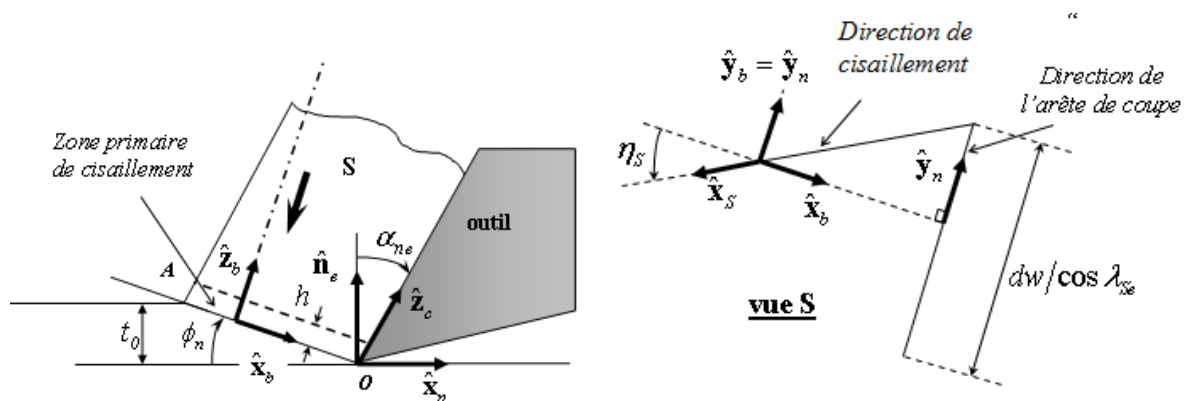


Figure 6. Le modèle de la bande de cisaillement pour la coupe oblique.

La Figure 6 présente le modèle de la bande de cisaillement par une coupe de la matière et de l'outil suivant le plan normal P_n , $\hat{\mathbf{t}}$ est le vecteur unitaire tangent à l'arête, $(\hat{\mathbf{x}}_b, \hat{\mathbf{y}}_b, \hat{\mathbf{z}}_b)$ est la base associée à la bande de cisaillement, $\hat{\mathbf{x}}_s$ est le vecteur unitaire de la direction de

cisaillement, direction constante dans toute la bande et caractérisée par l'angle η_s . Les formules de changement de base, de la base associée à la bande $(\hat{\mathbf{x}}_b, \hat{\mathbf{y}}_b, \hat{\mathbf{z}}_b)$ à la base locale $(\hat{\mathbf{e}}_{ve}, \hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}}, \hat{\mathbf{n}}_e)$ sont données par :

$$\begin{Bmatrix} \hat{\mathbf{x}}_b \\ \hat{\mathbf{y}}_b \\ \hat{\mathbf{z}}_b \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos \phi_n \cos \lambda_{se} & -\cos \phi_n \sin \lambda_{se} & -\sin \phi_n \\ \sin \lambda_{se} & -\cos \lambda_{se} & 0 \\ -\sin \phi_n \cos \lambda_{se} & -\sin \phi_n \sin \lambda_{se} & \cos \phi_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \hat{\mathbf{e}}_{ve} \\ \hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}} \\ \hat{\mathbf{n}}_e \end{Bmatrix} \quad (4.7)$$

et :

$$\hat{\mathbf{x}}_s = -\cos \eta_s \hat{\mathbf{x}}_b - \sin \eta_s \hat{\mathbf{y}}_b \quad (4.8)$$

Le matériau usiné est supposé être isotrope et son comportement rigide-plastique. La réponse thermomécanique de ce matériau est décrite par une loi de Johnson-Cook :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + m \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^v \right] \quad (4.9)$$

où τ , γ , $\dot{\gamma}$ et T représentent respectivement la contrainte de cisaillement, le glissement, la vitesse de glissement, et la température absolue. Les caractéristiques du comportement du matériau usiné sont le coefficient d'écrouissage n , la sensibilité à la vitesse de m , le coefficient d'adoucissement thermique v , A et B sont des constantes dépendant du matériau, $\dot{\gamma}_0$, T_r sont une vitesse de glissement et une température de référence et T_m est la température de fusion du matériau usiné. Une autre loi de comportement peut être introduite sans grande difficulté dans le modèle. En première approche c'est cette loi de Johnson-Cook qui a été retenue.

En plus de cette équation de comportement d'autres équations ont été utilisées :

- loi de conservation de l'énergie,
- relation d'incompressibilité,
- équations du mouvement,
- équations de compatibilité,

- relation entre glissement et vitesse de glissement,
- loi de l'écoulement plastique.

L'annexe donne le détail des calculs. L'écoulement de la matière dans la bande de cisaillement est supposé stationnaire et les différentes variables sont supposées dépendre d'une seule dimension : z_s la position d'un point matériel suivant la normale à la bande (formulation unidimensionnelle).

En supposant des conditions adiabatiques dans la bande de cisaillement, la conservation de l'énergie donne la température absolue T dans la bande en fonction du glissement γ et de la contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée dans la bande :

$$T = T(\gamma, \tau_0) = T_w + \frac{\beta}{\rho c} \left(\rho (V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n)^2 \frac{\gamma^2}{2} + \tau_0 \gamma \right) \quad (4.10)$$

T_w est la température de la pièce avant usinage, c et β représentent respectivement la capacité calorifique du matériau et la fraction de l'énergie de déformation plastique convertie en chaleur (coefficient de Taylor-Quinney), V est la vitesse effective de coupe $V = V_e$.

Les équations locales du mouvement conduisent à la relation :

$$\tau = \tau(\gamma, \tau_0) = \rho (V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n)^2 \gamma + \tau_0 \quad (4.11)$$

où τ représente la contrainte de cisaillement dans la bande de cisaillement, ρ est la masse volumique du matériau usiné, λ_s est l'angle d'inclinaison effectif de l'arête de coupe $\lambda_s = \lambda_{se}$ et τ_0 la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande.

La vitesse de glissement est obtenue à partir de l'équation constitutive du comportement, elle s'écrit :

$$g_1(\gamma) = \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right], g_2(T) = \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^v \right] \quad (4.12)$$

La distribution du glissement dans la bande de cisaillement est donnée par la relation différentielle entre glissement et vitesse de glissement :

$$\frac{d\gamma}{dz_b} = \frac{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}{V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n} \quad (4.13)$$

La déformation dans la zone primaire est limitée dans le modèle à la bande de cisaillement, de ce fait le glissement à l'entrée de la bande ($z_b=0$) est nul :

$$\gamma_0 = 0 \quad (4.14)$$

Le glissement à la sortie ($z_b=h$) est calculé avec les équations de compatibilité, de relation entre glissement et vitesse de glissement et les conditions aux limites en vitesse, il est égal à :

$$\gamma_h = \frac{1}{\cos \eta_s} \left(\frac{\cos \alpha_{ne}}{\sin \phi_n \cos(\phi_n - \alpha_{ne})} \right) \quad (4.15)$$

L'angle η_s caractérise la direction de cisaillement dans la zone primaire, en utilisant la loi de l'écoulement du J_2 (J_2 flow theory) on démontre que cette direction est constante dans l'épaisseur de la bande et qu'elle est donnée par :

$$\eta_s = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \eta_c \sin \phi_n - \tan \lambda_{se} \cos(\phi_n - \alpha_{ne})}{\cos \alpha_{ne}} \right) \quad (4.16)$$

où η_c caractérise la direction d'écoulement du copeau sur la face de coupe (ici la facette de coupe élémentaire au voisinage de l'arête élémentaire). Dans le modèle coupe oblique, cette direction est obtenue avec l'hypothèse que la force de frottement est colinéaire à cette direction, elle est donnée par la relation implicite :

$$\begin{aligned} & \cos(\phi_n - \alpha_{ne}) \sin \phi_n \sin \eta_c - \tan \lambda_{se} \cos^2(\phi_n - \alpha_{ne}) \cos \eta_c \\ & + (\cos \alpha_{ne} - \sin(\phi_n - \alpha_{ne}) \sin \phi_n) \tan \lambda_f \sin \eta_c \cos \eta_c \\ & + \tan \lambda_f \tan \lambda_{se} \sin(\phi_n - \alpha_{ne}) \cos(\phi_n - \alpha_{ne}) \cos^2 \eta_c = 0 \end{aligned} \quad (4.17)$$

Cette relation est cependant valable pour de la coupe oblique libre, c'est-à-dire non contrainte par des éléments extérieurs. Pour ce qui concerne la coupe oblique au niveau d'une arête

élémentaire d'un foret, la coupe est contrainte par les coupes élémentaires obliques adjacentes. Ce point sera discuté par la suite et une relation alternative sera proposée pour l'écoulement du copeau élémentaire.

Finalement, la forme intégrale de l'équation (4.13) avec la condition limite (4.15) sont utilisées pour déterminer la contrainte à l'entrée de la bande de cisaillement (pour $z_s=0$) et ceci à partir de l'équation non linéaire suivante :

$$\int_0^{\gamma_h} \frac{V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)} d\gamma - h = 0 \quad (4.18)$$

Les forces élémentaires $dF_{Ve}^i, dF_{Kre}^i, dF_{ne}^i$, Figure 5, correspondent à la coupe oblique sur l'arête élémentaire i au point courant P, elles sont calculées avec le modèle de coupe à partir de l'équilibre du copeau élémentaire, les interactions avec les copeaux élémentaires sont négligées :

$$d\mathbf{R}^i(\text{copeau / outil}) = -d\mathbf{R}^i(\text{pièce / copeau}) \quad (4.19)$$

avec :

$$\begin{aligned} d\mathbf{R}^i(\text{pièce / copeau}) &= dF_s \hat{\mathbf{x}}_{sh} + dN_s \hat{\mathbf{z}}_b \\ &= -dF_s \cos \eta_{sh} \hat{\mathbf{x}}_b - dF_s \sin \eta_{sh} \hat{\mathbf{y}}_b + dN_s \hat{\mathbf{z}}_b \\ d\mathbf{R}^i(\text{copeau / outil}) &= -dF_{Ve} \hat{\mathbf{e}}_{Ve} - dF_{Kre} \hat{\mathbf{e}}_{Kr} + dF_{ne} \hat{\mathbf{n}}_e \end{aligned} \quad (4.20)$$

et ainsi :

$$\begin{aligned} dF_{Ve} &= -dF_s \cos \eta_s [\tan \eta_s \sin \lambda_{se} - \cos \phi_n \cos \lambda_{se}] - dN_s \sin \phi_n \cos \lambda_{se} \\ dF_{Kre} &= dF_s \cos \eta_s [\tan \eta_s \cos \lambda_{se} + \cos \phi_n \sin \lambda_{se}] - dN_s \sin \phi_n \sin \lambda_{se} \\ dF_{ne} &= +dF_s \cos \eta_s \sin \phi_n + dN_s \cos \phi_n \end{aligned} \quad (4.21)$$

où dF_s et dN_s représentent respectivement, l'effort de cisaillement et l'effort normal à la bande appliqués au copeau élémentaire et ceci à la sortie de la bande. Ces deux composantes sont déterminées à partir de la contrainte de cisaillement à la sortie de la bande τ_h :

$$\begin{aligned}
 dF_s &= -\frac{t_0 dw}{\cos \lambda_{se} \sin \phi_n} \tau_h \\
 dN_s &= \frac{\tan(\phi_n - \alpha_n) + \tan \lambda \cos \eta_c}{1 - \tan \lambda \cos \eta_c \tan(\phi_n - \alpha_{ne})} \cos \eta_s dF_s
 \end{aligned} \tag{4.22}$$

τ_h est déterminée à partir de la relation (4.23) elle est égale à :

$$\begin{aligned}
 \tau_h &= \rho (V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n)^2 \gamma_h + \tau_0 \\
 \text{avec :} \\
 \gamma_h &= \frac{1}{\cos \eta_s} \left(\frac{\cos \alpha_{ne}}{\sin \phi_n \cos(\phi_n - \alpha_{ne})} \right)
 \end{aligned} \tag{4.23}$$

L'épaisseur du copeau non déformé t_0 est mesurée perpendiculairement à la direction de coupe, elle correspond à la distance entre les deux surfaces (la courante et la précédente) générées par l'arête élémentaire de coupe, Figure 5. Cette épaisseur est alors égale à la projection du vecteur avance $-\frac{f}{2} \hat{\mathbf{e}}_z$ sur le vecteur $\hat{\mathbf{n}}_e$ normal au plan de l'arête P_{se} :

$$t_0 = -\frac{f}{2} (\hat{\mathbf{e}}_z \cdot \hat{\mathbf{n}}_e) = \frac{f}{2} \sin \kappa_{re} \cos \beta_e \tag{4.24}$$

La résultante élémentaire $d\mathbf{R}^i$ (copeau/outil) peut s'écrire dans la base associée au repère global du foret $(\hat{\mathbf{e}}_x, \hat{\mathbf{e}}_y, \hat{\mathbf{e}}_z)$:

$$\begin{aligned}
 d\mathbf{R}^i (\text{copeau/outil}) &= -dF_{Ve}^i \hat{\mathbf{e}}_{Ve} - dF_{\kappa_{re}}^i \hat{\mathbf{e}}_{\kappa_{re}} + dF_{ne}^i \hat{\mathbf{n}}_e \\
 &= dF_x^i \hat{\mathbf{e}}_x + dF_y^i \hat{\mathbf{e}}_y + dF_z^i \hat{\mathbf{e}}_z
 \end{aligned} \tag{4.25}$$

En utilisant les formules de changement de base, relation (4.2), on obtient :

$$\begin{bmatrix} dF_x^i \\ dF_y^i \\ dF_z^i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin \theta & \cos \beta_e \cos \theta \sin \kappa_{re} - \cos \kappa_{re} \sin \beta_e \sin \theta & -\cos \beta_e \cos \kappa_{re} \cos \theta - \sin \beta_e \sin \kappa_{re} \sin \theta \\ \cos \theta & \cos \kappa_{re} \cos \theta \sin \beta_e + \cos \beta_e \sin \kappa_{re} \sin \theta & \cos \theta \sin \beta_e \sin \kappa_{re} - \cos \beta_e \cos \kappa_{re} \sin \theta \\ 0 & \cos \beta_e \cos \kappa_{re} & -\cos \beta_e \sin \kappa_{re} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_{Ve}^i \\ dF_{\kappa_{re}}^i \\ dF_{ne}^i \end{bmatrix} \tag{4.26}$$

Le couple élémentaire et l'effort axial associés sont alors :

$$\begin{aligned} dC^i &= dC^i \hat{\mathbf{e}}_z = (-y dF_x + x dF_y) \hat{\mathbf{e}}_z \\ dF_z^i &= dF_z^i \hat{\mathbf{e}}_z \end{aligned} \quad (4.27)$$

Finalement, le couple et l'effort axial globaux sont obtenus par sommation sur toutes les arêtes élémentaires :

$$\begin{aligned} C &= \sum dC^i \\ F_z &= \sum dF_z^i \end{aligned} \quad (4.28)$$

IV.4 - Angle de cisaillement et modèle de frottement

IV.4.1- L'angle et l'épaisseur de la bande de cisaillement

Parmi les paramètres principaux du modèle, l'épaisseur h de la bande de cisaillement primaire et l'angle normal de cisaillement ϕ_n sont des données essentielles dans la modélisation. Pour l'étude présentée ici, l'épaisseur de la zone de cisaillement est fixée à une valeur typique $h = 0,025$ mm, ce paramètre h n'a pas une incidence significative dans les calculs, cela a été démontré dans l'étude paramétrique présentée par Moufki et al. [1].

L'angle de cisaillement est calculé à partir d'une loi de Merchant modifiée :

$$\phi_n = A_1 + A_2 (\alpha_n - \lambda) \quad (4.29)$$

où A_1 et A_2 sont des constantes dépendant du matériau usiné. Merchant [5] a supposé que la valeur de l'angle de cisaillement est déterminée par minimisation de la puissance de coupe, il a obtenu $A_1 = \pi/4$ et $A_2 = 0.5$. En se basant sur la théorie des lignes de glissements, Lee et Shaffer [6] ont présenté des valeurs différentes pour ces deux constantes : $A_1 = \pi/4$ et $A_2 = 1$.

Durant l'opération de perçage, il est légitime de supposer que le cisaillement est contraint par les conditions particulières de cette opération de coupe. Les valeurs de A_1 et A_2 sont alors calculées à partir de mesures expérimentales de l'épaisseur du copeau de perçage. Le détail du calcul de A_1 et A_2 est donné dans le chapitre suivant.

IV.4.2- Loi du frottement

A l'interface outil-copeau, un échauffement important est produit par les conditions extrêmes en termes de pressions et de vitesses de glissement. De plus, il se produit dans cette zone des déformations plastiques importantes qui contribuent elles aussi à l'échauffement conséquent dans cette zone. Il est évident que les conditions de frottement à cette interface sont influencées de manière significative par cet échauffement. Dans l'article de Moufki et al. [1], une loi de frottement de type Coulomb a été introduite avec un coefficient de frottement moyen $\bar{\mu} = \tan \lambda$ dépendant de la température moyenne à l'interface :

$$\bar{\mu} = \bar{\mu}_0 \left(1 - \left(\frac{\bar{T}_{int}}{T_f} \right)^q \right) \quad \text{avec} \quad \lambda = \tan^{-1} \bar{\mu} \quad (4.30)$$

où T_f et \bar{T}_{int} sont la température de fusion du matériau usiné et la température moyenne à l'interface outil-copeau respectivement. Les coefficients $\bar{\mu}_0$ et q sont identifiés à partir de résultats d'essais de coupe orthogonale. Le calcul de la distribution des températures à l'interface outil-copeau nécessite celui de la longueur de contact outil-copeau l_c , mesurée dans la direction d'écoulement \hat{z}_n .

IV.5 - Conclusion

En se basant sur la description du foret développée lors du chapitre III, les arêtes du foret sont discrétisées en un ensemble d'arêtes élémentaires de la coupe. Cette opération a été réalisée pour contourner la complexité de la géométrie du foret. La méthode de discrétisation en été choisie afin de pouvoir utiliser toutes les données géométriques obtenues précédemment.

Ensuite, le modèle thermomécanique permettant de calculer les efforts générés par une arête de coupe oblique a été présenté. Les paramètres essentiels du modèle ont été définis. Pour appliquer le modèle sur chacune des arêtes élémentaires du foret, les conditions de coupe au point médian de celle-ci doivent être déterminées. Les composants calculés sont ensuite projetés suivant les trois directions du repère global du foret. Les efforts globaux sont déterminés enfin par sommation des tous les efforts élémentaires. Ce modèle testé avec succès pour des cas de chariotage et du fraisage de forme doit être validé pour l'opération de perçage.

Références:

- [1] A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, A. Molinari, *Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation*, *Int. J. Mach. Tools. Manuf*, 44, 2004, 971-989.
- [2] M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki, D. Dudzinski, *Predictive force model for ball-end milling of free form surfaces and experimental validation*, *Int. J. Mach. Tools. Manuf*, 46, 2006, 367-380.
- [3] M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki and D. Dudzinski ; *Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool–surface inclination: Part I: Predictive force model and experimental validation*; *Journal of Materials Processing Technology*; 2007,pp. 73-84.
- [4] M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki and D. Dudzinski ; *Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool–surface inclination: Part II. Influence of cutting conditions, run-out, ploughing and inclination angle* ; *Journal of Materials Processing Technology*; 2007, pp. 85-96
- [5] Merchant ME, *Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip*, *Journal of Applied Physics*, 1945;16:267–75.
- [6] Lee EH, Shaffer BW, *The theory of plasticity applied to a problem of machining*, *Journal of Applied Mechanics*, 1951;18:405–13.

ANNEXE - Compléments sur le modèle de la bande de cisaillement

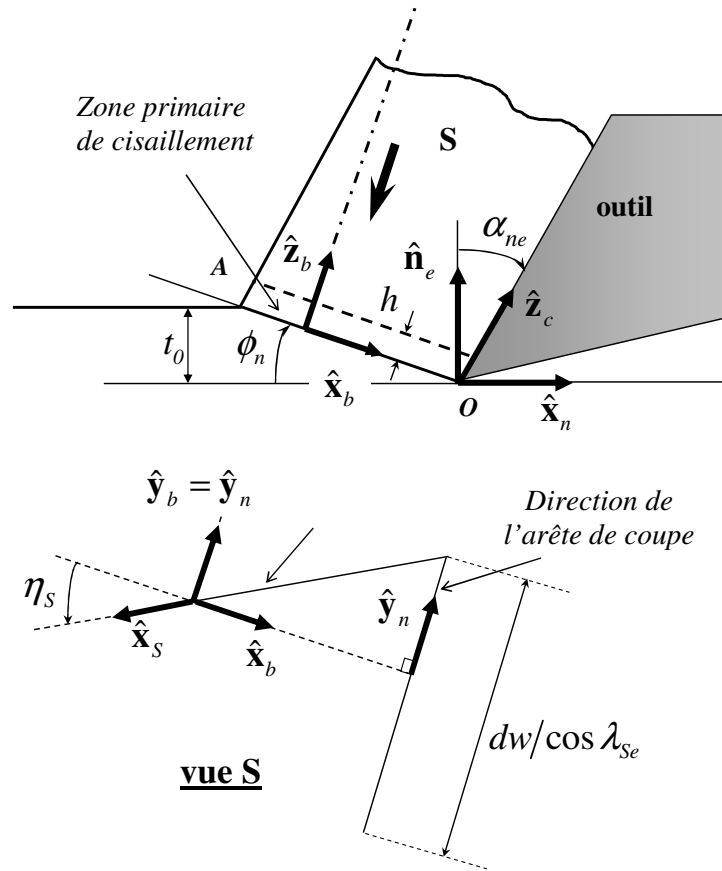


Figure A1. Bande de cisaillement dans le plan normal et direction de cisaillement.

Dans la bande de cisaillement, les composantes de la vitesse d'un point matériel sont notées $v_x(z)$, $v_y(z)$, $v_z(z)$ dans la base associée à la bande $(\hat{x}_b, \hat{y}_b, \hat{z}_b)$, Figure A1. Rappelons également que l'écoulement de la matière à travers cette bande est supposé stationnaire. Les conditions aux limites en vitesse s'écrivent :

$$\begin{aligned} (v_x \hat{x}_b + v_y \hat{y}_b + v_z \hat{z}_b)_{(z=0)} &= -V_e \hat{e}_{Ve} \\ &= V (\cos \lambda_{Se} \cos \phi_n \hat{x}_b - \sin \lambda_{Se} \hat{y}_b + \cos \lambda_{Se} \sin \phi_n \hat{z}_b) \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

$$\begin{aligned} (v_x \hat{x}_b + v_y \hat{y}_b + v_z \hat{z}_b)_{(z=h)} &= V_c \hat{z}_{fl} \\ &= V_c (-\cos \eta_c \sin(\phi_n - \alpha_{ne}) \hat{x}_b - \sin \eta_c \hat{y}_b + \cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_{ne}) \hat{z}_b) \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

où $v_e = \|\mathbf{v}_e\|$ est la vitesse effective de coupe, $V_c = V_{\text{copeau}} = \|\mathbf{V}_c\|$ est la vitesse du copeau par rapport à l'outil supposé fixe, et h est l'épaisseur de la bande de cisaillement. L'angle η_c définit la direction $\hat{\mathbf{z}}_{fl}$ d'écoulement du copeau dans la face de coupe, Figure A2.

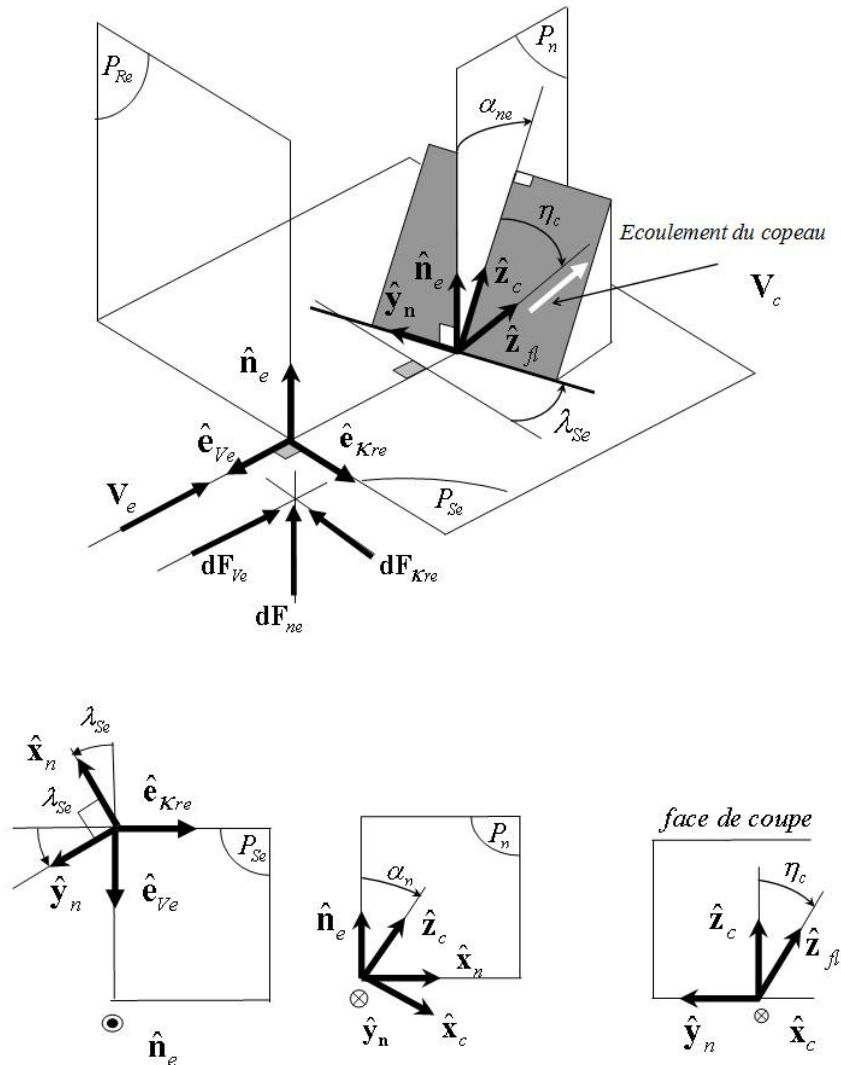


Figure A.2 - Arête élémentaire, bases du modèle de la coupe oblique.

Avec l'hypothèse d'écoulement unidimensionnel à travers la bande, la condition d'incompressibilité implique que la composante $v_z(z)$ normale à la bande de la vitesse d'un point matériel est constante dans l'épaisseur de la bande :

$$\frac{dv_z(z_b)}{dz_b} = 0, \quad v_z(z) = Cte = V_N \quad \text{pour } z_b \in [0, h] \quad (\text{A.3})$$

La constante V_N est calculée avec les conditions limites (A.1) et (A.2) :

$$V_N = v_z(z_b = 0) = V_e \cos \lambda_s \sin \phi_n \quad (\text{A.4})$$

$$V_N = v_z(z_b = h) = V_c \cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_{ne}) \quad (\text{A.5})$$

Nous obtenons ainsi une relation entre la vitesse du copeau et la vitesse effective de coupe V :

$$V_c = V \frac{\cos \lambda_s \sin \phi_{ne}}{\cos \eta_c \cos(\phi_n - \alpha_{ne})} \quad (\text{A.6})$$

Le matériau usiné est supposé isotrope et avec un comportement rigide (sans élasticité), sa réponse élastique est considérée être gouvernée par la loi d'écoulement du J_2 (J_2 flow theory). Avec l'hypothèse d'écoulement unidimensionnel, les composantes non nulles du tenseur des vitesses de déformation dans la base $(\hat{x}_b, \hat{y}_b, \hat{z}_b)$ sont $\dot{\gamma}_{xz}$ et $\dot{\gamma}_{yz}$, et celles du tenseur déviatorique des contraintes $s_{xz} = s_{zx}$ et $s_{yz} = s_{zy}$. En utilisant ces équations du mouvement, les conditions de compatibilité et les équations d'écoulement J_2 , les relations suivantes sont obtenues :

$$\frac{ds_{xz}}{dz_b} = \rho V_N \frac{dv_x}{dz_b} \quad \frac{ds_{yz}}{dz_b} = \rho V_N \frac{dv_y}{dz_b} \quad (\text{A.6})$$

$$\dot{\gamma}_{xz} = \frac{dv_x}{dz_b} \quad \dot{\gamma}_{yz} = \frac{dv_y}{dz_b} \quad (\text{A.7})$$

$$\frac{s_{yz}}{s_{xz}} = \frac{\dot{\gamma}_{yz}}{\dot{\gamma}_{xz}} \quad (\text{A.8})$$

où ρ est la masse volumique du matériau usiné. Les seconds termes de l'équation (A.6) correspondent aux composantes suivant \hat{x}_b et \hat{y}_b de l'accélération de la matière, elle correspond à la dérivée matérielle de la vitesse associée. Dans le cas où l'écoulement du matériau est unidimensionnel et stationnaire au travers la bande de cisaillement, l'opérateur de dérivation matérielle se réduit à :

$$\frac{d(.)}{dt} = v_z \frac{d(.)}{dz_b} = V_N \frac{d(.)}{dz_b} \quad (\text{A.9})$$

En combinant les équations (A.6) et (A.7) on obtient :

$$\frac{ds_{yz}}{ds_{xz}} = \frac{\dot{\gamma}_{yz}}{\dot{\gamma}_{xz}} = \frac{dv_y}{dv_x} \quad (\text{A.10})$$

L'intégration de ces équations et l'utilisation des conditions aux limites permettent de démontrer que la direction de cisaillement est constante dans la bande.

On introduit alors la vitesse de cisaillement à la côte z_b correspondant à la différence de vitesse matérielle entre une particule à la position z et une autre à l'entrée de la bande de cisaillement primaire ($z_b = 0$), elle s'écrit :

$$\mathbf{V}_S(z_b) = (v_x(z_b)\hat{\mathbf{x}}_b + v_y(z_b)\hat{\mathbf{y}}_b + v_z(z_b)\hat{\mathbf{z}}_b) - \mathbf{V}_e \quad (\text{A.11})$$

La condition d'incompressibilité (A.3) conduit alors à :

$$\mathbf{V}_S(z_b) = (v_x(z_b) - v_x(z_b = 0))\hat{\mathbf{x}}_b + (v_y(z_b) - v_y(z_b = 0))\hat{\mathbf{y}}_b \quad (\text{A.12})$$

On pose :

$$\mathbf{V}_S(z_b) = v_S(z_b)\hat{\mathbf{x}}_S \quad (\text{A.13})$$

où $v_S(z_b) = \|\mathbf{V}_S(z_b)\|$, $\hat{\mathbf{x}}_S$ caractérise la direction de cisaillement. Les conditions aux limites en vitesse de cisaillement sont alors les suivantes :

$$\begin{cases} v_S(z_b = 0) = 0 \\ v_S(z_b = h) = \|\mathbf{V}_c - \mathbf{V}_e\| \end{cases} \quad (\text{A.14})$$

La direction de cisaillement $\hat{\mathbf{x}}_S$ dans la zone primaire de cisaillement est indépendante de z_b , elle est donnée par :

$$\mathbf{x}_S = \frac{\mathbf{V}_c - \mathbf{V}_e}{\|\mathbf{V}_c - \mathbf{V}_e\|} \quad (\text{A.15})$$

Dans le plan de cisaillement primaire $(\hat{\mathbf{x}}_b, \hat{\mathbf{y}}_b)$, l'angle entre les vecteurs $-\hat{\mathbf{x}}_b$ et $\hat{\mathbf{x}}_S$ (Figure A.1) est noté η_S , il est constant et défini par :

$$\eta_s = \tan^{-1} \left(\frac{\tan \eta_c \sin \phi_n - \tan \lambda_{se} \cos(\phi_n - \alpha_{ne})}{\cos \alpha_{ne}} \right) \quad (\text{A.16})$$

L'écoulement du matériau dans la zone primaire de cisaillement est maintenant étudié dans la base $(\hat{x}_s, \hat{y}_s, \hat{z}_b)$. La vitesse de la matière est d'après la relation (A.11) donnée par la somme : $V_e + v_s(z_b) \hat{x}_s$. De ce fait dans la base $(\hat{x}_s, \hat{y}_s, \hat{z}_b)$, les composantes du tenseur de vitesse de déformation s'annulent, sauf $\dot{\gamma}_{x_s z_b} = \dot{\gamma}_{z_b x_s} = \dot{\gamma}$ avec :

$$\dot{\gamma} = \frac{d v_s}{d z_b} \quad (\text{A.17})$$

$\dot{\gamma}$ vitesse de glissement, elle est aussi la dérivée matérielle du glissement γ :

$$\dot{\gamma} = V_N \frac{d \gamma}{d z_b} = V_e \cos \lambda_{se} \sin \phi_n \frac{d \gamma}{d z_b} \quad (\text{A.18})$$

D'après la théorie d'écoulement du J_2 , toutes les composantes du tenseur déviatorique des contraintes s'annulent sauf la contrainte de cisaillement $\tau_{x_s z_b} = \tau_{z_b x_s} = \tau$. Ainsi, les équations de mouvement se réduisent à une seule relation :

$$\frac{d \tau}{d z_b} = \rho V_e \cos \lambda_{se} \sin \phi_n \dot{\gamma} \quad (\text{A.19})$$

De plus, en conséquence des équations de mouvement et de l'hypothèse unidimensionnelle, la pression hydrostatique est constante dans la bande primaire de cisaillement.

L'évolution de la température T dans la bande de cisaillement est gouvernée par l'équation de la chaleur. En considérant qu'une fraction β (coefficient de Taylor-Quinney) du travail plastique est convertie en chaleur, la conservation de l'énergie conduit à l'équation suivante :

$$\rho c V_N \frac{d T}{d z_b} = k \frac{d T}{d z_b} + \beta \tau \dot{\gamma} \quad (\text{A.20})$$

où k , c et ρ représentent respectivement la conductivité thermique, la capacité thermique et la masse volumique du matériau. Le premier terme de cette équation correspond à la dérivée matérielle de la température T multipliée par le facteur ρc . On considère ici que le cisaillement dans la bande est adiabatique. Cette hypothèse est particulièrement fondée lorsque la vitesse de coupe atteint de grandes valeurs, donc lors de l'usinage à grande vitesse. Ceci implique que le terme de conduction dans la relation (A.20) est négligeable.

La formation du copeau est un processus thermomécanique dans lequel la vitesse de déformation, la contrainte de cisaillement et la température sont élevées. Ainsi, le comportement thermomécanique du matériau constituant la pièce usinée doit être identifié à des conditions proches de celles rencontrées lors de l'usinage. Dans cette étude, le matériau usiné est isotrope, viscoplastique et rigide. Son comportement est décrit par une loi de type Johnson-Cook :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + m \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r} \right)^v \right] \quad (\text{A.21})$$

Les caractéristiques du matériau sont ainsi représentées par l'exposant de sensibilité à l'érouissage n , le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation m , l'exposant d'adoucissement thermique v , les constantes A , B , $\dot{\gamma}_0$, et les températures T_r (de référence) et T_f (de fusion).

Les équations gouvernant l'écoulement thermomécanique du matériau dans la zone de cisaillement primaire sont les cinq équations (A.17)-(A.21), les variables inconnues sont $\dot{\gamma}$, v_s , γ , τ et T représentant respectivement la vitesse de déformation, la vitesse de cisaillement, la déformation, la contrainte de cisaillement et la température absolue. La déformation plastique dans le copeau est supposée limitée à la bande de cisaillement primaire. Ainsi, les conditions aux limites suivantes sont utilisées dans l'intégration des équations (A.17)-(A.21), en fonction de z_b :

$$\text{à } z_b = 0 : v_s = 0, \gamma = 0 \text{ et } T = T_w \quad (\text{A.22})$$

où T_w est la température absolue de la pièce usinée avant la zone primaire de cisaillement.

On obtient alors le système d'équations suivant :

$$v_s = V_e \cos \lambda_{se} \sin \phi_n \gamma \quad (\text{A.23})$$

$$\tau = \rho (V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n)^2 \gamma + \tau_0 \quad (\text{A.24})$$

$$T = T_w + \frac{\beta}{\rho c} \left(\rho (V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n)^2 \frac{\gamma^2}{2} + \tau_0 \gamma \right) \quad (\text{A.25})$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\gamma} = \dot{\gamma}(\gamma, \tau_0) = \dot{\gamma}_0 \exp \left(\frac{\tau \sqrt{3}}{m g_1(\gamma) g_2(T)} - \frac{1}{m} \right) \\ \text{avec } g_1(\gamma) = \left[A + B \left(\gamma / \sqrt{3} \right)^n \right] \quad g_2(T) = \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r} \right)^v \right] \end{array} \right. \quad (\text{A.26})$$

$$\frac{d\gamma}{dz_b} = \frac{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}{V_e \cos \lambda_{se} \sin \phi_n} \quad (\text{A.27})$$

τ_0 est la contrainte de cisaillement à l'entrée de la zone primaire de cisaillement. La principale variable est la déformation due au cisaillement γ qui est calculée à partir de l'équation différentielle du premier ordre (A.27). Il existe une condition aux limites supplémentaire donnée par la déformation à la sortie de la zone primaire :

$$\gamma(z = h) = \gamma_h = \frac{v_s(z_b = h)}{V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n} = \frac{\|\mathbf{V}_c - \mathbf{V}\|}{V \cos \lambda_{se} \sin \phi_n} = \frac{\cos \alpha_{ne}}{\sin \phi_n \cos \eta_s \cos(\phi_n - \alpha_{ne})} \quad (\text{A.28})$$

Notons que les conditions aux limites (A.1) et (A.2), l'expression (A.16) de l'angle η_s donnant la direction de cisaillement et la condition (2.30) sont utilisées dans cette relation.

L'intégration de l'équation différentielle (A.27) sur la largeur de la bande conduit à :

$$\int_0^{\gamma_h} \frac{V_e \cos \lambda_{se} \sin \phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)} d\gamma - h = 0 \quad (\text{A.29})$$

En supposant connu l'angle normal de cisaillement ϕ_n , le seul paramètre inconnu dans cette équation non linéaire est la contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée de la bande de cisaillement primaire.

Chapitre V - Application du modèle et validation expérimentale

Dans les deux chapitres précédents, une méthode originale a été développée pour définir la géométrie du foret, le modèle thermomécanique de coupe oblique a ensuite été présenté. La combinaison de ces deux approches associées à une discrétisation des arêtes du foret permet d'établir une modélisation analytique du perçage. Le premier objectif de ce chapitre est d'appliquer cette méthode de modélisation afin de vérifier la compatibilité du modèle thermomécanique avec l'opération du perçage. Notons que ce modèle a été développé initialement pour des processus de chariotage et testé avec succès pour ce type d'opération. Des modifications de celui-ci s'avèrent être nécessaire pour tenir compte des caractéristiques particulières du perçage, ce qui nous amène finalement à utiliser une version modifiée que nous avons adaptée à cette opération. La seconde partie de ce chapitre est consacrée à la validation expérimentale. Deux géométries du foret et deux types de matériaux sont testés avec plusieurs conditions de coupe. A la fin du chapitre une ébauche d'une étude d'optimisation est présentée.

V.1 - Introduction

Les conditions dans lesquelles se déroule le perçage sont très difficiles : l'enlèvement de la matière se fait dans un milieu confiné à l'intérieur de la pièce et s'accompagne d'une importante génération de chaleur. En outre, l'écoulement du copeau est imposé par la géométrie de la goujure : il est emprisonné entre les parois du trou et les parois de la goujure. Le copeau en phase d'évacuation exerce sur le copeau en cours de formation des contraintes de compression influençant très certainement le cisaillement primaire. Ces conditions particulières vont aboutir à un angle de cisaillement, un écoulement du copeau et un contact avec frottement différents de ceux observés dans le cas de chariotage. Le choix des relations permettant de décrire correctement la variation de ces paramètres le long des arêtes de coupe est fondamental pour obtenir des bons résultats avec le modèle thermomécanique. Ces

particularités propres à l'opération de perçage doivent être prises en compte dans la détermination des paramètres du modèle thermomécanique.

V.2 - Application du modèle de perçage

L'approche de modélisation décrite au chapitre précédent permet d'appréhender l'opération de perçage pour une géométrie quelconque du foret caractérisée par sa définition CAO et pour des conditions quelconques de coupe. Les caractéristiques du matériau usiné sont introduites au travers de sa loi de comportement, de ses caractéristiques thermiques, de la loi de frottement à l'interface outil-copeau. L'application du modèle de perçage nécessite des données complémentaires relatives à l'angle de cisaillement, la direction de l'écoulement du copeau et le coefficient de frottement. Ces différents points sont précisés ci-après.

V.2.1- Angle de cisaillement

La connaissance de l'angle de cisaillement Figure 1, qui caractérise l'inclinaison de la zone primaire de cisaillement par rapport à la direction de coupe, est une donnée essentielle de la modélisation.

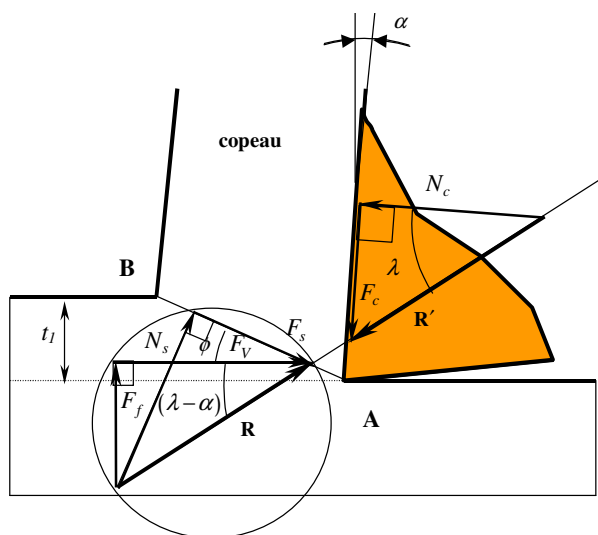


Figure 1. Coupe orthogonale, modèle du plan de cisaillement de Merchant

Dans la modélisation de la coupe orthogonale du plan de cisaillement de Merchant[1] et [2], les efforts de coupe et d'avance F_V et F_f sont donnés par :

$$F_v = \frac{w \tau t_0 \cos(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)}; \quad F_f = \frac{w \tau t_0 \sin(\lambda - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \lambda - \alpha)} \quad (5.1)$$

où w , τ , t_0 , λ , ϕ , sont respectivement la largeur de coupe la contrainte de cisaillement, l'angle moyen de frottement à l'interface outil/copeau et l'angle de cisaillement. Alors que le glissement maximal dans la zone primaire est donné par :

$$\gamma = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (5.2)$$

On voit ainsi que la valeur de l'angle de cisaillement conditionne le niveau des efforts et l'état de déformation dans la zone primaire. Le choix de cet angle est donc essentiel pour la modélisation de la coupe. Différentes relations existent dans la littérature, Tableau 1. Ces expressions expriment que l'angle de cisaillement est principalement fonction de l'angle de coupe et de l'angle moyen de frottement.

<i>Source</i>	<i>Equation</i>
<i>Analyse dimensionnelle</i>	$\phi = \psi(\alpha, \lambda)$
<i>Ernst et Merchant</i>	$\phi = 45 - \lambda/2 + \alpha/2$
<i>Merchant</i>	$\phi = \frac{\cot^{-1} K}{2} - \lambda/2 + \alpha/2$
<i>Stabler</i>	$\phi = 45 - \lambda + \alpha/2$
<i>Lee et Shaffer</i>	$\phi = 45 - \lambda + \alpha$
<i>Lee et Shaffer</i>	$\phi = 45 + \theta - \lambda + \alpha$
<i>Hücks</i>	$\phi = 45 - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \alpha$
<i>Hücks</i>	$\phi = \frac{\cot^{-1} K}{2} - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \alpha$

Tableau 1. Relations pour l'angle de cisaillement en coupe orthogonale, d'après Shaw[3], avec ϕ l'angle de cisaillement, λ l'angle de frottement, α l'angle de coupe, K une coefficient qui dépend de la matière usinée, μ le coefficient du frottement et θ est un constante qui dépend de l'arête rapportée.

D’après ces relations, l’angle de cisaillement est indépendant de la matière usinée. Des études expérimentales ont montré la défaillance d’un certain nombre des ces relations, Figure 2.

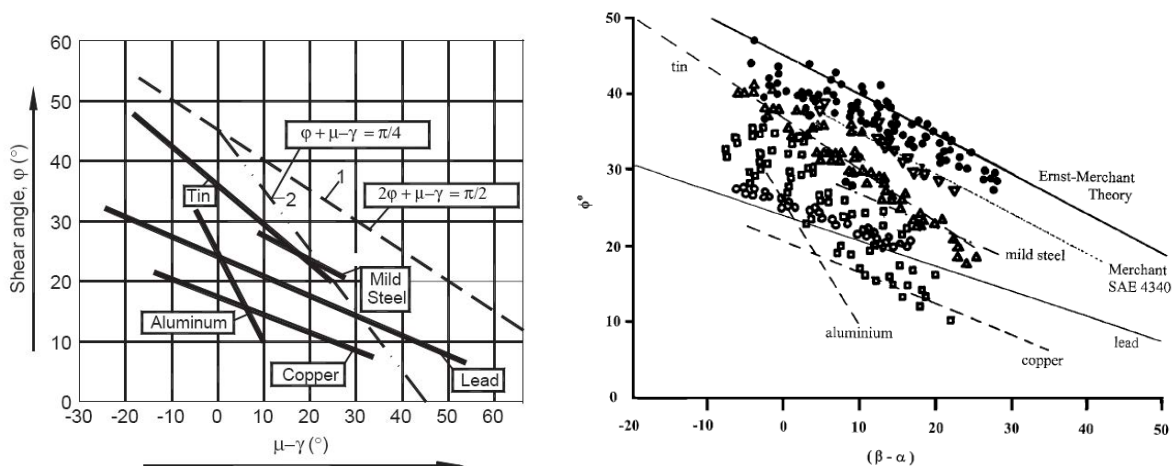


Figure 2. Comparaison entre l’angle de cisaillement calculé et mesuré pour plusieurs matériaux [4] et [5].

Dans le cas du perçage et au niveau d’une arête élémentaire, le copeau en cours de formation est soumis à des contraintes :

- de la part du copeau formé et ceci particulièrement lorsque l’évacuation de celui-ci n’est pas évidente comme c’est le cas dans les goujures du foret,
- de la part des copeaux adjacents, à noter que l’écoulement global du copeau de perçage impose des conditions de cisaillement à chaque copeau élémentaire.

Ces contraintes vont conditionner l’angle de cisaillement et sa distribution le long des arêtes de coupe. Watson [6] est sans doute le premier à avoir étudié l’influence de l’écoulement global ou intégral du copeau de perçage sur la distribution de l’angle de cisaillement (ses travaux ont été succinctement présentés dans le chapitre 2 avec en particulier la Figure 13).

Dans la modélisation du perçage présentée au chapitre précédent, l’angle de cisaillement est donné par la relation suivante :

$$\phi_n = A_1 + A_2 (\alpha_n - \lambda) \tag{5.3}$$

A_1 et A_2 sont des constantes qui dépendent de la matière usinée et de l’écoulement du copeau sous contrainte. Ces constantes A_1 et A_2 sont déterminées après essais de perçage, suivant une

procédure qui sera présentée dans la suite. L'angle expérimental de cisaillement peut être obtenu par des mesures de l'épaisseur du copeau et ceci à différentes positions radiales des arêtes de coupe, Figure 3.

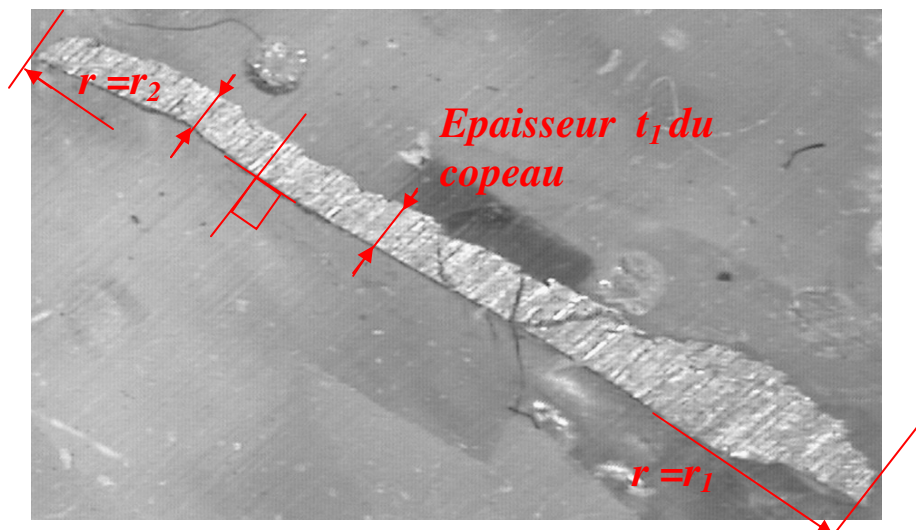


Figure 3. Variation de l'épaisseur déformée le long d'un copeau du perçage.

Le long des arêtes de coupe du foret, la vitesse et les angles de coupe varient, de ce fait l'épaisseur du copeau n'est pas uniforme.

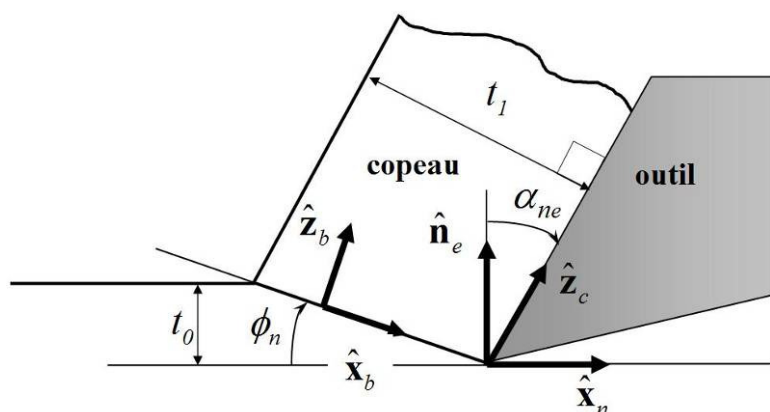


Figure 4. Vue dans le plan normal du copeau et de l'angle de cisailment lors de la coupe oblique.

La Figure 4 donne une vue schématique du copeau le long d'une arête élémentaire en coupe oblique, son épaisseur est t_1 , par une relation trigonométrique nous avons :

$$\tan \phi_n = \frac{t_0/t_1 \cos \alpha_n}{1 - t_0/t_1 \sin \alpha_n} \quad (5.4)$$

où ϕ_n est l'angle de cisaillement normal, α_n est l'angle normal de coupe. L'épaisseur t_0 du copeau avant le cisaillement primaire (épaisseur du copeau non déformé) est déterminée à partir de l'avance par la relation :

$$t_0 = -\frac{f}{2} (\hat{\mathbf{e}}_z \cdot \hat{\mathbf{n}}_e) = \frac{f}{2} \sin \kappa_{re} \cos \beta_e$$

avec $\tan \beta_e = \frac{V_f}{V_r} = \frac{f}{2\pi r}$ et $r = \sqrt{x^2 + y^2}$ (5.5)

Ainsi, pour un élément de copeau l'épaisseur initiale t_0 varie avec l'angle β_e (calculé à partir du rapport des vitesses d'avance et de rotation, variable avec la position radiale r) et avec l'angle de direction d'arête κ_{re} (variable également avec la position radiale r). La mesure de l'épaisseur du copeau t_1 pour différentes positions radiales r , la connaissance des angles pour ces positions radiales et la donnée de l'avance f permettent la détermination des angles de cisaillement expérimentaux à partir desquels les constantes A_1 et A_2 seront calculées.

V.2.2- Direction d'écoulement du copeau

La direction d'écoulement du copeau est définie par l'angle d'écoulement du copeau mesuré dans le plan tangent à la face de coupe, Figure 5. Dans le modèle thermomécanique proposé, au chapitre précédent, les arêtes de coupe ont été discrétisées en une série d'arêtes élémentaires travaillant généralement dans des conditions de coupe oblique. Pour chaque arête élémentaire i et donc pour chaque copeau élémentaire, une direction locale d'écoulement élémentaire est définie par un angle local η_c^i . Nous avons vu que la relation implicite donnant l'angle d'écoulement a été définie dans le cas de la coupe oblique libre. Dans le cas du perçage et de la coupe au niveau d'une arête élémentaire est oblique mais contrainte, par l'action des copeaux élémentaires adjacents, mais aussi par la forme géométrique de la goujure, plus généralement par l'espace entre la goujure et le trou percé qui impose un écoulement global au copeau de perçage. L'observation des copeaux obtenus lors du perçage montre que ces derniers ont une forme conique en spirale, Figure 6.

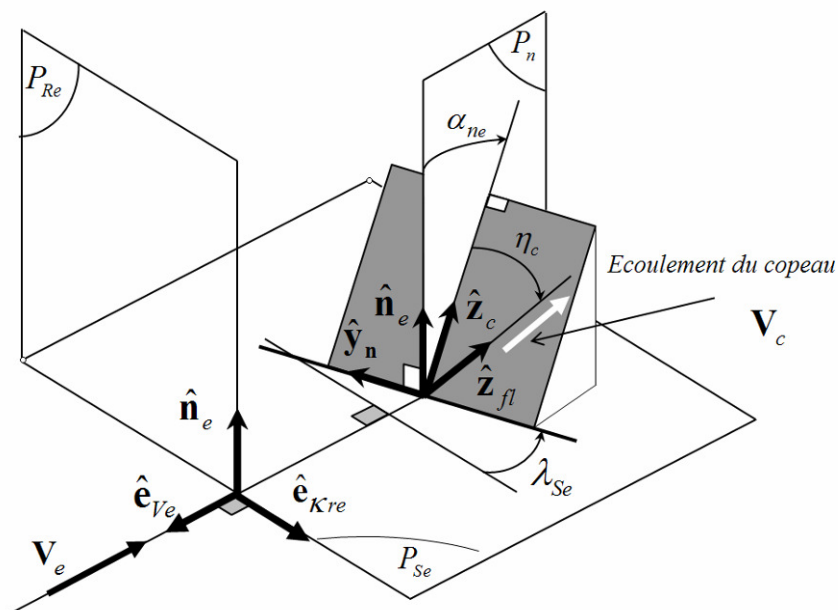
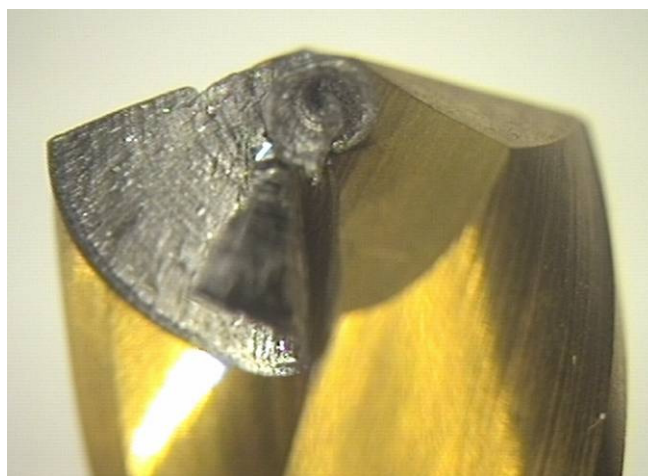


Figure 5. Direction d'écoulement du copeau définie dans le plan de la facette de coupe (tangente à la face de coupe au voisinage de l'arête).



(a)



(b)

Figure 6. (a) Copeau obtenu en perçage avec le foret de l'étude, (b) copeau repositionné dans la goujure et au voisinage de l'arête.

L'augmentation de la vitesse du coupe du centre vers les périphéries du foret a pour conséquent une variation de la vitesse d'écoulement du copeau le long des arêtes de la coupe. Du fait de cette évolution de la vitesse d'écoulement du copeau lors de sa formation, le copeau doit effectuer un mouvement de rotation pour respecter son intégrité et sa rigidité. Puis il s'écoule dans le goujure où il se courbe pour former une forme spirale conique. Ke et

al. [7] ont réalisé de nombreux essais avec des diamètres de foret, des vitesses d'avance et de coupe différents. Leur objectif était d'observer l'influence de ces paramètres sur la formation du copeau. Ils ont constaté que la forme spirale conique du copeau peut être déterminée à partir de la géométrie de la goujure du foret. Selon le travail de Ke et al., l'angle du cône et le diamètre maximal du copeau conique sont calculés à partir des paramètres géométriques du foret. La Figure 6 montre un copeau attaché à son arête de coupe, un copeau en forme de spirale conique. Les caractéristiques géométriques du copeau sont calculées, d'après Ke et al. [7] avec les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 AB &= \frac{D-w}{2} \\
 BC &= \frac{D}{2 \sin p} \\
 \eta &= \sin^{-1} \left(\frac{AB}{BC} \right) \\
 \theta' &= p - \eta
 \end{aligned}
 \tag{5.6}$$

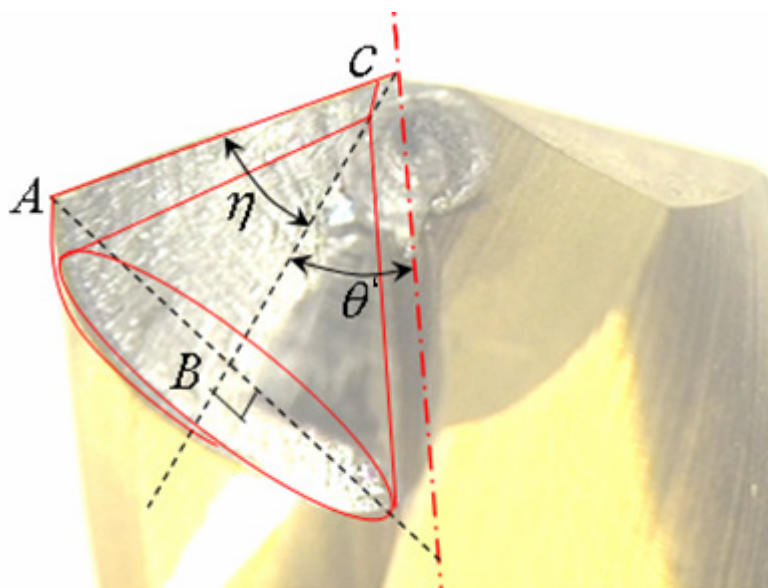


Figure 7. Élément de copeau replacé sur l'arête de coupe et dimensions caractéristiques.

Avec AB le rayon de la base, $2\theta'$ l'angle du cône, $2p$ l'angle du sommet du foret. Des mesures effectuées sur les copeaux obtenus après essais ont montré la validité des relations proposées.

La connaissance des dimensions du copeau conique est insuffisante pour définir la direction globale de l'écoulement pour définir ensuite la direction locale au niveau de chaque arête élémentaire. La détermination de ces directions locales est d'autant plus délicate que la face de coupe au voisinage des arêtes de coupe est une surface gauche (surface de la goujure pour les arêtes principales).

Proposition pour le calcul des directions locales d'écoulement du copeau :

On définit à partir des dimensions calculées par l'approche de Ke et al. [7] des cônes de demi-angle au sommet $\frac{\pi}{2} - \theta'$ d'axe celui du foret, la pointe du cône est inversée par rapport à la pointe du foret, Figure 8 a. En un point P , centre d'une arête élémentaire la direction d'écoulement du copeau élémentaire correspond à la tangente à la courbe intersection de la face de coupe et du cône passant par ce point. Les directions locales obtenues aux différentes arêtes de coupe du foret sont données par la Figure 8 b.

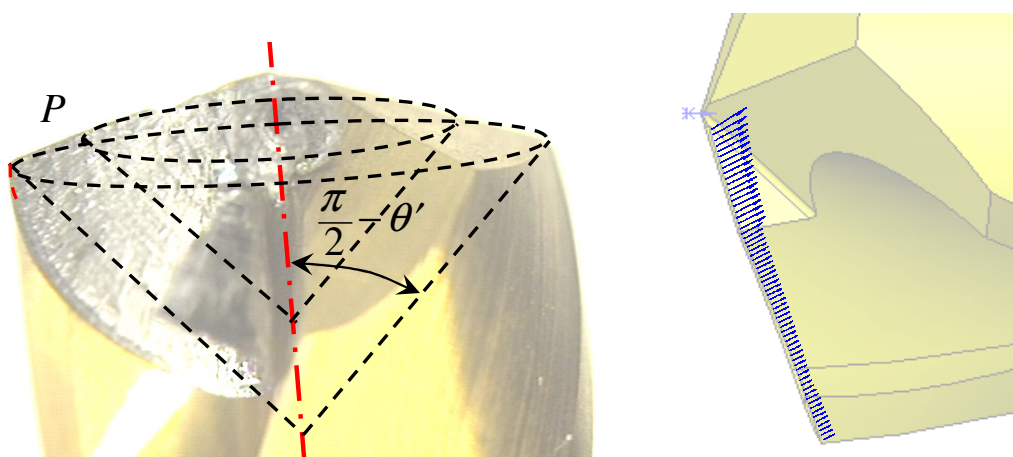


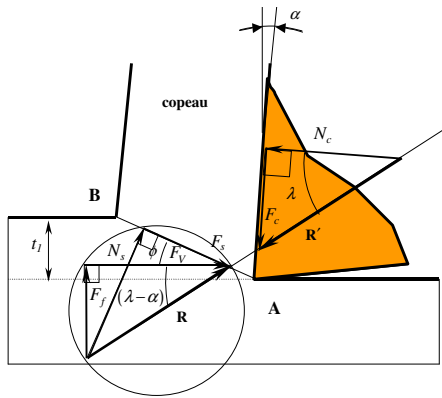
Figure 8. Proposition pour le calcul des directions locales d'écoulement des copeaux élémentaires (a) Cônes construits à partir de l'approche proposé, (b) distribution des directions locales d'écoulement calculées.

Comme le montre la Figure 8 b, la proposition permet de respecter la condition d'écoulement global du copeau. En particulier au passage de l'arête principale courbe à l'arête secondaire centrale rectiligne, il n'y a pas de discontinuité forte dans la direction de l'écoulement du copeau, ce point sera de nouveau discuté par la suite.

V.2.3- Frottement à l'interface outil-copeau

Les conditions du contact et du frottement à l'interface outil-copeau pendant le perçage sont très compliquées. Elles sont influencées par plusieurs facteurs comme la vitesse d'avance et la vitesse de coupe, la géométrie du foret, la matière usinée et le matériau du foret, plus particulièrement celui du revêtement si celui-ci est revêtu. Ces éléments affectent significativement la pression locale, la vitesse relative du copeau par rapport à l'outil et par conséquent l'échauffement local et donc la température locale. L'évaluation de l'influence de ces paramètres est complexe et la détermination expérimentale des conditions tribologiques à l'interface outil-copeau est extrêmement délicate.

Pour étudier le contact avec frottement au niveau de l'interface outil-copeau, il est généralement supposé que le copeau est un corps rigide qui glisse avec frottement sur la face de coupe et le modèle de Coulomb avec un coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ est le plus souvent utilisé. Pour un couple outil-matière, le coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ peut alors être calculé à partir des efforts mesurés lors d'essais de coupe orthogonale, Figure 9.



$$\bar{\mu} = \frac{F_f + F_V \tan \alpha}{F_V - F_V \tan \alpha} \quad (5.7)$$

$$\bar{\mu} = \tan \lambda$$

Figure 9. Détermination du coefficient de frottement moyen à partir des efforts mesurés en coupe orthogonale.

F_f et F_V sont respectivement l'effort d'avance et l'effort de coupe et α l'angle de coupe, λ est l'angle moyen de frottement.

Les conditions extrêmes de pressions, de vitesses et de températures obtenues à l'interface outil-copeau ont amené Moufki et al. [8] à supposer que le coefficient moyen de frottement $\bar{\mu}$ est fonction de la température moyenne à l'interface outil-copeau \bar{T}_{int} .

$$\bar{\mu} = \bar{\mu}_0 \left(1 - \left(\frac{\bar{T}_{int}}{T_f} \right)^q \right) \quad \text{avec} \quad \lambda = \tan^{-1} \bar{\mu} \quad (5.8)$$

Les auteurs ont supposé que les effets de la pression et de la vitesse sur le coefficient du frottement se manifestent au travers l'évolution de la température moyenne à l'interface. L'échauffement du copeau à l'interface outil-copeau est supposé uniquement généré par le glissement avec frottement du copeau suivant une certaine longueur de contact. La température à l'interface outil-copeau reste difficile à mesurer expérimentalement, des mesures ont cependant été effectuées avec des thermocouples insérés dans les plaquettes d'usinage ou avec des caméras de thermographie infrarouge, voir par exemple Rech Figure 10 [9].

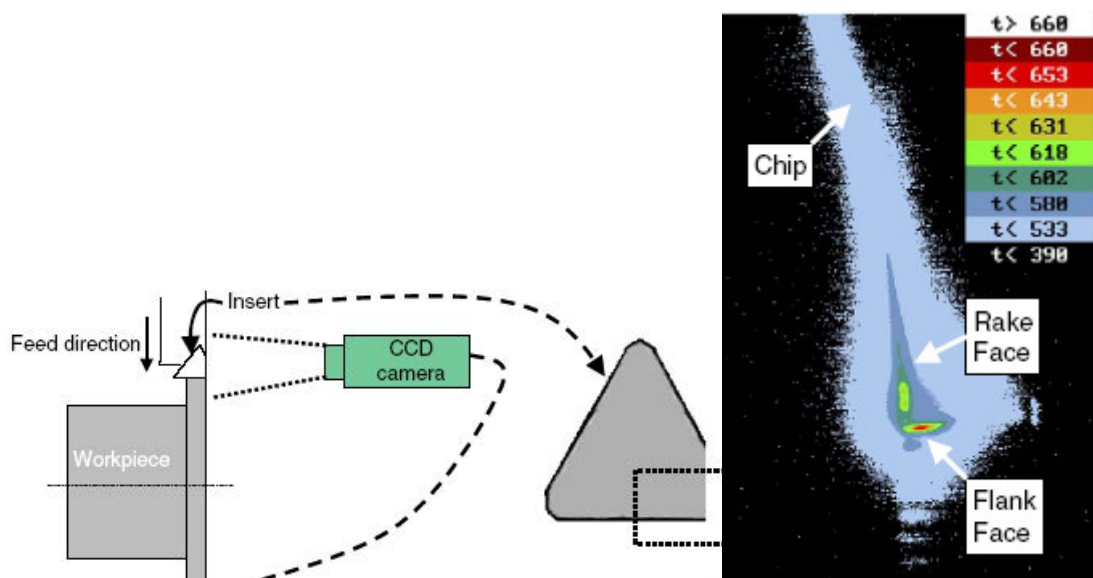


Figure 10. Mesure de la température à l'interface outil-copeau lors de la coupe orthogonale, d'après Rech [9].

L'échauffement du copeau dans cette région est provoqué à la fois par le frottement et par la déformation plastique dans la zone secondaire de cisaillement. Le contact n'est pas strictement glissant à l'interface, le contact à l'interface outil-copeau peut se décomposer en deux zones :

- dans la première, au voisinage de l'arête de coupe, le copeau colle à la face de coupe ce qui conduit à des déformations importantes en cisaillement,
- dans la deuxième le copeau glisse avec frottement sur la face de coupe.

Le collage, et plus généralement cette décomposition en deux zones ne sont pas le plus souvent considérés dans les modèles de coupe et en particulier dans la loi de frottement (5.8).

Malgré ces remarques, dans notre modélisation du perçage, en première approche, une loi de frottement de type Coulomb avec un coefficient de frottement moyen a également été utilisée. Ce coefficient n'est sans doute pas constant pour toutes les facettes de coupe, en effet la température varie le long des arêtes de coupe, comme le montre les résultats de l'étude expérimentale et théorique de Bono et Ni [10], Figure 11.

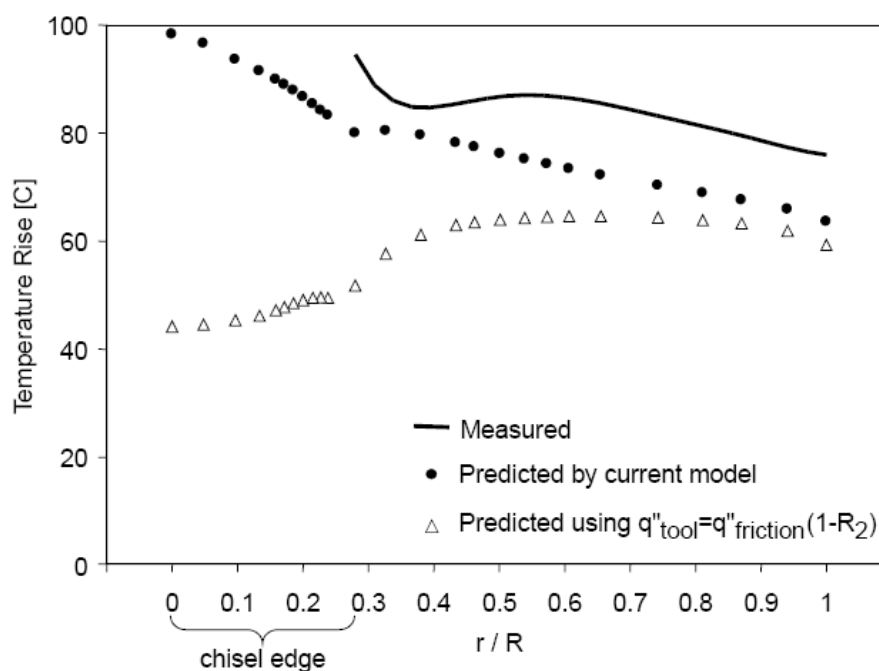


Figure 11. La température le long des arêtes du foret selon Bono et al. [10].

La courbe mesurée, Figure 11, montre une augmentation de la température vers l'âme du foret et possède un premier maximum sur l'arête principale. Le foret testé était un foret hélicoïdal classique avec une âme non amincie.

Après ces remarques sur l'application du modèle de perçage et ses limites, nous présentons les essais de perçage et la validation du modèle.

V.3 - Dispositif expérimental

La machine :

Les essais présentés dans ce travail ont été réalisés sur un centre d'usinage à grande vitesse Rödgers RP600, Figure 12. Les caractéristiques principales de cette machine sont présentées ci-dessous.



Figure 12. Centre d'Usinage 3 axes à Grande Vitesse Rödgers RP600.

Caractéristiques :

Capacité d'usinage maximale	:	500x500x300
Vitesse de broche maximale	:	36000 tr/min
Vitesse maximale d'avance	:	60 m/min
Commande numérique	:	RMS 6.0
Lubrification	:	Extérieure ou centre broche

Système de mesure d'efforts :

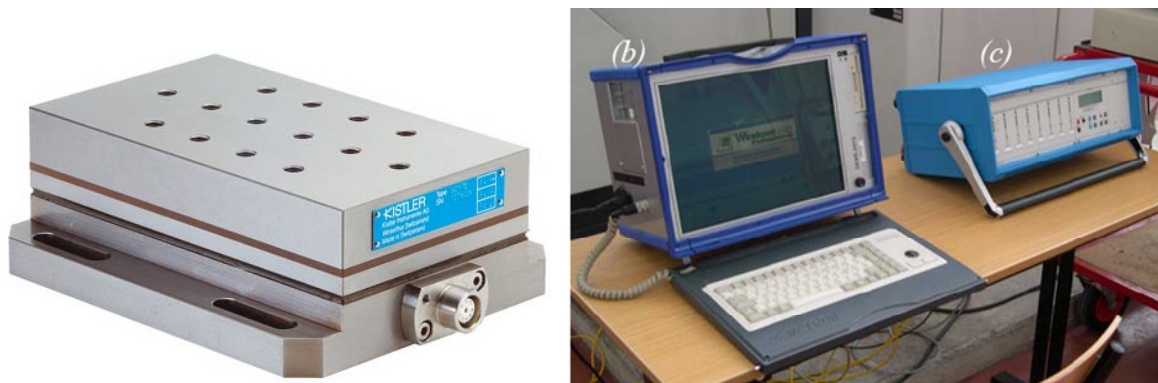
Deux méthodes de mesure des efforts de coupe en usinage ont été utilisées : directe et indirecte. Quand la mesure s'effectue au niveau du porte-outil ou de la pièce la méthode est dite directe. La méthode indirecte consiste à déterminer les efforts de coupe à travers des valeurs physiques d'autres organes de la machine qui sont elles mesurées. Les efforts de coupe sont calculés à partir d'un étalonnage.

Les systèmes conçus pour la mesure directe des efforts au niveau du porte outil ou de la pièce utilisent communément des jauges de déformation ou des capteurs piézoélectriques. Les capteurs piézoélectriques sont utilisés, soit au niveau du porte outil, soit au niveau de la pièce usinée. Une différence de potentielle est délivrée par les capteurs piézo-électriques lorsqu'ils sont soumis aux charges mécaniques. Ce signal amplifié est proportionnel aux charges qui sont appliquées. Le signal est enregistré à partir d'un instant donné et pendant l'intervalle de temps souhaité. Ces valeurs stockées sont ensuite transmises à un ordinateur afin de les traiter. Les limites de cette technique sont actuellement atteintes pour les mesures des efforts avec d'importantes vitesses de rotation de broche au delà de 10 000 tr/min du fait des perturbations vibratoires élevées. La mesure indirecte est réalisée généralement sur les courants de commande au niveau des moteurs d'avances ou du moteur de broche. L'identification des efforts est assurée par la fonction de transfert liant les mesures aux efforts. Cette fonction est établit grâce à un étalonnage.

Matériel de mesure utilisé

Pour mesurer les efforts de coupe pendant les essais réalisés dans ce travail, nous avons utilisé une platine dynamométrique Kistler 6 composantes de type 9265B, Figure 13, fixée à la table et sur laquelle est fixé un étau support de pièce. Cette platine comporte 4 capteurs piézo-électriques, Figure 13, délivrant chacun trois différences de potentiel correspondant aux trois directions d'effort x, y et z. Ces axes sont ceux de la platine et ne correspondent pas à ceux de la pièce ou de l'outil. L'intérêt de ce type de platine est de proposer trois valeurs d'efforts globaux à partir desquels trois moments peuvent être éventuellement déduits. Elle s'adapte ainsi à toute opération de fraisage ou de perçage. De plus, il s'agit d'un modèle assez rigide ce qui permet d'explorer une gamme de déplacements et de conditions de coupe intéressante. Une sommation des signaux est déjà effectuée sur les axes x et y au niveau de la platine ce qui donne huit signaux de sortie : X_{1+2} , X_{3+4} , Y_{1+4} , Y_{2+3} , Z_1 , Z_2 , Z_3 et Z_4 exprimés alors en pico-

Coulomb. Ces signaux sont amplifiés à l'aide d'un amplificateur Kistler type 5017B à 8 canaux, Figure 13 (c). Les 8 signaux amplifiés sont récupérés et enregistrés à l'aide d'une console d'acquisition 16 voies DEWETRON de type PC, Figure 13 (b).



(a)

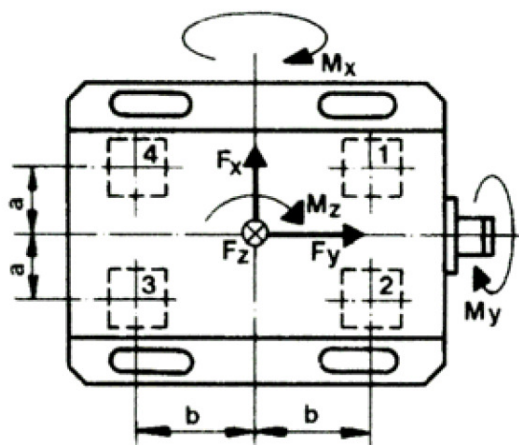


Figure 13. (a) Platine Kistler dotée de quatre capteurs piézoélectriques employés pour la mesure des efforts ainsi que la console d'acquisition (b) et l'amplificateur (c).

Traitement des signaux

Les signaux de charge obtenus à la sortie sont exprimés en pico-Coulomb. Les forces en Newton sont calculées à partir de ces signaux en tenant compte des caractéristiques de sensibilité de la platine suivant les trois axes ($s(x)$, $s(y)$ et $s(z)$ en pico-Coulomb/N) et des constantes d'amplification utilisées (TS en pico-Coulomb/UM et SC en UM/V, UM : Unité de Mesure). Les valeurs des huit signaux sont transformées en valeurs d'efforts moyennant les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 F_{X_{1+2}} &= X_{1+2} \times SC \times TS / s(X), & F_{X_{3+4}} &= X_{3+4} \times SC \times TS / s(X) \\
 F_{Y_{1+4}} &= Y_{1+4} \times SC \times TS / s(Y), & F_{Y_{2+3}} &= Y_{2+3} \times SC \times TS / s(Y) \\
 F_{Z_1} &= Z_1 \times SC \times TS / s(Z), & F_{Z_2} &= Z_2 \times SC \times TS / s(Z) \\
 F_{Z_3} &= Z_3 \times SC \times TS / s(Z), & F_{Z_4} &= Z_4 \times SC \times TS / s(Z)
 \end{aligned} \tag{5.9}$$

Les efforts globaux exercés sur la platine sont calculés à partir des relations suivantes :

$$\left. \begin{aligned}
 F_X &= F_{X_{1+2}} + F_{X_{3+4}} \\
 F_Y &= F_{Y_{1+2}} + F_{Y_{3+4}} \\
 F_Z &= F_{Z_1} + F_{Z_2} + F_{Z_3} + F_{Z_4} \\
 M_X &= b \times (F_{Z_1} + F_{Z_2} - F_{Z_3} - F_{Z_4}) \\
 M_Y &= a \times (-F_{Z_1} + F_{Z_2} + F_{Z_3} - F_{Z_4}) \\
 M_Z &= b \times (-F_{X_{1+2}} + F_{X_{3+4}}) + a \times (F_{Y_{1+4}} - F_{Y_{2+3}})
 \end{aligned} \right\} \tag{5.10}$$

(repère platine)

où a et b sont les distances entre le centre de mesure et les capteurs, Figure 13. Ces valeurs correspondent aux actions mécaniques de la pièce sur la platine donc à ceux de l'outil sur la pièce. Une projection dans le repère global (X, Y, Z) est nécessaire afin d'obtenir les efforts et les moments globaux exercés sur l'outil suivant les axes pièce ou outil. Les caractéristiques de la platine sont : $s(x) = s(y) = 7,92$ picoCoulomb/N, $s(z) = 3,56$ picoCoulomb/N, $a = 30,5$ mm et $b = 58,5$ mm. La vitesse de rotation de la broche ne dépassant pas les 2 000 tr/min, des conditions de coupe stables sont observées pour la majorité des essais réalisés dans ce travail. Aucun filtrage des signaux n'a été utilisé dans cette étude expérimentale.

V.4 - Validation expérimentale du modèle de perçage

Les résultats obtenus avec le modèle développé dans ce travail sont comparés avec les résultats d'essais de perçage réalisés avec le centre d'usinage Röders RP600. Le modèle a également été validé sur des résultats expérimentaux tirés de la littérature.

V.4.1- Perçage du 42CrMo4, validation du modèle.

Le matériau usiné

Les essais ont été réalisés sur un acier produit par la Société Ascométal CREAS (Hagondange) :

- Le 42CrMo4 (AISI 4142) un acier faiblement allié utilisé dans l'industrie automobile et pour la fabrication de bielles, entre autres.

La composition chimique de cette nuance est la suivante (% massique) :

C(0.425), Cr (1.180), Mn (0.749), Si (0.266), Ni (0.232), Cu (0.227), Mo (0.154), S (0.029), Al (0.027), As (0.022), P (0.016), N (0.008), Ti (0.005).

Le comportement de ce matériau a été modélisé par la loi de Johnson-Cook, les caractéristiques du matériau associées à la loi de comportement ont été identifiées à partir des résultats d'essais de compression avec des vitesses de déformation allant de 10^{-3} à $10^{+4} s^{-1}$ et des températures allant de l'ambiante à $700^{\circ}C$ [11] :

$$\begin{aligned} A &= 612 \text{ MPa}; B = 436 \text{ MPa}; \dot{\gamma}_0 = 0.001 s^{-1}; \\ n &= 0.15; m = 0.008; \nu = 1.46; \\ T_r = T_w &= 293^{\circ} K; T_m = 1793^{\circ} K. \end{aligned} \tag{5.11}$$

Les autres paramètres matériau nécessaires sont:

$$\rho = 7800 \text{ Kg}/m^3; c = 500 \text{ J}/(\text{Kg} \cdot ^{\circ} K), \quad \beta = 0.9, \quad k = 54 \text{ W}/(m \cdot ^{\circ} K). \tag{5.12}$$

Les essais d'usinage ont été réalisés à sec, usinage propre plus respectueux de l'environnement, l'usinage à sec est un des thèmes étudiés dans notre laboratoire.

Le foret utilisé

Pour valider le modèle développé et le choix de certains paramètres, des essais du perçage ont été réalisés. L'outil utilisé était celui présenté dans l'étude géométrique, Chapitre 3 de ce mémoire. Ce foret est fabriqué par la Société DIAGER Industrie (Poligny, Jura), les caractéristiques en sont les suivantes :

Caractéristiques du foret	
<i>Référence Diager Ind.</i>	2432
<i>Diamètre d</i>	8 mm
<i>Angle d'hélice</i>	30°
<i>Angle de la pointe 2p</i>	140°
<i>Matière du foret</i>	Carbure MK15
<i>Revêtement</i>	TiN

Tableau 2. Paramètres nominaux du foret testé.

Le foret utilisé présente une âme amincie avec des angles de coupe de faibles valeurs sur l'arête centrale, de ce fait dans la modélisation du perçage nous supposons que la zone d'indentation est très petite au voisinage de l'axe du foret et ne conduit pas à des efforts axiaux significatifs.

Détermination de l'angle de cisaillement

La méthode décrite précédemment (paragraphe 2.1 de ce chapitre) pour la détermination expérimentale de l'angle de cisaillement, est employée. Les copeaux de perçage ont été récupérés, observés et des mesures d'épaisseurs ont été réalisées permettant de déterminer les angles de cisaillement expérimentaux pour différentes avances et différents angles normaux de coupe, relation (5.3) rappelée ci-dessous. Trois vitesses d'avance ont été choisies : ($f = 0,1 ; 0,125 ; 0,15$ mm/tr). Les constantes A_1 et A_2 de la relation du modèle de coupe, rappelée ci-dessous, sont calculées à partir des mesures expérimentales.

$$\phi_n = A_1 + A_2 (\alpha_n - \lambda) \quad (5.13)$$

$$\tan \phi_n = \frac{t_0/t_1 \cos \alpha_n}{1 - t_0/t_1 \sin \alpha_n} \quad (5.14)$$

Les Figure 14 a, b et c donnent les résultats des mesures en termes d'angles de cisaillement en fonction de la différence $(\alpha_n - \lambda)$ exprimée en radians, λ est l'angle de frottement, $\lambda = \tan^{-1} \bar{\mu}$, avec $\bar{\mu}$ coefficient de frottement moyen choisi constant et égal à 0,95 comme

cela est justifié au paragraphe suivant. Avec les hypothèses choisies, A_2 est trouvé indépendant de l'avance et égal à 0,21, la constante A_1 apparaît dépendante de l'avance et varie pour les conditions retenues de 0,30 à 0,44. Dans la suite la valeur de cette constante est prise égale à la moyenne des trois valeurs trouvées, soit $A_1 = 0,36$.

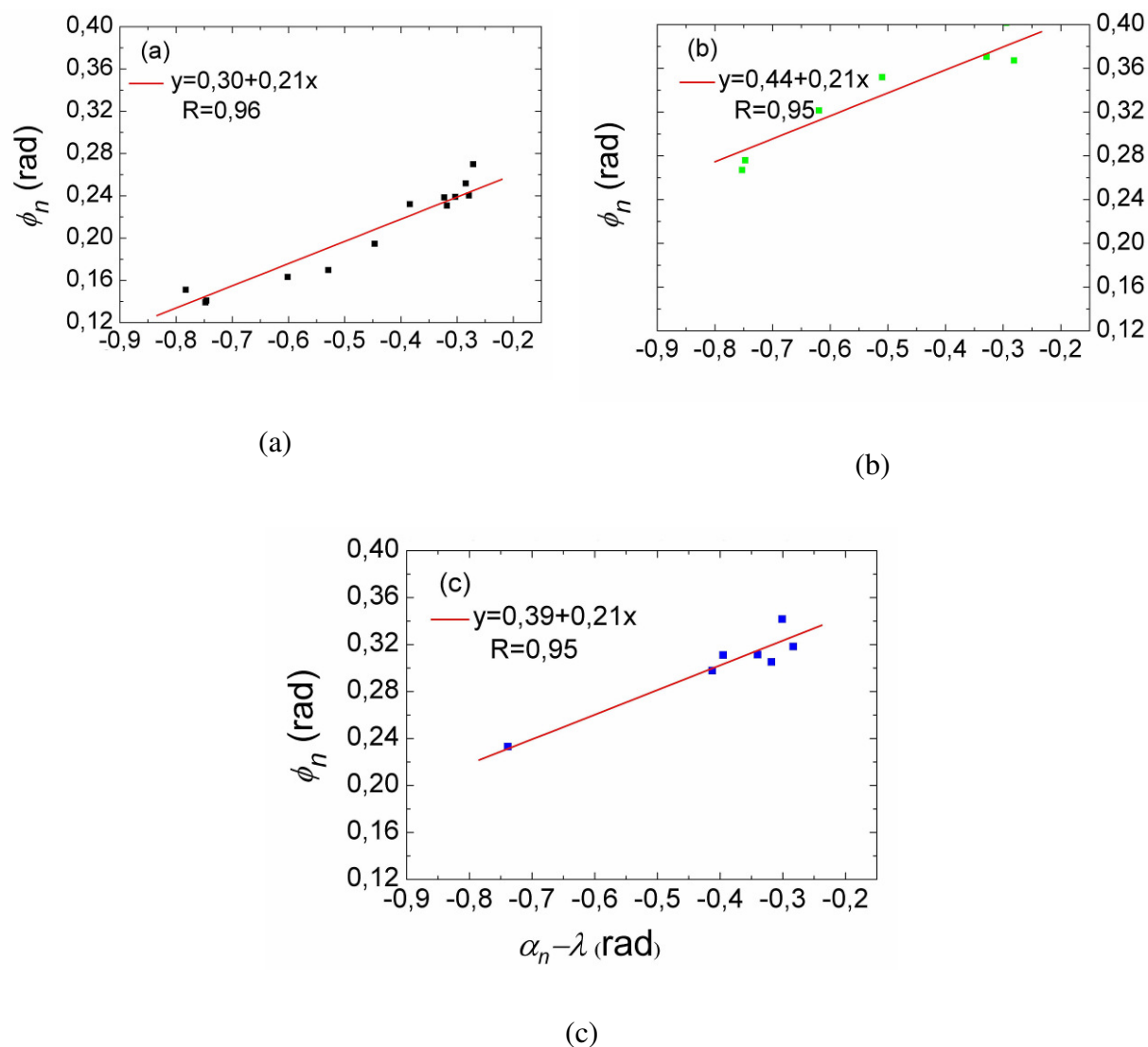


Figure 14. Détermination des constantes de la relation donnant l'angle normal de cisaillement pour l'avance égale à 0,1 mm/tr (a), 0,125 mm/tr (b) et 0,15 mm/tr (c).

Pour illustrer les différences entre les relations donnant l'angle de cisaillement, la Figure 15 présente la répartition de l'angle de cisaillement sur les arêtes de coupe du foret retenu pour l'étude et ceci pour les trois relations suivantes :

- Relation de Ernst et Merchant [2] :
$$\phi = \frac{\pi}{4} + \frac{1}{2}(\alpha_n - \lambda)$$
- Lee et Schaffer [12] :
$$\phi = \frac{\pi}{4} + \left(\frac{\alpha_n}{2} - \lambda \right)$$
- et la loi retenue : $\phi_n = A_1 + A_2(\alpha_n - \lambda)$ avec $A_1 = 0,36$ et $A_2 = 0,21$, (Merchant généralisée).

Les valeurs négatives de l'angle de cisaillement observées avec la relation de Lee et Shaffer ne sont pas réalistes Figure 15, Ernst et Merchant donnent des valeurs trop importantes, non applicables dans le cas de la coupe lors du perçage. Enfin la loi retenue donne de faibles discontinuités au passage d'une portion d'arête à l'autre.

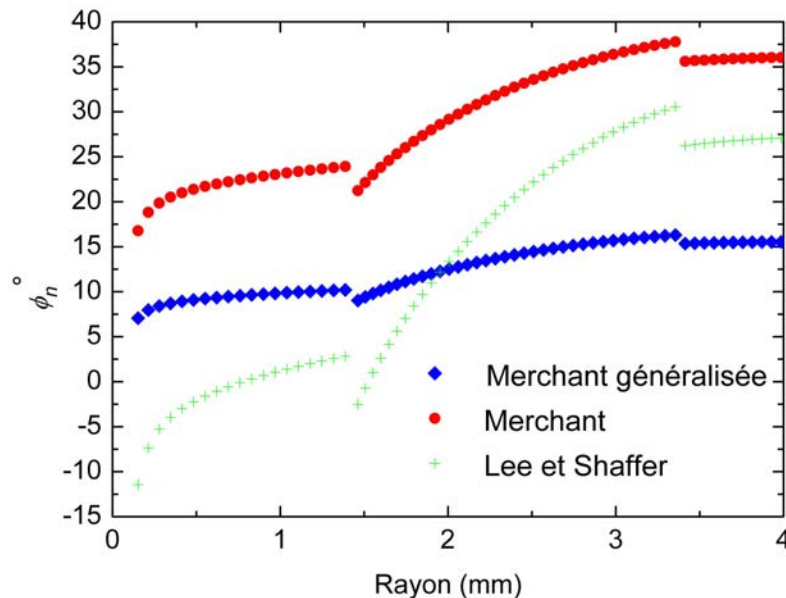


Figure 15. L'évolution de l'angle normal de cisaillement le long des arêtes du foret, pour les trois relations.

Validation du modèle, Détermination des efforts : effort axial et couple

Des essais du perçage à sec ont été réalisés avec plusieurs vitesses de rotation et plusieurs avances, le Tableau 3 récapitule les conditions des essais, les caractéristiques du foret utilisé sont données au Tableau 2. Le but de ces essais était de vérifier et de valider la modélisation du perçage.

Matériau usiné	42 CrMo4
Vitesses de rotation (tours/min)	1000, 1500 , 2000
Avances (mm/tour)	0,1 ; 0,125 ; 0,15

Tableau 3. Les vitesses de rotation et les avances employées dans les essais du perçage.

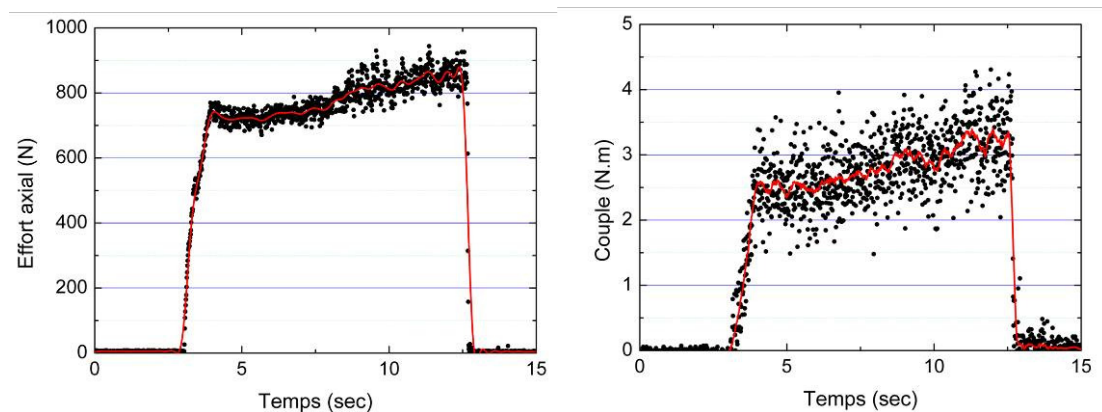


Figure 16. Les signaux mesurés par la platine Kistler pendant le perçage.

La Figure 16 donne un exemple des signaux enregistrés pendant les essais. On remarque la présence de deux phases :

- La pénétration qui correspond à l’engagement progressive des arrêtes du foret depuis le centre jusqu’à la périphérie de celui-ci. Pendant cette phase les efforts croient progressivement jusqu’à un certain seuil.
- La phase de perçage proprement dite caractérisée par deux tendances : une stabilisation des efforts en un premier temps, puis une croissance de ceux-ci avec l’augmentation de la profondeur du trou.

L’augmentation des efforts de coupe avec la profondeur du trou percé, peut avoir comme causes :

- l’évacuation des copeaux qui devient plus difficile avec l’augmentation de la profondeur percée, ceci ayant pour conséquence une éventuelle variation de l’épaisseur du copeau et donc des angles de cisaillement, Ni et al. [13],

- le frottement entre les listels et la paroi du trou percé.

Cette variation des efforts n'a pas été l'objet de cette présente étude, Seules les valeurs atteintes après pénétration complète du foret ont été retenues dans la suite.

Les efforts axiaux et les couples mesurés et les résultats calculés par le modèle sont donnés au Tableau 4 et présentés à la Figure 17. Les erreurs relatives sont relativement faibles, ce qui montre un bon accord entre les valeurs calculées et les valeurs mesurées validant ainsi la modélisation et la démarche proposée.

Conditions de coupe				
Vitesse de rotation (tr/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Pred, Thermomécanique	Résultats expérimentaux	% Erreur Relative
1000	0.1	803	800	0.6
1000	0.125	994	1000	-0.4
1000	0.15	1181	1140	3.5
1500	0.1	805	850	-5.6
1500	0.125	996	1020	-2.4
1500	0.15	1184	1140	4.0
2000	0.1	806	860	-6.7
2000	0.125	998	1010	-1.4
2000	0.15	1187	1150	3.2
Conditions de coupe				
Vitesse de rotation (tr/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Pred, Thermomécanique	Résultats expérimentaux	% Erreur Relative
1000	0.1	2.54	2.65	-4.2
1000	0.125	3.16	3.52	-10.2
1000	0.15	3.78	3.81	-0.8
1500	0.1	2.55	2.41	5.8
1500	0.125	3.17	3.05	3.9
1500	0.15	3.79	3.71	2.2
2000	0.1	2.55	2.5	2.0
2000	0.125	3.18	3.24	-1.9
2000	0.15	3.8	3.91	-2.8

Tableau 4. Comparaison entre l'effort et le couple mesuré et calculé avec le modèle thermomécanique.

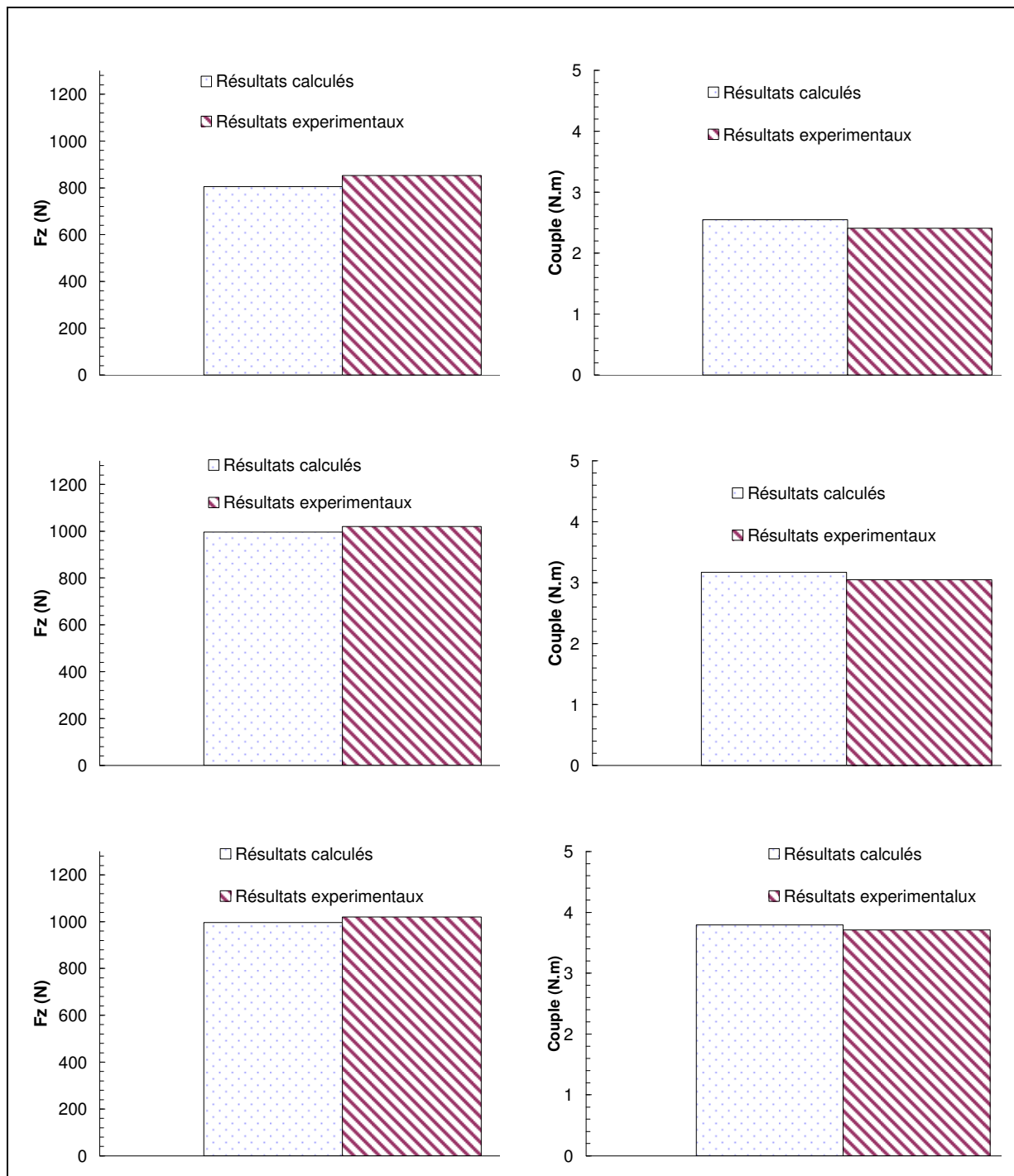


Figure 17. Comparaison entre les résultats expérimentaux et les valeurs calculées par le modèle de perçage.

La validation du modèle peut se poursuivre par l'étude de la phase de pénétration du foret. Cette phase de pénétration nous permet également d'étudier l'action de chaque élément des arêtes et en particulier de voir la contribution de l'arête centrale.

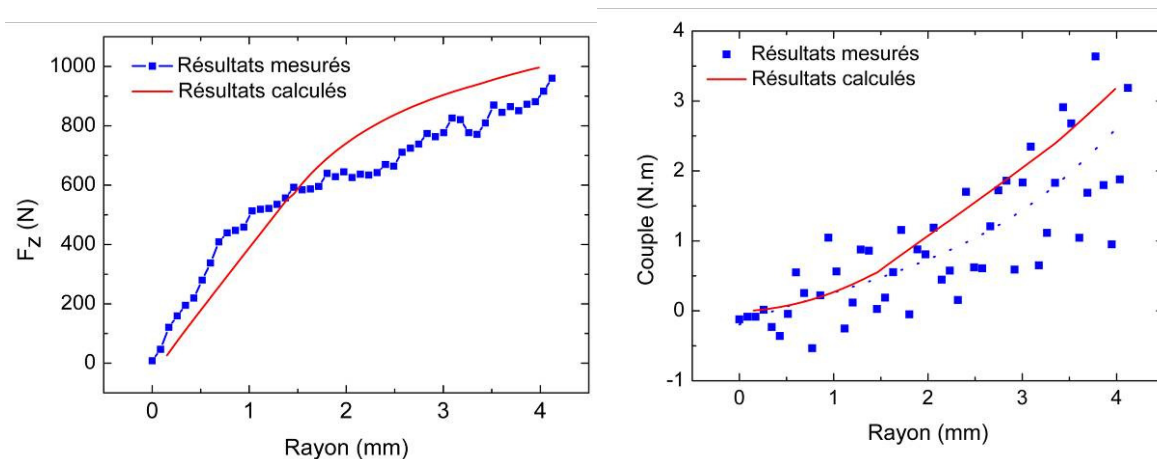


Figure 18. L'effort axial et le couple mesurés et calculés pendant la phase de pénétration du foret en fonction du rayon engagé.

Les Figure 18 correspond à l'évolution de l'effort axial et du couple durant la phase de pénétration du foret et ceci en fonction du rayon engagé (le rayon du foret est 4 mm). Les courbes en trait fin continu correspondent à la modélisation. On remarque que pour l'effort axial, les résultats du calcul sont très proches des points expérimentaux, les différences observées sont très faibles, l'approche retenue négligeant l'indentation se produisant au niveau de l'âme du foret est ici justifiée et ceci pour le foret de l'étude. Pour ce qui concerne le couple, les valeurs calculées sont légèrement supérieures et surestiment la tendance expérimentale, il est à noter que le signal expérimental du couple présente de fortes variations. Durant cette phase de pénétration. Dans les deux courbes obtenues avec le modèle, un changement de pente est observé, il correspond au passage de l'arête centrale à l'arête principale dans le travail du foret. La courbe de variation de l'effort axial voit sa pente diminuer, cette tendance est également obtenue avec les points expérimentaux. Cela montre que la majeure partie de l'effort axial est généré par les arêtes centrales du foret, l'intervention des arêtes principales lors de la pénétration conduit à des efforts axiaux de moindre importance. Dans le cas du couple, la pente augmente lors de la mise en action des arêtes principales, ceci ne correspond pas forcément à une augmentation des efforts sur ces arêtes c'est simplement l'augmentation de la distance à l'axe qui est responsable du couple plus important créé par les arêtes principales.

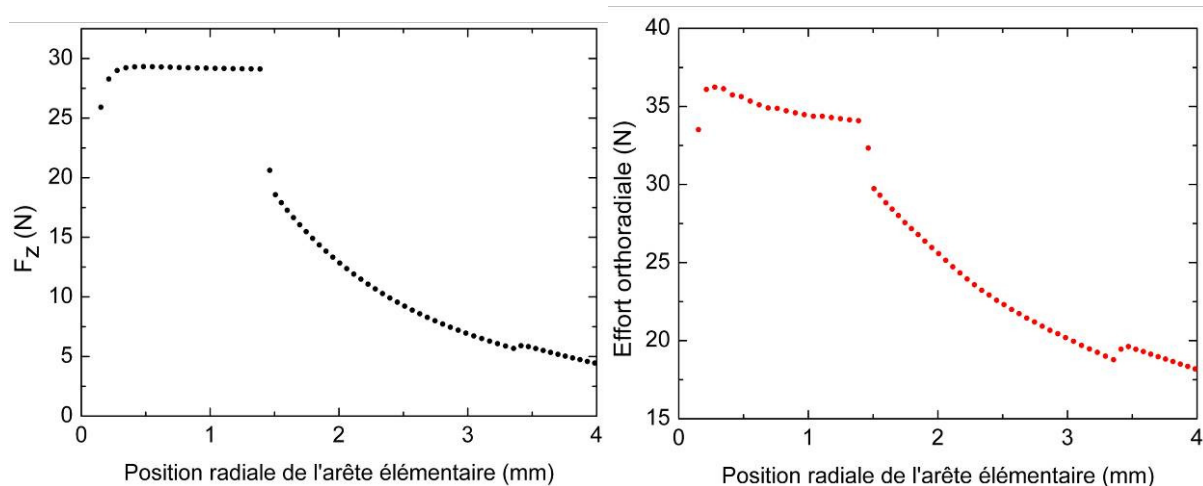


Figure 19. Incrément d'effort axial et d'effort circonférentiel élémentaires calculés pour chacune des arêtes élémentaires du foret.

La Figure 19 confirme ces tendances, elle donne les incréments dF_z et dF_θ des efforts axiaux et circonférentiels calculés pour chaque arête élémentaire, on distingue clairement l'apport de chacune des arêtes du foret, arête centrale, arête principale en deux parties. On remarque clairement que ce sont bien les arêtes centrales qui contribuent le plus aux efforts globaux.

V.4.2- Discussion

Les efforts de coupe ont été calculés avec le modèle de perçage développé dans ce travail, après avoir validé la démarche de modélisation en comparant les résultats des calculs avec l'expérience, nous proposons ci-dessous d'étudier l'influence des principaux paramètres.

Influence de l'angle de cisaillement

La Figure 15 présente les résultats des calculs pour deux relations donnant l'angle de cisaillement :

- La loi d'Ernst et Merchant : $\phi = \frac{\pi}{4} + \frac{1}{2}(\alpha_n - \lambda)$;
- La loi de Merchant généralisée, retenue dans le modèle : $\phi_n = A_1 + A_2(\alpha_n - \lambda)$.

avec $A_1 = 0,36$ et $A_2 = 0,21$,

L'angle de frottement a été choisi constant et égal à $\lambda = \tan^{-1} \bar{\mu}$ avec $\bar{\mu} = 0,95$

Trois avances 0,10 ; 0,125 et 0,15 mm/tour, et une vitesse de rotation $N = 1000$ tours/min ont été choisies pour les calculs. Les résultats des calculs en termes d'effort axial et de couple sont comparés entre eux et avec les valeurs expérimentales également reportées sur la Figure 20.

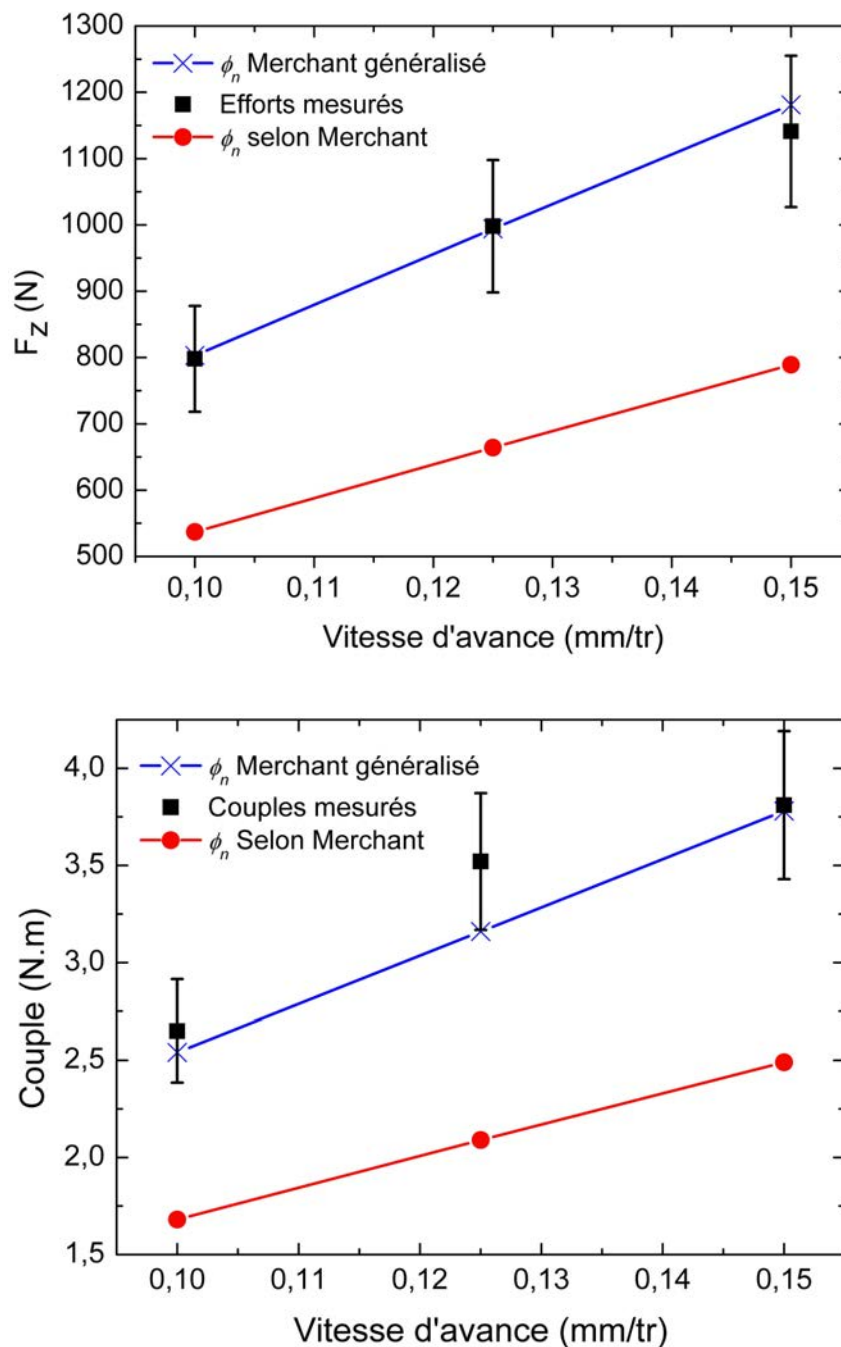


Figure 20. Calcul de l'effort axial et du couple avec deux relations donnant l'angle de cisaillement, les résultats des calculs sont comparés aux valeurs expérimentales.

Les principales remarques relatives à la Figure 20 sont les suivantes :

- La détermination correcte des angles de cisaillement le long des arêtes de coupe du foret est essentielle, elle a une forte incidence sur le niveau des efforts calculés par le modèle,
- La relation d'Ernst et Merchant conduit à des résultats éloignés des valeurs expérimentales ; l'écart est supérieur à 10%,
- La loi retenue (Merchant généralisée avec les coefficients A_1 et A_2) donne les meilleurs résultats.

Le modèle est ainsi très sensible au choix de l'angle de cisaillement, plus généralement il est très sensible au choix des valeurs des coefficients A_1 et A_2 de la relation de Merchant généralisée.

Influence de l'angle de l'écoulement du copeau

De la même façon que précédemment pour l'angle de cisaillement, la sensibilité du modèle à l'angle d'écoulement du copeau est maintenant étudiée. Nous rappelons que pour chaque copeau élémentaire, il est nécessaire de définir la direction d'écoulement caractérisée par l'angle η_c pour pouvoir calculer les efforts mis en jeu localement. Deux types d'approches sont alors possibles :

- Détermination de la direction locale d'écoulement à partir des approches mises en place pour la coupe oblique libre, c'est-à-dire sans condition sur les surfaces latérales du copeau. On distingue dans ce cadre :
 - la relation implicite de Moufki et al. [8],
 - la loi de Stabler $\eta_c = i$.

Ces lois conduisent pour l'ensemble des copeaux élémentaires, donc pour le copeau global de perçage, à un écoulement 'segmenté', comme l'a défini Watson [6].

- Détermination de l'écoulement local prenant en compte l'écoulement global ou 'intégral' du copeau, on trouve dans ce cadre :
 - l'approche géométrique proposée dans ce travail, (voir paragraphe V.2.2).

La Figure 21 donne les évolutions de l'angle d'écoulement du copeau le long des arêtes de coupe calculées avec les trois approches citées au dessus. Les deux premières conduisent à des résultats très proches et font apparaître de fortes discontinuités de la direction d'écoulement du copeau aux passages des différentes arêtes. Ces discontinuités sont incompatibles avec la condition d'intégrité du copeau, le copeau réel, expérimental, Figure 6, n'est pas fractionné en différents éléments. Seule l'approche proposée conduit à de faibles variations de l'angle d'écoulement, variations essentiellement liées à la géométrie des arêtes et des faces de coupe. Les répartitions des directions d'écoulement du copeau sont également montrées à la Figure 22. On remarque bien que seule l'approche proposée permet d'approcher la réalité expérimentale.

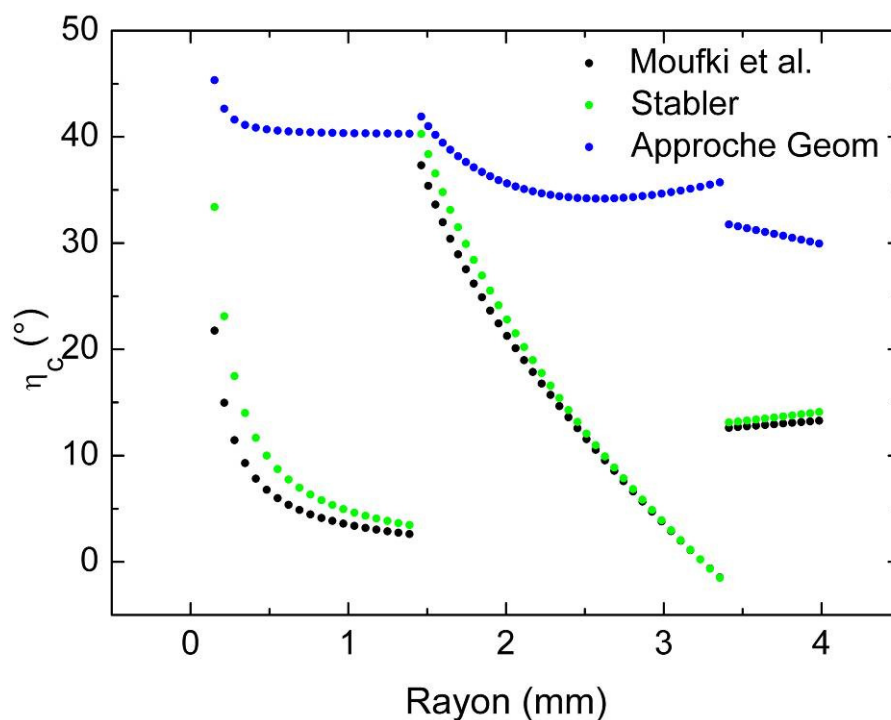


Figure 21. L'évolution de l'angle de cisaillement le long des arêtes du foret.

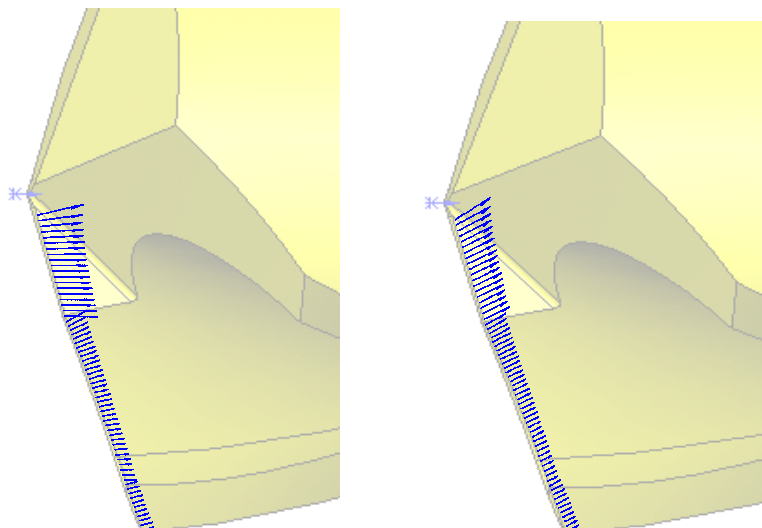


Figure 22. Directions d'écoulement calculées, à gauche avec la relation de Moufki et al. [8] et à droite avec la méthode géométrique proposée.

L'incidence de la définition de l'écoulement local du copeau sur le calcul des efforts est analysée dans la suite. La Figure 23 montre les efforts axiaux et les couples calculés avec les trois approches. Les deux premières approches conduisent à des valeurs calculées proches, l'approche proposée se distingue et conduit à des valeurs calculées plus proches des valeurs expérimentales.

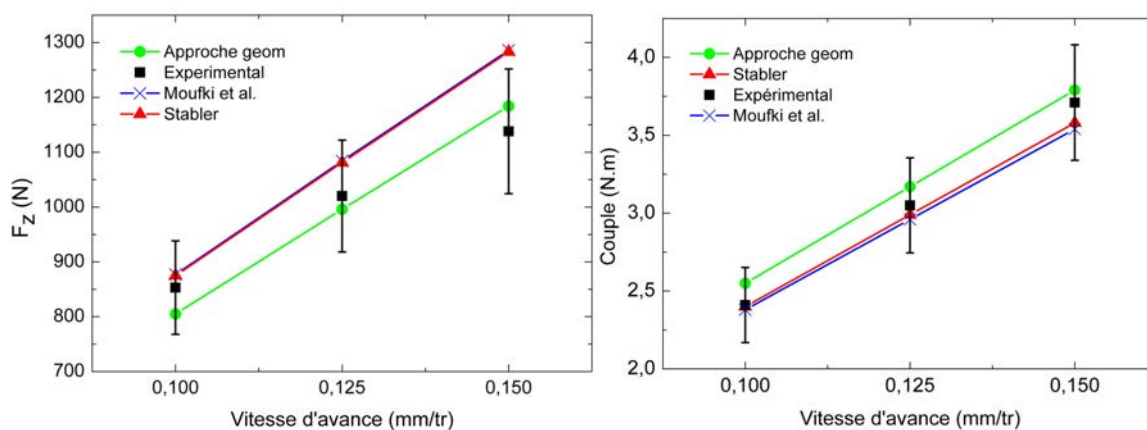


Figure 23. Comparaison entre les efforts mesurés et calculés avec les différentes méthodes de détermination de l'angle local d'écoulement du copeau ($N=1500 \text{ tr/min}$ et $f=0,1, 0,125$ et $0,15 \text{ mm/tr}$).

Influence du coefficient moyen du frottement

Pour quantifier l'importance du choix du coefficient moyen de frottement et son influence sur les calculs de la modélisation, trois valeurs de $\bar{\mu}$ ont été testées ($\bar{\mu} = 0,8; 0,95; 1$). Les efforts calculés et mesurés sont présentés sur la Figure 24. Cette figure montre une forte sensibilité au coefficient de frottement moyen, la valeur choisie conduit aux valeurs les plus proches de l'expérience.

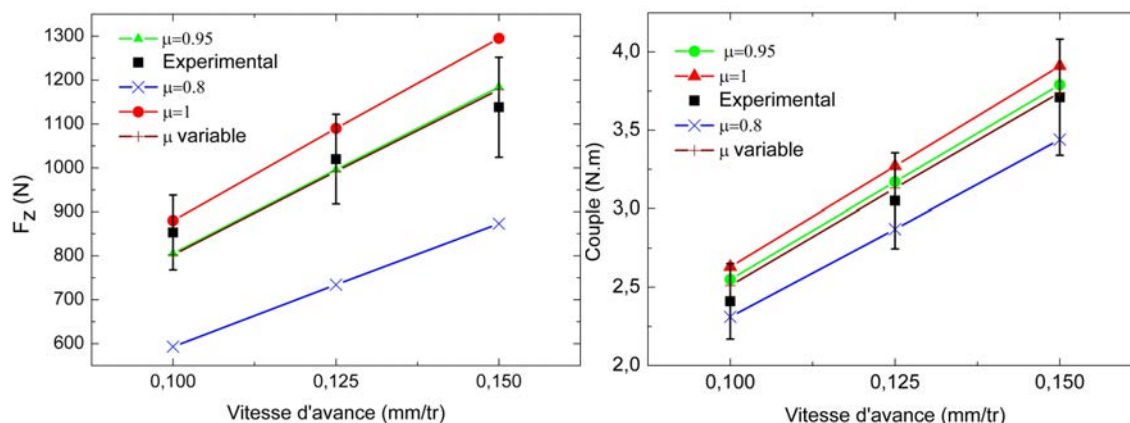


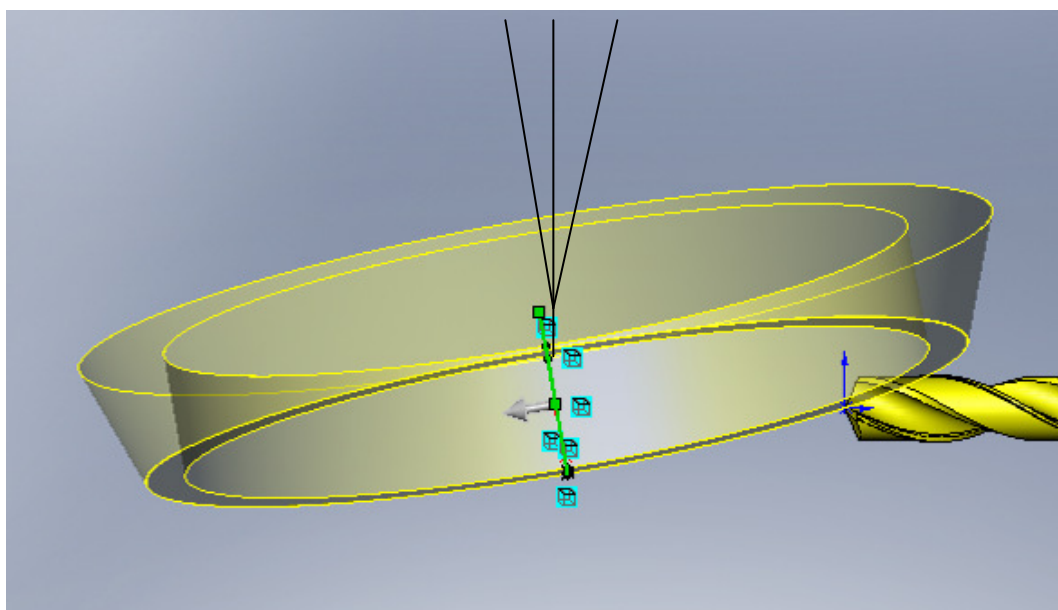
Figure 24. Comparaison entre l'effort axial et le couple mesuré et calculé avec les différents coefficients moyens du frottement choisis ($N=1500$ tr/min et $f=0.1$, 0.125 et 0.15 mm/tr).

V.4.3- Optimisation géométrique du foret pour le perçage de l'acier 42CrMo4

L'un des objectifs de ce travail est de développer un outil de modélisation pour l'aide à la conception des forets. Un outil de modélisation du perçage doit permettre d'orienter les choix du concepteur au niveau de la géométrie des arêtes et des faces de coupe du foret et de voir l'incidence des choix et des modifications du concepteur sur les performances du foret en termes d'efforts et ceci très rapidement. L'intérêt est de réduire le nombre d'essais nécessaires à la validation d'une géométrie de foret donné. Pour tester les possibilités offertes par la modélisation proposée, des modifications ont été introduites sur la géométrie du foret précédemment utilisé pour le perçage de 42CrMo4. Ces changements ont été effectués sur la région amincie du foret, le but est de réduire l'effort axial, la plus grande partie de cet effort étant produit dans cette zone.

La Figure 25 montre la conception du foret concerné, la face de coupe de la zone amincie est réalisée à l'aide d'une meule, l'orientation de la meule par rapport au foret permet d'obtenir

une face de coupe et une arête qui ont des caractéristiques différentes en termes d'angles de coupe et d'inclinaison. Cinq configurations ont été testées correspondant trois positions angulaires autour de l'axe X de la machine à rectifier et à tailler le foret : -10° , -5° et 0° . La Figure 26 donne les définitions CAO des forets correspondants. D'après les positions angulaires de la meule, les surfaces de coupe et les arêtes de la partie amincie ont été recalculées dans le modèle géométrique. Ces forets ont également été fabriqués par la Société Diager Industrie et leurs performances en termes d'effort axial et de couple mesurés au cours d'essais réalisés au LPMM.



Configuration -10°

Figure 25. Modifications des arêtes centrales, positions de la meule

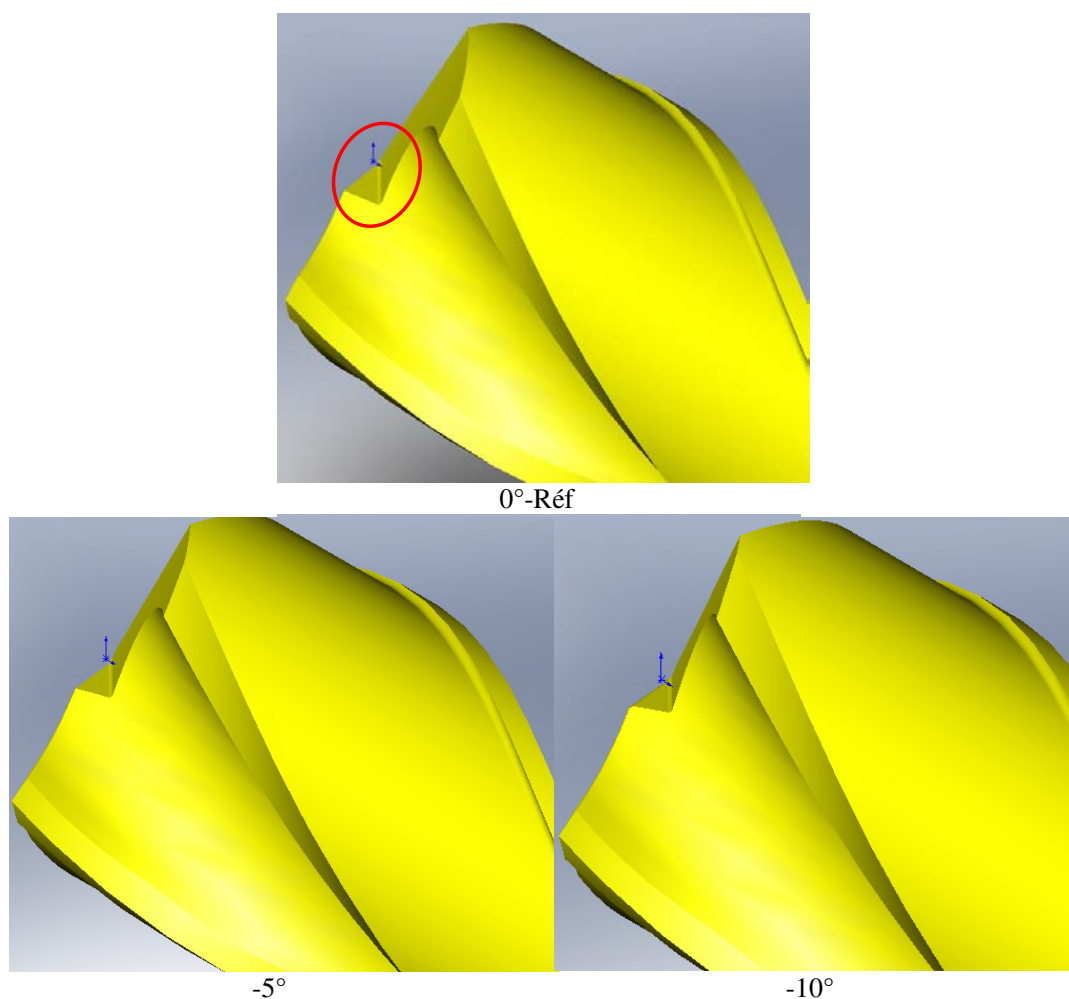


Figure 26. Modifications des arêtes et des faces de coupe centrales, définitions CAO.

Les répartitions de l'angle statique normal de coupe α_n le long des arêtes centrales pour les forets modifiés ont été calculées avec le modèle géométrique et sont présentées à la Figure 27. On rappelle que le foret précédemment étudié correspond à la configuration 0°.

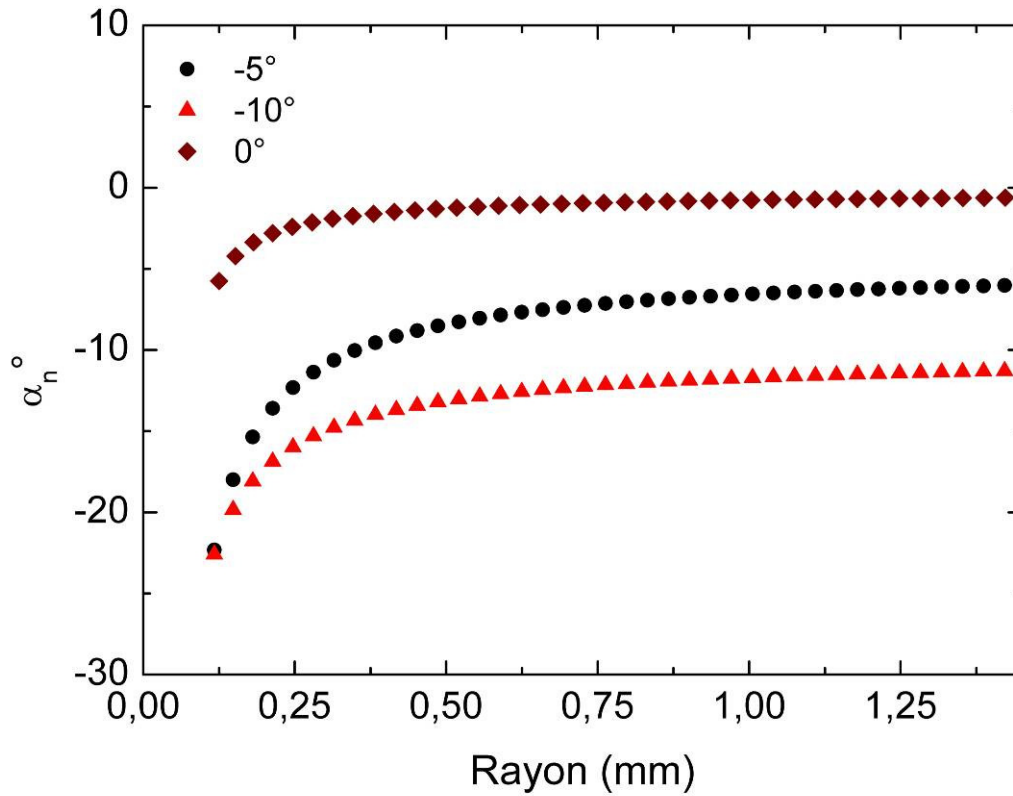


Figure 27. L'évolution de l'angle normal de coupe le long de l'arête centrale pour les différentes modifications proposées.

L'effort axial et le couple ont été calculés avec le modèle thermomécanique de perçage. Les conditions de coupe utilisées ont été les mêmes que précédemment, vitesse de rotation : 1000 tr/min, vitesse d'avance : 0,1 0,125 et 0,15 mm/tr. Les résultats sont présentés au Tableau 5 et Figure 28. La coupe négative au niveau des arêtes centrales conduit bien à l'augmentation de l'effort axial, ces résultats sont confirmés par l'expérience. L'influence sur le couple, Tableau 6 et Figure 28, semble moins prononcée, il est vrai que la partie amincie contribue moins que les arêtes principales sur le couple.

Conditions de coupe		Vitesse de rotation (tr/min)=1000 (tr/min)		
	Vitesse d'avance (mm/tr)	Pred, Thermomécanique	Résultats expérimentaux	% Erreur Relative
-10	0.1	1004	1010	-0.9
-10	0.125	1284	1220	4.8
-10	0.15	1577	Rupture	
-5	0.1	835	800	4.0
-5	0.125	1069	1020	4.8
-5	0.15	1313	1200	9.8
0	0.1	803	800	0.6
0	0.125	994	900	-0.4
0	0.15	1181	1140	3.5

Tableau 5. L'effort axial mesuré et calculé pour les forets proposés.

Conditions de coupe		Vitesse de rotation (tr/min)=1000 (tr/min)		
	Vitesse d'avance (mm/tr)	Pred, Thermomécanique	Résultats expérimentaux	% Erreur Relative
-10	0.1	2.69	3.09	-12.9
-10	0.125	3.35	3.66	-8.5
-10	0.15	4.01	Rupture	
-5	0.1	2.63	3.2	-17.8
-5	0.125	3.29	3.4	-3.2
-5	0.15	3.94	3.71	6.2
0	0.1	2.54	2.65	-4.2
0	0.125	3.16	3.52	-10.2
0	0.15	3.78	3.81	-0.8

Tableau 6. Le couple mesuré et calculé pour les forets proposés

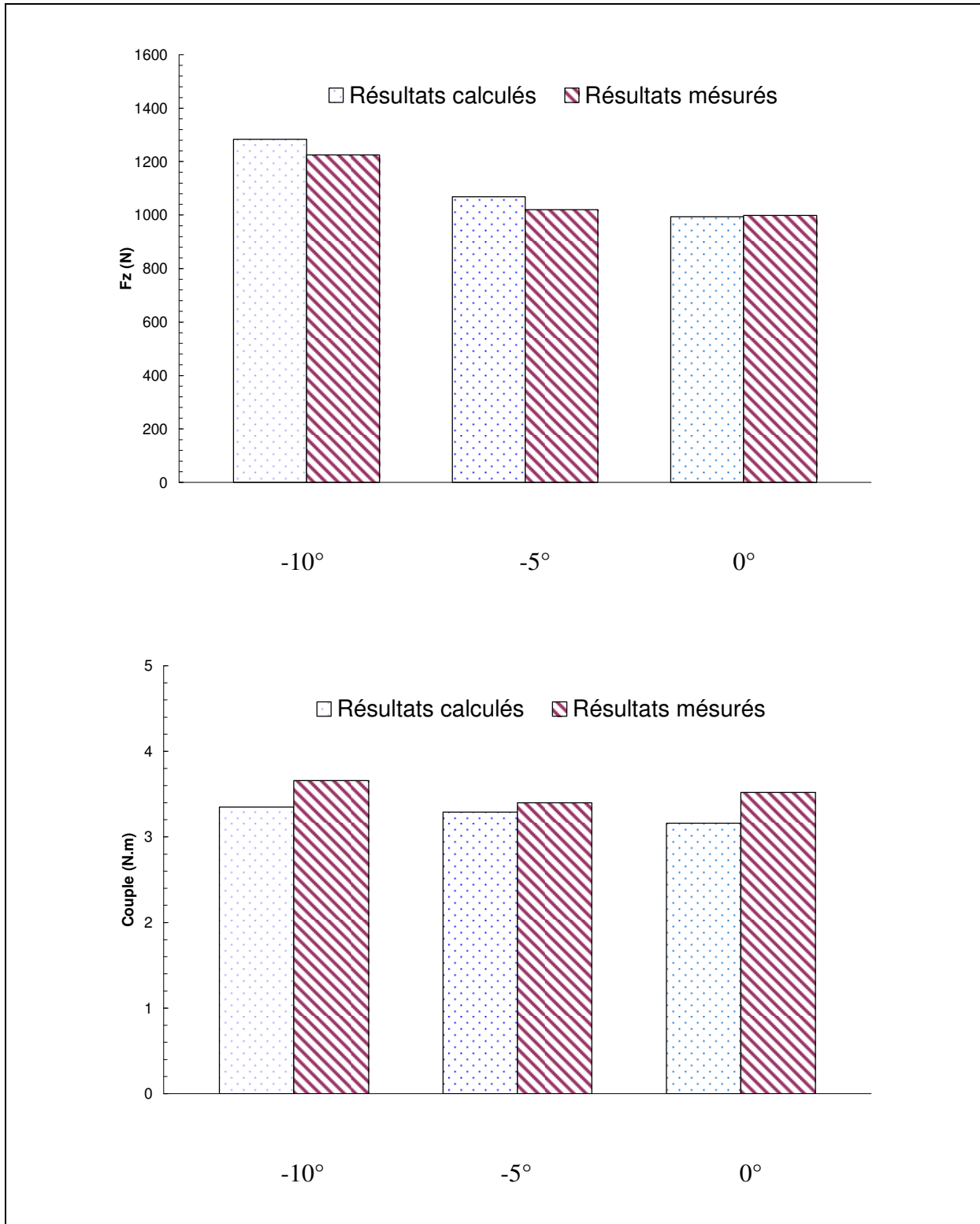


Figure 28. L'effort axial et le couple calculés et mesurés pour les différents forets proposés.

Pour mieux comprendre le rôle joué par l'arête centrale et en particulier l'angle de coupe au niveau de cette arête, l'évolution de l'effort axial mesuré lors de la phase de pénétration du foret 0° et -10° est tracée avec les valeurs correspondantes calculées avec le modèle développé Figure 29. Ces courbes soulignent le bon accord entre les deux types des résultats pour les deux forets.

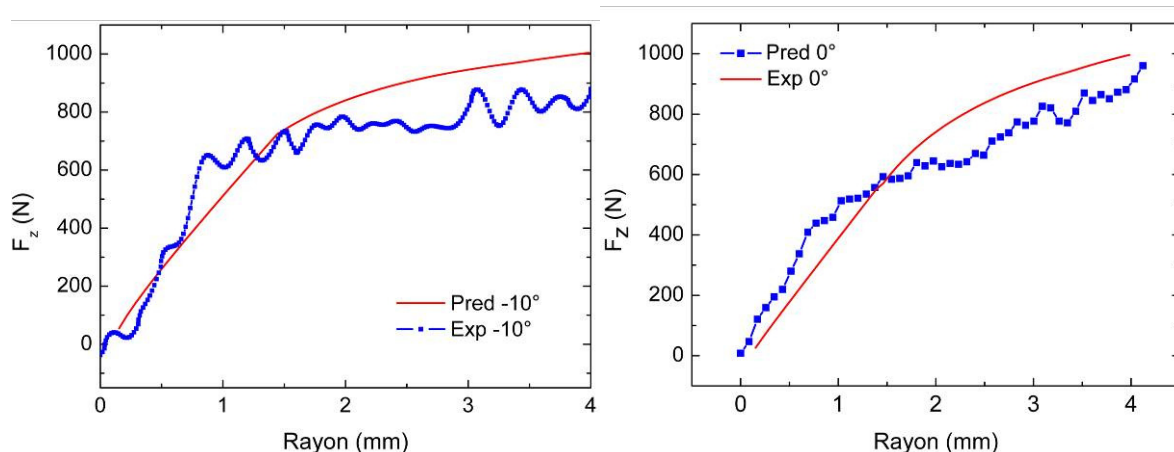


Figure 29. Comparaison entre l'évolution de l'effort axial calculé et mesuré pendant la phase de pénétration pour les forets -10° et 0° .

V.4.4- Perçage de l'AISI 1018 avec un foret conventionnel, validation du modèle

Le modèle de perçage a également été validé sur un foret conventionnel mais cette fois ci à partir de résultats expérimentaux de la littérature, c'est ce que nous présentons maintenant.

Dans son travail Chandrasekharan [14] a réalisé des essais de perçage avec un foret hélicoïdal muni d'une géométrie classique dont les caractéristiques sont présentées dans le Tableau 7. Les angles de la coupe du foret utilisés dans notre modélisation sont calculés à l'aide des relations développées par Wiriyacosol et Oxford [15]. Cette méthode de calcul des angles peut être utilisée avec ce type de géométrie du foret en l'absence d'une définition CAO du foret. La matière percée était un acier AISI 1018. Les paramètres de loi de Johnson Cook utilisée dans la modélisation sont donnés ci-dessous:

$$\begin{aligned}
 A &= 690.83 \text{ MPa}; \quad B = 30.96 \text{ MPa}; \quad \dot{\gamma}_0 = 0.001 \text{ s}^{-1}; \\
 n &= 0.285; \quad m = 0.0203; \quad \nu = 0.85; \\
 T_r = T_w &= 293^\circ \text{ K}; \quad T_m = 1800^\circ \text{ K}.
 \end{aligned}
 \tag{5.15}$$

Caractéristiques du foret	
Diamètre D	12,7 mm
Epaisseur d'âme $2w$	1,91 mm
L'angle d'hélice	30°
L'angle de la pointe $2p$	110°
L'angle de l'arête centrale	129°
Matière du foret	HSS
Revêtement	TIN

Tableau 7. Caractéristiques de la géométrie du foret utilisé.

Les autres caractéristiques physiques nécessaires pour la modélisation sont :

$$\rho = 7800 \text{ Kg}/\text{m}^3 ; c = 486 \text{ J}/(\text{Kg} \cdot \text{K}) ; k = 51,9 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K}). \quad (5.16)$$

Les essais ont été réalisés avec des pièces munies d'un pré trou de diamètre 3,18 mm afin d'isoler les efforts générés par les arêtes de coupe et de négliger l'indentation provoquée par l'âme non amincie du foret. Plusieurs vitesses de coupe et d'avance ont été testées, les conditions de coupe sont données au tableau 7. Le coefficient du frottement moyen et les coefficients de l'expression de l'angle de cisaillement sont déterminés par la procédure de calibration. Les résultats calculés avec notre modèle thermomécanique, et avec le modèle mécanistique [14] sont comparés aux résultats expérimentaux. Les résultats des deux approches de modélisation sont assez proches, comme le montre le Tableau 8. Notre modèle de perçage thermomécanique sous-estime légèrement l'effort axial et le couple tandis que le modèle mécanistique les surestime. En comparaison avec les valeurs expérimentales notre modèle de perçage donne des approximations tout à fait acceptables et intéressantes dans la mesure où il repose sur les caractéristiques thermomécaniques du matériau usiné et prend en compte, malgré quelques hypothèses, les principaux phénomènes de la coupe.

Conditions de coupe		Effort axial (N)				
Vitesse de rotation (tr/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Pred. Mécanistique	Pred. Thermomécanique	Résultats expérimentaux	%Erreur Mécanistique	% Erreur Thermomécanique
500	0.1	296	319	324	-8.6	-1.5
500	0.15	355	359	333	6.6	7.8
500	0.2	403	402	420	-4.0	-4.3
1000	0.05	203	182	196	3.6	-7.1
1000	0.1	297	322	308	-3.6	4.5
1000	0.15	367	363	381	-3.7	-4.7
1000	0.2	424	406	423	0.2	-4.0
1000	0.25	467	508	487	-4.1	4.3
1500	0.1	297	324	308	-3.6	5.2
1500	0.15	373	365	326	14.4	12.0
1500	0.2	437	409	468	-6.6	-12.6
Conditions de coupe		Couple (N.m)				
Vitesse de rotation (tr/min)	Vitesse d'avance (mm/tr)	Pred. Mécanistique	Pred. Thermomécanique	Résultats expérimentaux	%Erreur Mécanistique	% Erreur Thermomécanique
500	0.1	4.3	3.9	4.1	4.9	-4.9
500	0.15	5.8	5.5	5.9	-1.7	-6.8
500	0.2	7.2	7.2	7.1	1.4	1.4
1000	0.05	2.3	2	2.2	4.5	-9.1
1000	0.1	4	3.9	3.8	5.3	2.6
1000	0.15	5.5	5.6	5.4	1.9	3.7
1000	0.2	6.9	7.2	6.8	1.5	5.9
1000	0.25	8.3	9.1	8.8	-5.7	3.4
1500	0.1	3.8	3.9	3.8	0.0	2.6
1500	0.15	5.3	5.6	5.3	0.0	5.7
1500	0.2	6.8	7.3	6.9	-1.4	5.8

Tableau 8. Comparaison entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées par les approches mécanistique et thermomécanique.

V.5 - Conclusion

Le choix des relations et des techniques appropriées pour l'évaluation des paramètres essentiels du modèle thermomécanique modifié pour le perçage a été discuté. Parmi les différentes relations permettant de calculer l'angle de cisaillement, il s'avère que celle la mieux adaptée avec le processus étudié est celle de Merchant généralisée dont les constantes sont obtenues expérimentalement. Un tel type de relation est supposé tenir compte de la particularité du perçage et dépend de la matière usinée. Le coefficient moyen de frottement doit être variable le long des arêtes du foret du fait de l'évolution des conditions et des angles de coupe le long de ceux-ci. Cependant obtenir une approximation acceptable de ce coefficient est complexe. Il est donc supposé constant (égal à la valeur moyenne) et obtenu par des processus de calibration. Le dernier paramètre étudié est l'angle d'écoulement du copeau. Une approche qui lie cet angle à la géométrie du foret a été développée. L'influence de cette méthode sur l'effort et le couple est peu importante. Mais les copeaux élémentaires obtenus avec cette approche suivent une direction d'écoulement globale identique et ne se chevauchent pas comme avec les autres approches. Suite à cette discussion des études concernant l'angle de cisaillement dans le cas du perçage et sa dépendance de l'angle d'écoulement et de la profondeur du trou d'une part et le coefficient moyen de frottement d'autre part sont nécessaires

Le modèle est ensuite appliqué au perçage avec deux types de forets et de matériaux. Les efforts de coupe calculés sont comparés à des mesures expérimentales obtenues lors d'essais. Les résultats du modèle s'avèrent très proches des résultats expérimentaux. Les tendances et l'influence des différents paramètres de coupe (vitesse de coupe et d'avance) sont similaires aux tendances observées expérimentalement. En outre des efforts globaux de coupe, l'évolution des ces efforts pendant la pénétration du foret a été étudiée. La corrélation entre les résultats calculés et mesurés expérimentalement (partie des signaux correspondant à la pénétration du foret) nous permet de vérifier et valider les résultats calculés avec notre modèle. Ce type d'analyse peut s'avérer très intéressant surtout qu'il permet de quantifier la participation de chaque partie du foret dans les efforts globale et par suite la zone où une modification de la géométrie est nécessaire. Pour l'effort axial, il est clair que la plus grande partie de cette grandeur est générée au niveau de l'arête centrale, ce qui explique l'amincissement introduit au niveau de cette partie du foret.

Une ébauche d'une étude d'optimisation à ensuite été réalisée, le but est d'introduire des modifications sur la géométrie du foret testé précédemment au niveau de l'amincissement pour réduire les efforts de coupe et de tester ainsi la capacité de modèle développé à prévoir l'effet de ses modifications. Deux amincissements ont été proposés, les efforts calculés et mesurés montrent un bon accord. Cependant Les résultats montrent que les géométries proposées ne satisfont pas l'objectif souhaité d'où des essais supplémentaires sont nécessaires.

Référence:

- [1] *M. E. Merchant, Basic Mechanics of the Metal Cutting Process, J. Appl. Phys., 1945, pp. 267-275.*
- [2] *H. Ernst and M.E. Merchant, Chip formation, friction, and high quality machined surfaces, Surface Treatment of Metals, ASM (1941) p. 299.*
- [3] *Milton C. Shaw, Metal cutting Principles, Oxford science publications, 1984*
- [4] *.V. P. Astakhov, On the inadequacy of the single-shear plane model of chip formation, International Journal of Mechanical Sciences, 2005, Vol.47, pp.1649-1672.*
- [5] *A.G. Atkins; Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems; International Journal of Mechanical Sciences; 2003; pp. 373–396.*
- [6] *A. R. Watson, Drilling model for cutting lip and chisel edge and comparison of experimental and predicted results 2-Revised cutting lip model, Int. J. Mach. Tool Des. Res, 1985, pp.367-376.*
- [7] *F. Ke, J. Ni, D. A. Stephenson, Continuous chip formation in drilling, Int. J. Mach. Tool. Manuf. 45, (2005), pp. 1652-1658.*
- [8] *A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, A. Molinari, Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation, Int. J. Mach. Tools. Manuf, 44, 2004, pp. 971-989.*
- [9] *J. Rech; Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning; Surface & Coatings Technology; 2006; pp. 5132-5139.*
- [10] *M. Bono, J. Ni, The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 46, 2006, 901–907.*
- [11] *A. Molinari, A. Moufki, D. Dudzinski, Etude du Comportement aux grandes vitesses de déformation de l'acier 42CrMo4, Contract report, CREAS Ascometal, 1997.*

- [12] *Lee EH, Shaffer BW, The theory of plasticity applied to a problem of machining, Journal of Applied Mechanics, 1951;18:405–13.*
- [13] *Feng Ke, Jun Ni, D.A. Stephenson ; Chip thickening in deep-hole drilling; International Journal of Machine Tools & Manufacture; 2006; pp. 1500–1507.*
- [14] *V. Chandrasekharan, A model to predict the three-dimensional cutting force system for drilling with arbitrary point geometry. Ph.D. thesis, R. E. DeVor and S. G. Kapoor, advisers (1995).*
- [15] *Oxford, On the drilling of metals I basic mechanics of the process, Trans. ASME, 1955, pp. 103-114.*
- [16] *S. Wiriyacosol , E. J. Armarego, Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach, Annals of the CIRP, 1979, 87-91.*

Partie III

Approche numérique

Chapitre VI - Simulation du perçage par la méthode des éléments finis

Pour aller plus loin et mieux comprendre en profondeur les phénomènes complexes accompagnant le perçage, des simulations par la méthode éléments finis ont été effectuées. Pour commencer une étude concernant les particularités et les problématiques liées à la simulation de l'usinage avec cette approche a été établie. Ensuite deux types de simulations : de coupe orthogonale 2D et du perçage en 3D ont été réalisés. Les objectifs de ce chapitre est de tester la capacité des codes éléments finis utilisés à reproduire les événements observés pendant les essais et d'avoir plus des informations concernant la température, les zones de cisaillement et de contact outil-copeau. L'exploitation de ces informations peut être utile pour la conception des outils et l'optimisation du procédé.

VI.1 - Introduction

La simulation numérique et particulièrement basée sur la méthode des éléments finis, représente actuellement une phase inévitable dans tous les projets de conception, de fabrication et d'optimisation des produits et des procédés. Elle prend de plus en plus d'importance du fait des exigences accrues en termes de qualité, de fiabilité et de coût. Les outils de simulation permettent d'économiser du temps et de l'argent en minimisant le nombre des essais nécessaires pour la mise au point d'un procédé ou la validation d'un produit. Dans le domaine de mise en forme des matériaux, la simulation numérique est devenue une étape incontournable pour la conception des produits, la définition des outils nécessaires à leur réalisation, des gammes de production.

Pour les procédés de fabrication il existe des logiciels de simulation numérique de la mise en forme par déformation plastique emboutissage et forgeage pour exemples. Ces logiciels donnent aujourd'hui des résultats forts utiles et relativement fiables. Pour ce qui concerne la mise en forme par usinage avec enlèvement de copeau à l'outil coupant, les logiciels existants restent actuellement au stade du développement et de la validation, de nombreux problèmes restent posés. Les différents processus d'usinage par enlèvement de la matière (comme le perçage par exemple) sont accompagnés par un grand nombre des phénomènes physiques se

produisant dans des zones très fines, les conditions en termes de contraintes, de vitesses de déformations, de déformation et enfin de températures sont extrêmes, cela rend la simulation numérique de ses processus très délicate et complexe. Les progrès constatés récemment dans les matériels informatiques (vitesse de calcul de plus en plus importante, calcul parallèle, capacités mémoire...), dans les algorithmes de maillage avec raffinement de maillage, dans les algorithmes de calculs ont permis de dépasser certaines difficultés. Les modèles numériques ont besoin de la définition de lois de comportement des matériaux aux conditions de la coupe, de la définition également des conditions de contact aux interfaces outil-matière. Des études sont encore nécessaires pour mieux définir ces deux derniers points. Enfin, les temps de calculs restent encore extrêmement importants.

La simulation numérique peut être employée pour interpréter le rôle des paramètres de coupe et de la géométrie de l'outil sur la morphologie du copeau (continu, segmenté ou discontinu...). Elle permet également de déterminer les efforts de coupe, les contraintes résiduelles générés pendant l'usinage et d'accéder à des grandeurs plus difficiles à mesurer expérimentalement, comme par exemple le champ thermique et le champ de contraintes dans les zones de contact pièce-outil-copeau. Ces informations sont décisives pour l'étude de l'usure de l'outil, et de l'état de la surface usinée de la pièce.

Ainsi, depuis quelques années la méthode des éléments finis est devenue une approche essentielle pour l'analyse et la simulation de l'usinage. Un nombre croissant des chercheurs étudient l'usinage avec cette approche. Cette orientation progressive vers les modèles numériques est motivée par :

- La complexité des modèles analytiques et le désir d'obtenir des analyses plus fines des phénomènes,
- Les progrès dans le domaine d'informatique (vitesse de calcul) et les méthodes et algorithmes servant à la résolution des équations liées au problème de la coupe.

Le nombre des travaux employant la simulation numérique pour étudier l'usinage a augmenté considérablement ces dernières années. Les objectifs de ces travaux ont été très variés :

- L'étude des mécanismes de formation du copeau ;
- L'étude de l'influence et l'optimisation de la géométrie et des conditions de coupe ;
- L'aspect thermique de l'usinage ;

- L'étude des contraintes résiduelles ;
- L'étude de l'usure et de rupture de l'outil ;
- L'analyse dynamique et la stabilité de coupe.
- La simulation des différents procédés d'usinage : tournage, fraisage, perçage.

Citons finalement deux publications importantes ; Ueda et al. [1] qui présentent un grand nombre de modèles numériques publiés entre 1971 et 1999 et Mackerle [2] qui présente une importante bibliographie qui regroupe un grand nombre de travaux concernant la simulation numérique de l'usinage.

VI.2 - L'utilisation de la méthode des éléments finis pour la simulation de la coupe et des procédés d'usinage

L'usinage se déroule dans des conditions extrêmes, une multitude de phénomènes physiques ont lieu simultanément durant la coupe. Pour qu'une simulation numérique reproduise avec une certaine fidélité le processus d'usinage, il faut tenir compte des spécificités de ce procédé. Nous exposons ainsi les problématiques rencontrées pendant la simulation de l'usinage.

VI.2.1- Grandes déformations

La formation du copeau est un processus particulier, elle est accompagnée par des grandes déformations de la matière qui sont dues au cisaillement subi par ce dernier. Ces déformations qui peuvent atteindre de grandes valeurs se font dans des conditions spécifiques : des vitesses de déformation très élevées ($\dot{\epsilon} \approx 10^5 s^{-1}$). Un modèle numérique de coupe doit faire face à ces conditions qui aboutissent à une importante différence entre sa géométrie initiale et finale. Il faut donc que le maillage du modèle permette de représenter ces grandes déformations sans dégénérescence des éléments finis. Pour assurer ceci de nombreuses techniques sont utilisées comme : l'optimisation du maillage, le remaillage adaptatif.

VI.2.2- Description des mouvements

Le choix d'une méthode de description des mouvements adaptée au problème étudié est essentiel. Pour la simulation de la coupe trois méthodes ont été utilisées: la description Eulérienne, la description Lagrangienne et une méthode hybride Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE).

Formulation Eulérienne

La description Eulérienne consiste à mailler l'espace, à décomposer l'espace en éléments fixes, à étudier et d'observer l'écoulement de la matière au travers ces éléments. Avec cette méthode, le problème des distorsions de maillage ne se pose pas, cependant d'autres types de difficultés apparaissent : en particulier la détermination et la gestion des surfaces libres.

Ce type d'approche est utilisé pour étudier l'écoulement en régime stationnaire de la matière au travers les zones de cisaillement et la formation d'un copeau continu. Les premiers travaux étaient des modèles simplifiés relatifs à la coupe orthogonale pour laquelle l'approximation bidimensionnelle pouvait être choisie Figure 1, Zienkiewicz 0. Les résultats obtenus avec ce modèle qui était relatif à un comportement élasto-plastique du matériau usiné étaient très approximatifs, ceci est dû aux hypothèses utilisées (absence de frottement à l'interface outil-copeau et une contrainte d'écoulement de la matière qui ne dépendait pas de la température ni de la vitesse de déformation).

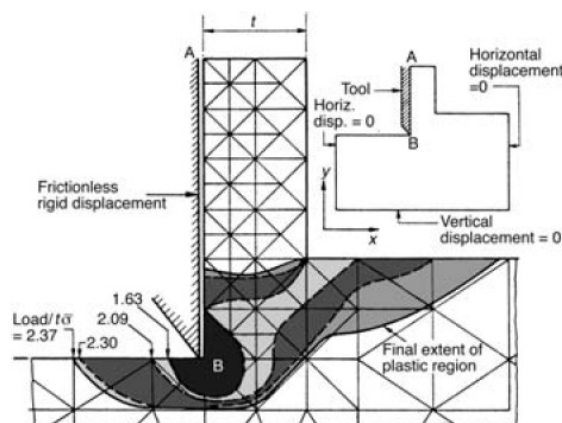


Figure 1. Modèle stationnaire de coupe orthogonale de Zienkiewicz 0.

Mis à part le comportement du matériau, l'autre problème est la définition de la surface libre du copeau, de sa forme, de son épaisseur. Par ailleurs, la limitation de l'approche eulérienne

est liée à l'impossibilité de simuler la formation de copeaux discontinus ou segmentés fréquemment rencontrés lors de l'usinage à grande vitesse.

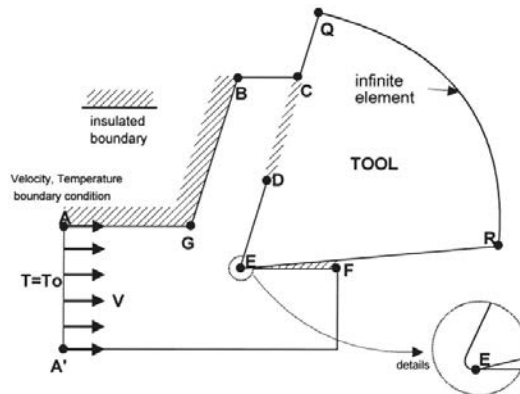


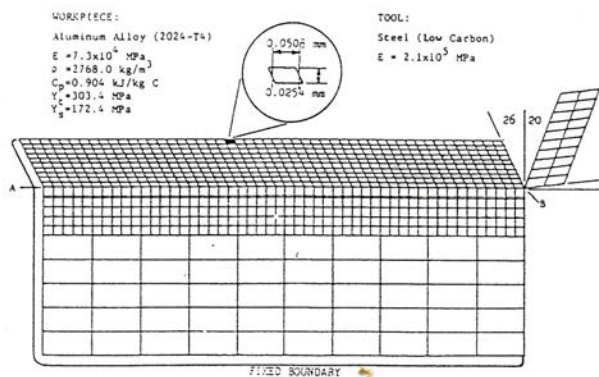
Figure 2. Exemple des conditions aux limites du problème de la coupe orthogonale.

Shirakashi et Usui [4] ont complété le modèle précédent en introduisant l'effet du frottement pour le contact outil-copeau ainsi qu'une contrainte d'écoulement qui dépend de la déformation, la vitesse de déformation et de la température, loi thermo-viscoplastique. De plus, ils ont développé une méthode de calcul appelée 'Iterative Convergence Method'.

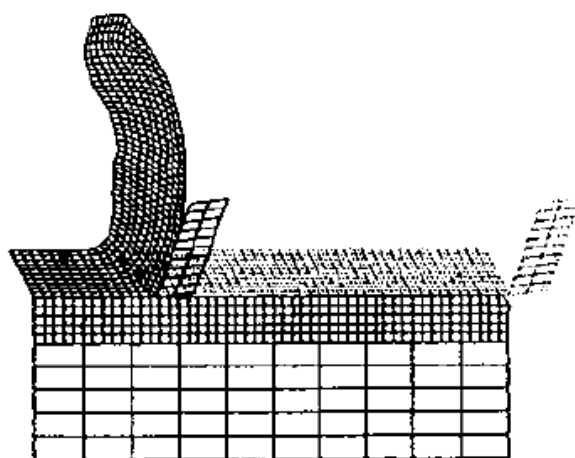
Formulation Lagrangienne

La description Lagrangienne consiste à mailler la matière, la décomposer en éléments et à suivre cette matière dans son écoulement et son déplacement. Ce qui signifie que chaque élément va subir le mouvement et la déformation de la partie de matière dont il dépend pendant l'écoulement de celle-ci. L'avantage de cette technique est qu'elle permet de simuler de considérer le régime instationnaire de la coupe, de simuler complètement la formation du copeau à partir du contact et de la pénétration de l'outil dans la matière jusqu'à l'obtention d'un copeau ou de copeaux, qui peuvent ici être segmentés et ceci suivant la matière travaillée et les conditions de coupe choisies.

La principale difficulté de l'approche Lagrangienne est liée aux fortes distorsions des éléments du maillage provoquées par les grandes déformations. Pour éviter l'écrasement des éléments du maillage lors de la formation du copeau, Strenkowski et Carroll [5] ont proposé un maillage avec des éléments distordus correspondant à la zone de matière qui sera fortement déformée, Figure 3.



(a)



(b)

Figure 3. (a) Coupe orthogonale, Maillage de la matière, d’après Strenkowski et Carroll ,
 (b) Modèle non stationnaire de coupe orthogonale avec critère d’ouverture de la matière et séparation des éléments, Strenkowski et Carroll [5].

Ainsi l’approche Lagrangienne permet de considérer le régime non stationnaire et la création d’une nouvelle surface. Cette création de nouvelle surface pose le problème de l’ouverture de la matière. Strenkowski et Carroll [5] ont proposé l’ouverture de la matière suivant une ligne de séparation prédéterminée, Figure 3, elle s’opère quand la déformation plastique effective atteint une valeur critique dans des nœuds présélectionnés adjacents à l’arête de coupe, Figure 3-b. La séparation peut être obtenue de deux façons différentes, soit par dédoublement de nœuds ou par élimination d’éléments, Figure 5. Strenkowski et Carroll [3] ont utilisé la deuxième méthode. Le copeau formé était continu.

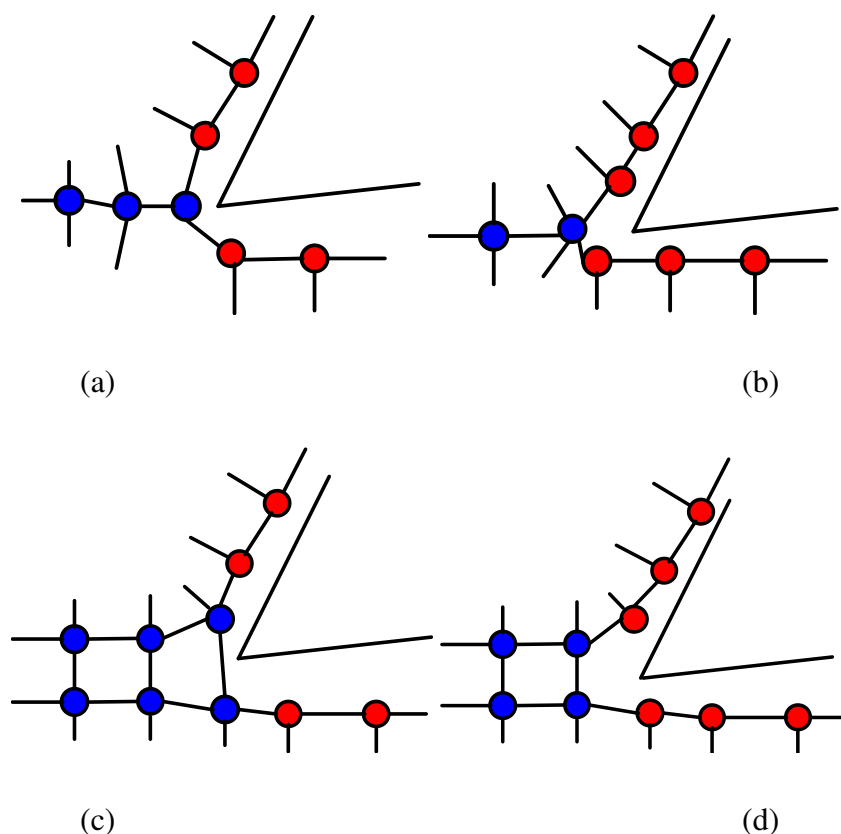


Figure 4. Ouverture de la matière à la pointe de l’outil.

D’autres critères de séparation ont été utilisés certains basés sur la mécanique de rupture, d’autres sur une valeur critique de l’énergie de déformation ou tout simplement la distance de pénétration de l’outil dans la pièce.

L’autre méthode développée pour faire face aux problèmes de distorsion de maillage fait appel à des algorithmes de maillage adaptatif et de remaillage dont le principe consiste à repositionner les nœuds et à créer de nouveaux éléments. La technique de remaillage peut être associée à un raffinement de maillage dans les zones les plus sollicitées puis à un déraffinement à la sortie de ces zones. Cette méthode nécessite une puissance de calcul importante. Pour éviter la distorsion des éléments causée par les grandes déformations, une technique de remaillage a été développée par Shih [6]-[8].

L’un des modèles les plus complets est celui développé par Marusich et Ortiz [9]. A partir d’une approche Lagrangienne Explicite, il introduit un critère de séparation et d’ouverture de la matière basé sur la mécanique de la rupture. Le choix de ce type de critère a été motivé par le fait que la segmentation ou la formation des copeaux discontinus implique la propagation d’une fissure au travers du copeau déformé. Ce critère a été associé à des procédures

numériques permettant de simuler la nucléation et la propagation de fissures au travers le maillage. Pour les aciers, la rupture est fragile ou ductile, selon que la température est inférieure ou supérieure à la température de transition fragile ductile. Dans le cas de rupture fragile qui se produit par clivage, Marusich et Ortiz ont employé un critère faisant apparaître une contrainte critique d'ouverture à une distance l du front de fissure Ritchie [10]-[11]. Cette contrainte critique σ_f apparaît comme étant indépendante de la température et de la vitesse de déformation et peut être déduite de la ténacité en déformation plane K_{IC} Orowan [12] et Knott [13] :

$$\sigma_f = \frac{K_{IC}}{\sqrt{2\pi l}} \quad (6.1)$$

Pour prévoir la trajectoire de la fissure avec les conditions de rupture fragile, Marusich et Ortiz ont adopté le critère de Erdogan et Sih [14]. Suivant cette théorie, la fissure se propage le long de la direction repérée par l'angle θ par rapport aux faces de la fissure, pour laquelle la contrainte circonférentielle $\sigma_{\theta\theta}$ atteint un maximum relatif. Ces deux critères combinés permettent de prévoir la fissure et la direction de sa propagation :

$$\text{Sup}_{\theta} [\sigma_{\theta\theta}(l, \theta)] = \sigma_f \quad (6.2)$$

La fissure se propage dans la direction θ pour laquelle ce critère est satisfait.

La croissance et la coalescence des cavités sont les principaux mécanismes qui interviennent pendant la rupture ductile des aciers de construction, Clayton [15]. L'analyse de Rice et Johnson [16] sur un matériau de comportement rigide parfaitement plastique a permis d'estimer l'ouverture de la fissure CTOD (Crack tip opening displacement). Suivant l'idée de Ritchie [17], le CTOD critique pour la rupture fragile peut être modifié par l'introduction d'une déformation effective critique ε_f^p à une distance l devant le fond de fissure. En procédant comme précédemment, le critère prend la forme suivante :

$$\text{Sup}_{\theta} [\varepsilon^p(l, \theta)] = \varepsilon_f^p \quad (6.3)$$

La fissure se propage dans la direction θ pour laquelle ce critère est satisfait.

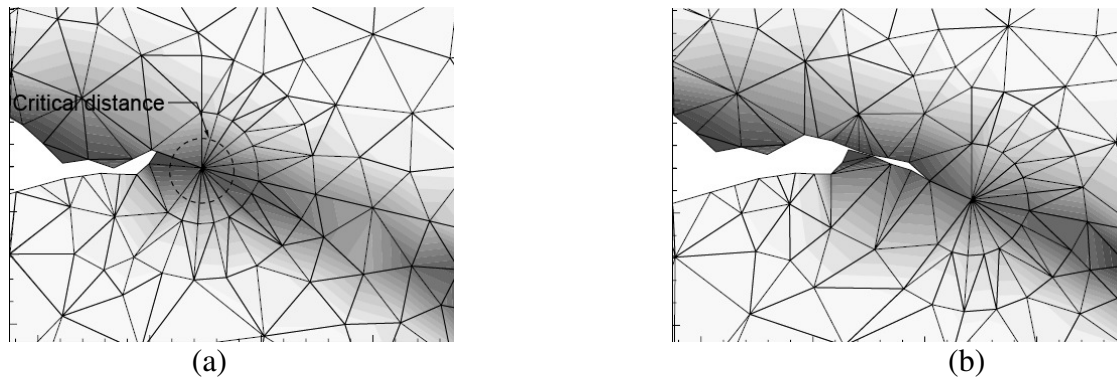


Figure 5. La propagation de la fissure dans une simulation effectuée par Marusich et Ortiz [9].

Pour éviter le problème des sévères distorsions du maillage initial observé lors des grandes déformations avec l'approche lagrangienne, Marusich et Ortiz ont employé la technique du remaillage. D'autre part ils ont utilisé une technique de raffinement adaptatif dans les zones où la température, la déformation et la vitesse de déformation varient très fortement (zone de cisaillement primaire et secondaire, par exemple). Le raffinement de maillage est commandé par un critère énergétique :

$$\int_{\Omega_h^e} \bar{\sigma} \dot{\bar{\epsilon}}_p d\Omega > TOL \quad (6.4)$$

Où Ω_h^e représente le domaine de l'élément e et TOL une valeur limite fixée.

Parallèlement au raffinement adaptatif, un algorithme de déraffinement est utilisé dans les zones devenues inactives. En outre de ces techniques de remaillage, raffinement et déraffinement adaptatifs, une technique de maillage particulière a été introduite pour la zone de fissure. Le fond de la fissure est entouré d'une rosette d'éléments triangulaires permettant ainsi de repérer les positions angulaires de propagation de fissure et de calculer les champs au voisinage du fond de fissure. Les critères de séparation sont alors appliqués à chacun des points de Gauss. Lorsqu'un critère est satisfait, un nouveau segment de fissure est placé dans la direction correspondante. Cette opération impose le doublement du nœud au fond de la fissure précédente, la mise en place d'un nœud au fond de la nouvelle fissure, et d'une rosette d'éléments triangulaires au voisinage du fond de cette nouvelle fissure Figure 5. Par une application récursive de ces opérations sur les pas successifs de temps, la croissance fragile ou ductile d'une fissure suivant des chemins arbitraires peut être ainsi simulée.

Pour décrire le comportement du matériau formant la pièce usinée, Marusich et Ortiz ont souligné la nécessité de choisir une loi de comportement valable aux conditions observés pendant le coupe (grandes déformations, de l'ordre de 2 à 3 voire plus; grandes vitesses de déformation, de l'ordre de 10^4 à $10^6 s^{-1}$; des températures pouvant atteindre et dépasser les $1000^\circ C$, dans certaines zones. Elle doit encore tenir compte de la transition existant entre une faible sensibilité à la vitesse de déformation et une forte sensibilité, cette transition s'opérant pour une vitesse critique de transition d'environ $10^5 s^{-1}$.

La loi de comportement employée s'écrit :

$$\begin{aligned} \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right) &= \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\epsilon^p)}\right)^{m_1} && , \text{si } \dot{\epsilon}^p \leq \dot{\epsilon}_t \\ \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right) \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_t}{\dot{\epsilon}_0^p}\right)^{m_2/(m_1-1)} &= \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\epsilon^p)}\right)^{m_2} && , \text{si } \dot{\epsilon}^p > \dot{\epsilon}_t \end{aligned} \quad (6.5)$$

$\bar{\sigma}$ est la contrainte de Von Mises, g la contrainte d'écoulement, ϵ^p la déformation plastique cumulée, $\dot{\epsilon}_0^p$ une vitesse de déformation de référence, m_1 et m_2 la sensibilité à la vitesse de déformation (respectivement la faible et la forte) $\dot{\epsilon}_t$ la vitesse de déformation de transition entre les deux régimes.

Suivant les travaux de Lemonds et Needelman [18], l'écrouissage est traduit par un terme puissance avec un coefficient n constant et l'adoucissement thermique est supposé linéaire :

$$g = [1 - \alpha(T - T_0)] \sigma_0 \left(1 + \frac{\epsilon^p}{\epsilon_0^p}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (6.6)$$

σ_0 est la contrainte d'écoulement à la température T_0 .

Pour étudier les performances de leur modèle Marusich et Ortiz ont effectué des simulations de coupe orthogonale, le matériau usiné était un acier AISI 4340, suivant la dénomination américaine. Les conditions de coupe choisies correspondent du point de vue expérimental à un copeau continu, segmenté et discontinu.

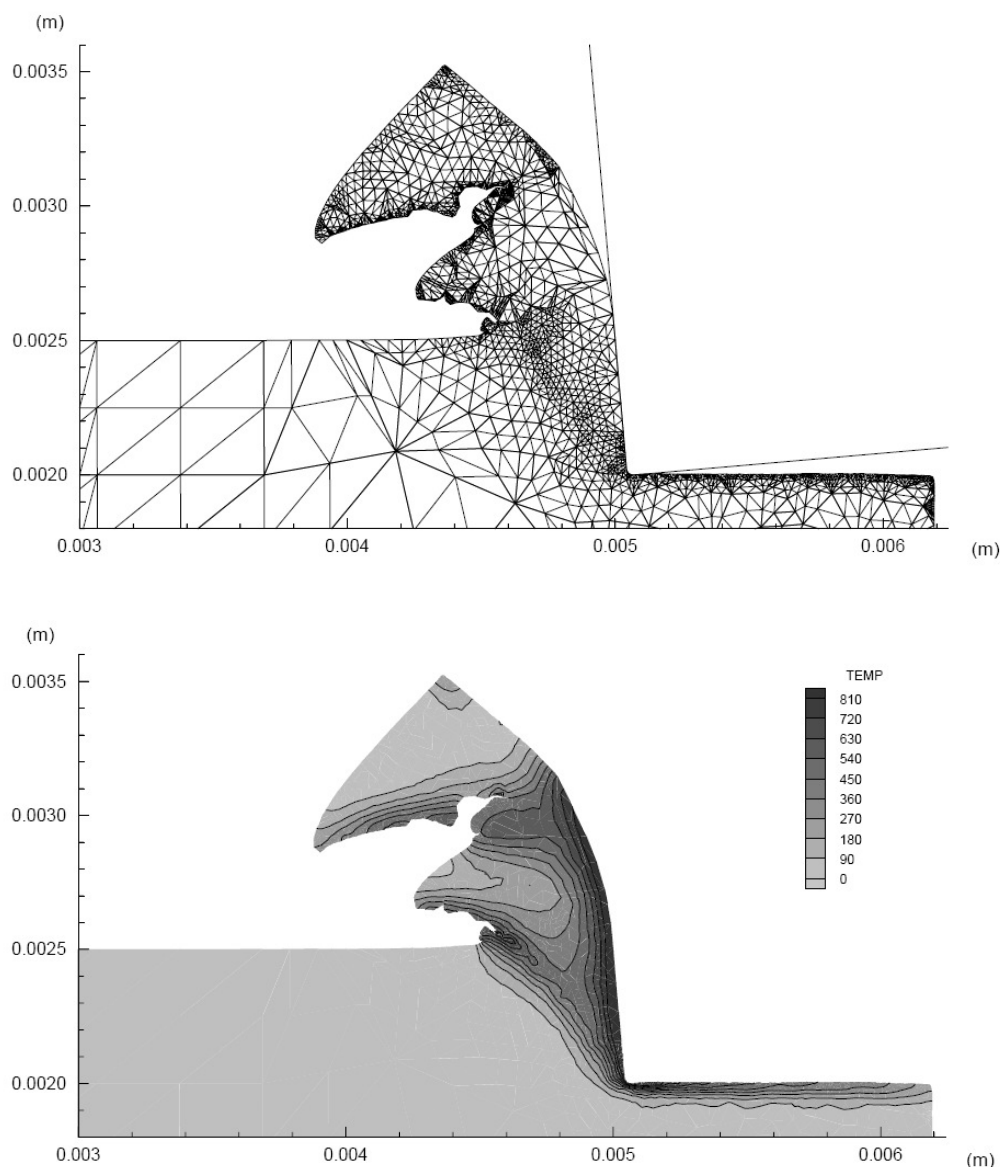


Figure 6. Un exemple de segmentation du copeau observée par Marusich et Ortiz [9].

Notons que Marusich et Ortiz ont construit leur modélisation de la coupe en partant du code FEAP et en y ajoutant les outils numériques spécifiques au problème traité. L'outil spécifique mis en place dans le cadre de ce travail, correspondant en particulier à la thèse de T.D. Marusich [19], a conduit par la suite au développement du code AdvantEdgeTM.

Depuis d'autres logiciels commerciaux proposent la simulation de la coupe et des procédés d'usinage, citons en particulier DEFORM 2D et DEFORM 3D. Enfin des modèles numériques de la coupe ont été développés sur ABAQUS et également avec FORGE 2 et d'autres encore.

Formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE)

C'est une approche hybride entre les deux approches Eulérienne et Lagrangienne. Le maillage est supposé mobile partiellement indépendant des points matériels. Le maillage suit cependant la surface libre du domaine occupé par la matière comme dans le cas de maillage Lagrangien. Mais une liberté de choix quant aux mouvements des nœuds internes est introduite pour éviter les problèmes des distorsions des éléments. Cette formulation a été utilisée pour la simulation des problèmes dans le régime transitoire ou stationnaire. Les travaux de Joyot [20] présentent l'utilisation de cette méthode pour l'élaboration d'un modèle de coupe orthogonale stationnaire. Pantalé et al. [21] a employé également cette méthode pour effectuer des simulations 2D et 3D de la coupe et des procédés (Fraisage) en régime transitoire en introduisant un critère de séparation qui tient compte de l'endommagement de la matière, Figure 7.

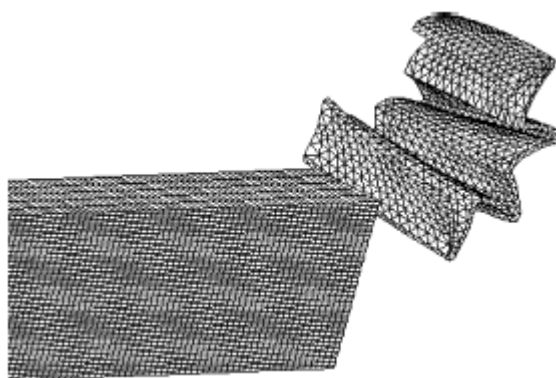


Figure 7. Un exemple de maillage dans une simulation du fraisage [21].

VI.2.3- Modélisation du comportement du matériau usiné

Le choix du modèle de comportement de la matière considéré est un élément important dans la modélisation numérique de la coupe. Cette loi de comportement doit être choisie d'une façon à pouvoir décrire les différents phénomènes physiques rencontrés. L'élasticité est importante pour le calcul des contraintes résiduelles après usinage, pour le retour élastique de la matière après passage de l'outil. La loi choisie doit prendre en compte le comportement thermo-élasto-visco-plastique du matériau. En outre, elle doit décrire correctement l'écrouissage, l'adoucissement thermique et sensibilité à la vitesse de déformation aux

conditions extrêmes de la coupe, c'est à dire aux grandes déformations, aux grandes vitesses de déformation et pour une large gamme de températures.

VI.2.4- Modélisation de l'outil

La modélisation de l'outil dépend de l'étude à réaliser. L'outil est le plus souvent considéré comme rigide dans les travaux se focalisant sur la pièce et la formation du copeau. Cette hypothèse est justifiée par la nature des matériaux formant l'outil qui ont une dureté très supérieure à celle de la pièce. Par contre, il est important de prendre en compte les transferts de chaleur entre le copeau et l'outil. Sekhon et Chenot [22] ont proposé une répartition de chaleur donnée par le rapport entre le flux h_1 de chaleur transmis au copeau et h_2 celui transmis à l'outil gouvernée par la relation :

$$\frac{h_1}{h_2} = \frac{\sqrt{k_1 \rho_1 c_1}}{\sqrt{k_2 \rho_2 c_2}} \quad (6.7)$$

où k_α , ρ_α et c_α , $\alpha = 1, 2$ sont respectivement la conductivité thermique, la masse volumique et la capacité calorifique de la pièce usinée et de l'outil. Le flux de chaleur généré par le frottement aux interfaces outil-copeau, outil-surface usinée est donné par :

$$h = -\mathbf{t} \cdot \|\mathbf{v}\| \quad (6.8)$$

où \mathbf{t} est le vecteur contrainte au contact et $\|\mathbf{v}\|$ la discontinuité de vitesse au contact.

VI.2.5- Intégration temporelle

Pour réaliser des simulations d'opérations dynamiques qui évoluent dans le temps, il faut faire le choix d'un schéma d'intégration temporel pour les équations thermomécaniques du problème. Deux schémas d'intégration sont employés, la méthode implicite ou l'explicite. D'un point de vue de l'utilisateur, les points caractéristiques des deux schémas sont les suivants :

- Le schéma implicite n'impose pas de limitation sur l'incrément de temps ; en général la taille de l'incrément du temps est déterminée en fonction de la précision recherchée et de

la convergence. Le nombre d'incrément dans cette méthode est nettement inférieur à celui requis pour la méthode explicite. Mais comme il faut résoudre un système d'équations à chaque incrément, le coût calcul par incrément d'une méthode implicite est beaucoup plus élevé que celui de la méthode explicite.

- La méthodes explicite n'a pas de problème de convergence (généralement associé aux méthodes implicites), mais doit respecter une condition de stabilité sur le temps utilisé qui doit rester inférieure au temps de propagation de l'onde élastique sur la plus petite dimension des éléments de maillage.

Pour les deux approches, la qualité de la solution augmente avec le nombre d'incrément calculés pour une durée fixe. Cependant, la durée de calcul d'un incrément pour les approches implicites est beaucoup plus longue que celle relative à une approche explicite. Ceci peut être expliqué par les simplifications mises en œuvre dans les approches explicites qui nuisent à la qualité des résultats obtenus. On peut donc noter que ce que les approches implicites perdent en rapidité elles le gagnent en précision.

Le choix entre un schéma implicite et explicite n'est donc pas une chose aisée. Ainsi, le rapport précision rapidité n'est pas uniquement fonction du schéma d'intégration mais aussi du problème traité.

VI.2.6- Couplage thermomécanique

Le couplage thermomécanique permet de tenir compte des phénomènes thermiques et mécaniques qui ont lieu pendant la coupe. Deux méthodes de couplage dites faible ou fort ont été employées pour la résolution des équations thermiques et mécaniques.

Le couplage faible consiste à résoudre les équations mécaniques en supposant que le modèle est isotherme et à obtenir ainsi une nouvelle configuration du système. Puis de résoudre les équations de la chaleur pour la configuration obtenue pour déterminer les nouvelles températures. Cette méthode est simple à implémenter.

Dans le cas d'un couplage fort, on résout simultanément les équations mécaniques et thermiques. Cette méthode est malheureusement très difficile à utiliser malgré sa meilleure précision.

VI.3 - Présentation des codes utilisés

Nous présentons dans ce qui suit, des modélisations numériques réalisées dans le cadre de cette thèse. Nous avons utilisé deux logiciels commerciaux AdvantEdge et Deform ont été utilisés pour simuler

- La coupe orthogonale (coupe 2D),
- Puis le perçage (coupe 3D).

AdvantEdgeTM est un code spécialisé dans la simulation de la coupe et des procédés d'usinage développé à partir des travaux de thèse de Troy D. Marusich [8], par la société Third Wave Systems. Le code utilise l'approche explicite associée à un remaillage adaptatif (remaillage, raffinement et déraffinement) permettant d'éviter les problèmes de convergence et de distorsion de maillage. AdvantEdge permet d'effectuer des simulations 2D de la coupe orthogonale, des simulations 3D de la coupe oblique, du chariotage, du fraisage et enfin du perçage. Il possède une bibliothèque qui intègre un nombre important de matériaux pour l'outil prenant en compte un éventuel revêtement et pour les matériaux de la pièce. Les lois de comportement implantées dans AdvantEdge [26] s'écrivent sous les formes suivantes :

$$\sigma(\varepsilon^p, \dot{\varepsilon}, T) = g(\varepsilon^p) \Gamma(\dot{\varepsilon}) \Theta(T) \quad (6.9)$$

ou

$$\begin{aligned} \sigma(\varepsilon^p, J_1, \dot{\varepsilon}, T) &= G(\varepsilon^p, J_1) \Gamma(\dot{\varepsilon}) \Theta(T) \\ G(\varepsilon^p, J_1) &= g(\varepsilon^p) + DP_0 \times J_1 \end{aligned} \quad (6.10)$$

Avec $g(\varepsilon^p)$, $\Gamma(\dot{\varepsilon})$, $G(\varepsilon^p, J_1)$ et $\Theta(T)$ qui représentent respectivement l'écrouissage, l'écrouissage avec la pression hydrostatique, la sensibilité à la vitesse de déformation et l'adoucissement thermique.

L'écrouissage est défini par une loi puissance :

$$\begin{aligned}
 g(\varepsilon^p) &= \sigma_0 \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p} \right)^{1/n}, \text{ si } \varepsilon^p < \varepsilon_{cut}^p \\
 g(\varepsilon^p) &= \sigma_0 \left(1 + \frac{\varepsilon_{cut}^p}{\varepsilon_0^p} \right)^{1/n}, \text{ si } \varepsilon^p \geq \varepsilon_{cut}^p
 \end{aligned}
 \tag{6.11}$$

Avec σ_0 est la contrainte d'écoulement initiale, ε^p la déformation plastique, ε_0^p déformation plastique de référence, ε_{cut}^p cutoff deformation et n le coefficient d'écrouissage.

La sensibilité thermique est définie par l'expression suivante :

$$\begin{aligned}
 \Gamma(\dot{\varepsilon}) &= \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{1/m_1}, \text{ si } \dot{\varepsilon} < \dot{\varepsilon}_t \\
 \Gamma(\dot{\varepsilon}) &= \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{1/m_2} \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_t}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{\left(\frac{1}{m_1} - \frac{1}{m_2} \right)}, \text{ si } \dot{\varepsilon} > \dot{\varepsilon}_t
 \end{aligned}
 \tag{6.12}$$

Avec $\dot{\varepsilon}$ vitesse de déformation, $\dot{\varepsilon}_0$ vitesse déformation de référence, $\dot{\varepsilon}_t$ vitesse de déformation de transition entre le domaine de faible sensibilité et le domaine de forte sensibilité à la vitesse de déformation, m_1 et m_2 sont les coefficients de sensibilité à la vitesse de déformation (respectivement la faible et la forte).

L'adoucissement thermique est exprimé par :

$$\begin{aligned}
 \Theta(T) &= c_0 + c_1 T + c_2 T^2 + c_3 T^3 + c_4 T^4 + c_5 T^5, \text{ si } T < T_{cut} \\
 \Theta(T) &= \Theta(T_{cut}) - \frac{T - T_{cut}}{T_{melt} - T_{cut}}, \text{ si } T \geq T_{cut}
 \end{aligned}
 \tag{6.13}$$

Avec $c_1 \dots c_4$ des constants, T la température, T_{melt} température de fusion et T_{cut} cutoff temperature.

La loi de frottement de Coulomb est la seule disponible pour gérer le contact dans AdvantEdge. Ce code a par exemple été utilisé pour étudier l'influence des revêtements sur la température dans l'outil [24] ou pour modéliser la coupe avec un outil muni d'un brise copeau [25]. Le seul point faible de ce logiciel est son manque d'ouverture et de choix concernant le maillage, le type d'élément et le contrôle du solveur.

La famille de codes Deform est développée par la Société SFTC (Scientific Forming Technologies Corporation). La première version était destinée à la simulation du forgeage, elle

a évolué et a intégrée par la suite différents modules permettant de simuler plusieurs processus de mises en forme. La version actuelle permet d'effectuer des simulations en 2D et 3D du tournage, du fraisage et du perçage. Ce code est basé sur une approche Implicite Lagrangienne, associée à un remaillage adaptatif. Deform 3D offre également la possibilité d'effectuer des simulations avec l'approche ALE. Il contient une librairie intégrant un nombre important de matériaux concernant l'outil, la pièce et le revêtement. Il est possible d'ajouter des matériaux supplémentaires soit en employant les lois de comportement déjà programmées dans le logiciel ou en programmant avec Fortran la loi souhaitée. Plusieurs lois de comportement sont implantées dans Deform [27] : loi exponentielle, loi de Johnson-Cook, loi de Zerilli-Amstrong, loi de Norton-Hoff et autres.

Deux lois de frottement sont disponibles dans Deform : la loi de Coulomb et celle de Tresca, avec la possibilité d'intégrer de nouvelles lois sous forme de sous-routines. Notons que le code permet à l'utilisateur de modifier plusieurs paramètres dans le modèle et les solveurs comme la taille des éléments de maillage, les facteurs masse du remaillage, l'incrément du temps, et autres. Des nombreuses études ont employé Deform pour étudier

- Les morphologies de copeau en introduisant un critère d'endommagement, Ceretti et al. [28] ;
- Pour simuler les contraintes résiduelles, Outerio et al. [29] ;
- Le transfert de la chaleur, Umbrello et al. [30] ;
- L'influence des constantes de la loi du comportement sur la simulation, Umbrello et al. [31] ;
- Ainsi que le tournage en 3D, Ceretti et al. [32].

Récemment Bill et al. [23] ont effectué une comparaison entre des simulations effectuées avec trois codes commerciaux : Deform, MSC Marc et AdvantEdge et des données expérimentales. Ils ont choisi la coupe orthogonale, une opération de coupe simple qui peut être décrit par un modèle numérique 2D. Malheureusement, aucune conclusion précise ne peut être tirée sur les capacités de chacun de ces codes.

VI.4 - Simulation de la coupe orthogonale

Les premières simulations effectuées étaient relatives à la coupe orthogonale, Figure 8. Le but était d'explorer les deux logiciels (AdvantEdge et Deform2D) et de reproduire les morphologies de copeau observées expérimentalement (segmenté et continu) lors d'essais réalisés au laboratoire LPMM, Figure 9.

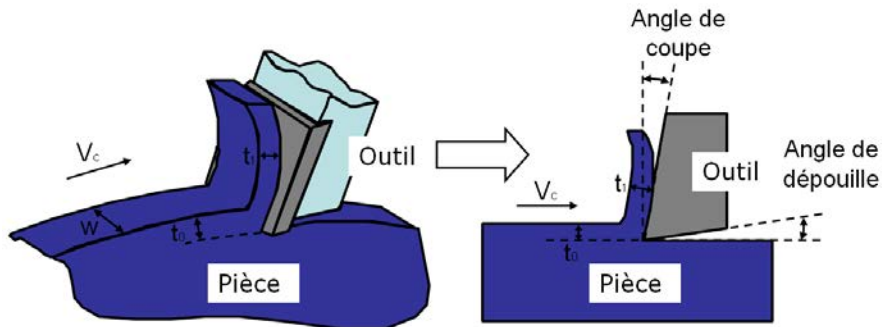


Figure 8. Représentation de la coupe orthogonale.

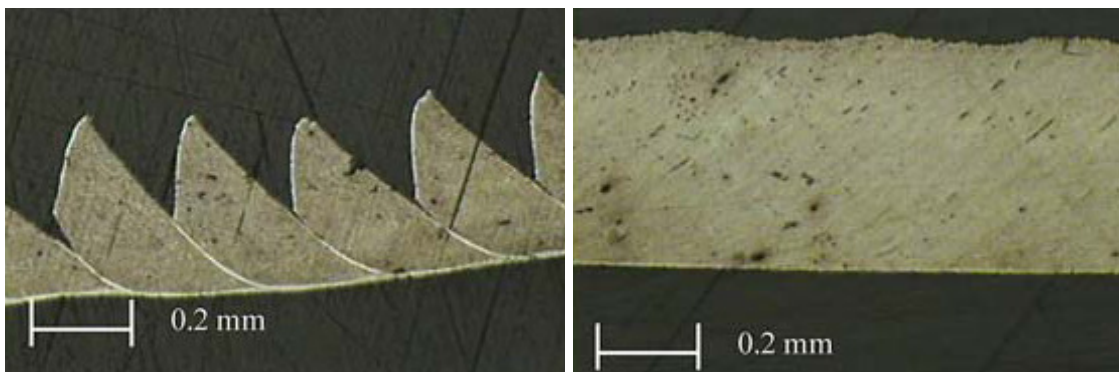


Figure 9. Morphologies des copeaux observés, d'après [34], le matériau usiné est l'acier 42 CrMo4, le copeau segmenté correspond à une profondeur de passe de 0,25 mm, avec une vitesse de coupe : $V_c = 480$ m/min, le copeau continu correspond à la vitesse $V_c = 60$ m/min.

Pour la modélisation, la pièce usinée est un rectangle de 5 mm de longueur et 3 mm de hauteur. L'outil a un angle de coupe négatif de -3° , un angle de dépouille de 10° et un rayon d'arête égal à 0,4 mm, caractéristiques identiques à celles des essais. La pièce est en acier 42CrMo4 et l'outil est de carbure de tungstène. Les conditions de coupe employées pour l'obtention des deux morphologies du copeau : continu et segmenté sont respectivement 60 et 480 (m/min). La profondeur de passe est égale à 0.25 mm pour les deux cas.

VI.4.1- Résultats obtenus avec Deform

Dans les simulations réalisées avec Deform2D, la pièce est considérée comme rigide-plastique (élasticité négligée) son comportement dépend de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température (loi de comportement thermo-viscoplastique). L'outil est considéré comme un corps rigide doté de propriétés thermiques permettant de prendre en compte et de modéliser les échanges de chaleur avec la pièce. Les caractéristiques mécaniques et thermiques du 42CrMo4 employés dans la modélisation sont importées de la librairie de code. La loi de comportement employée est la loi de Johnson-Cook :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[A + B \left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}} \right)^n \right] \left[1 + m \ln \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^v \right] \quad (6.14)$$

où τ , γ , $\dot{\gamma}$ et T représentent respectivement la contrainte de cisaillement, le glissement, la vitesse de glissement, et la température absolue. Les caractéristiques du comportement du matériau usiné sont le coefficient d'écrouissage n , la sensibilité à la vitesse de m , le coefficient d'adoucissement thermique v , A et B sont des constantes dépendant du matériau, $\dot{\gamma}_0$, T_r sont une vitesse de glissement et une température de référence et T_m est la température de fusion du matériau usiné.

Cette loi comprend trois termes. Le premier terme est semblable à une loi puissance classique fonction de la déformation plastique équivalente. Les termes suivants font respectivement références aux influences de la vitesse de déformation et de la température. Ils permettent de retrouver l'influence : de la vitesse de déformation (conduisant à une augmentation de la valeur du seuil de contrainte), et de la température (donnant lieu à un adoucissement).

La loi d'endommagement de Cockroft et Latham normalisée [35] est utilisée comme critère de rupture ductile dans l'ensemble des simulations effectués avec Deform :

$$C_r = \int_0^{\varepsilon_f} \left(\frac{\sigma^*}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\varepsilon} \quad (6.15)$$

Avec C_r est la valeur d'endommagement critique, ε_f la déformation à la rupture, $\bar{\varepsilon}$ déformation effective, $\bar{\sigma}$ la contrainte effective, σ^* la contrainte maximale.

Ce critère prédit l'endommagement de la matière qui a lieu lorsque la valeur critique est atteinte. Pendant la simulation l'endommagement est évalué pour chaque élément du modèle. Lorsque ce dernier atteint la valeur critique dans un élément, celui-ci est supprimé. La valeur critique d'endommagement est supposée indépendante de l'opération effectuée Oh et al. [36]. Elle est évaluée par des essais de traction. Cerretti et al. [28] ont testé l'influence de la valeur critique sur les résultats de simulation numérique de la coupe. Avec le code Deform, l'endommagement joue un rôle essentiel dans la segmentation des copeaux, plus précisément dans la simulation de tels copeaux. Umbrello et al. [30] ont fait varier la valeur critique et le coefficient de frottement par une procédure itérative de manière à retrouver des niveaux d'efforts corrects et des morphologies conformes à l'expérience. En l'absence de mesures expérimentales, cette même démarche de détermination de la valeur critique d'endommagement a été employée dans nos simulations. La valeur $C_r = 0.125$ utilisée dans nos simulations permet de reproduire la morphologie de copeau observée lors des essais.

L'un des éléments essentiels de la modélisation par les éléments finis, est le maillage. Le choix du type d'éléments n'est pas disponible dans Deform 2D, celui-ci ne contient qu'un seul type d'éléments (quadrilatères). Quant à la densité de maillage elle peut être contrôlée par plusieurs actions possibles :

- Fixer le nombre maximum d'éléments,
- Définir des zones d'intérêt et attribuer une taille relative pour les éléments de chaque zone,
- Attribuer des coefficients poids à des paramètres physiques (déformation, température et vitesse de déformation) pour tenir compte des valeurs de ces paramètres proportionnellement à leur coefficient pendant le remaillage automatique.

Pour les simulations effectuées le nombre maximal d'éléments a été fixé à 3500 pour la pièce et à 1000 pour l'outil, Figure 10. Trois zones de maillage ont été choisies dans la pièce, la première correspond à la zone primaire de cisaillement, une zone de transition puis le reste de la pièce. Les tailles relatives des éléments des trois zones a été fixé à 0,008 pour la zone de coupe, 0,05 pour la zone de transition et 0,5 pour le reste de la pièce. Ces paramètres permettent d'obtenir des éléments de taille minimum de 7 μm , valeur acceptable dans la simulation de la coupe. Notons que les effets du maillage sont importants dans l'apparition de la localisation de la déformation. Il existe donc une taille de maille critique permettant

d'activer des phénomènes physiques qui peuvent modifier le processus de la coupe Barge [37]. Des facteurs poids ont été également attribués à certains paramètres physiques afin de raffiner le maillage dans les endroits où les valeurs atteintes par certains paramètres sont importantes.

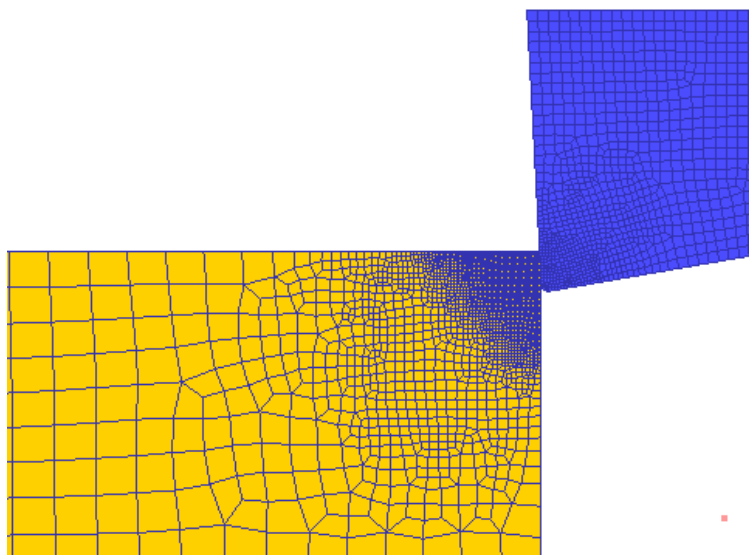


Figure 10. Modèle pour la coupe orthogonale avec DEFORM 2D : exemple du maillage employé.

Le choix de la loi du frottement à l'interface du contact outil-copeau (Coulomb, Tresca ou autre), de la valeur du coefficient de frottement (Loi Coulomb) ou de la constante de la loi de Tresca n'est pas simple. Ceci est dû au caractère particulièrement complexe du processus qui a lieu dans la zone de contact outil-copeau, et sa sensibilité extrême aux paramètres et conditions de coupe. Souvent certains auteurs utilisent ce paramètre pour calibrer leurs modèles : Umbrello et al. [31], qui ont employé le coefficient de frottement comme paramètre d'ajustement pour retrouver les bons niveaux des efforts. Ozel [33] a passé en revue une grande partie des modèles de frottement utilisés pour la simulation numérique de la coupe. Il a montré que l'utilisation des différentes lois du frottement a une influence significative sur certaines valeurs prédites par la simulation (les efforts de coupe, la longueur du contact outil-copeau ainsi que les contraintes et les températures le long de l'interface du contact). Ozel a conclu dans son étude que les résultats de la simulation les plus précis sont ceux obtenus avec une loi de frottement basée sur les valeurs de contraintes normales au niveau de la face de coupe mesurés expérimentalement [33].

Dans notre étude nous avons choisi d'employer une loi du frottement de type Coulomb. Les valeurs du coefficient du frottement choisies pour nos simulation correspondent à des valeurs moyennes de celui-ci mesurés expérimentalement (pour $V_c = 60\text{m/min}$ $\bar{\mu} = 0,9$ et $V_c=480\text{ m/min}$ $\bar{\mu} = 0,4$). La gestion du contact entre l'outil et la pièce usinée est effectuée par une approche maître-esclave/ la surface maître étant représentée par les éléments de l'outil sur lesquels sont projetés les nœuds de la surface esclave qui est la pièce.

Dans la première simulation effectuée, la vitesse de coupe a été fixée à 60 m/min. le copeau formé Figure 11 est continu, il correspond à la morphologie observée expérimentalement.

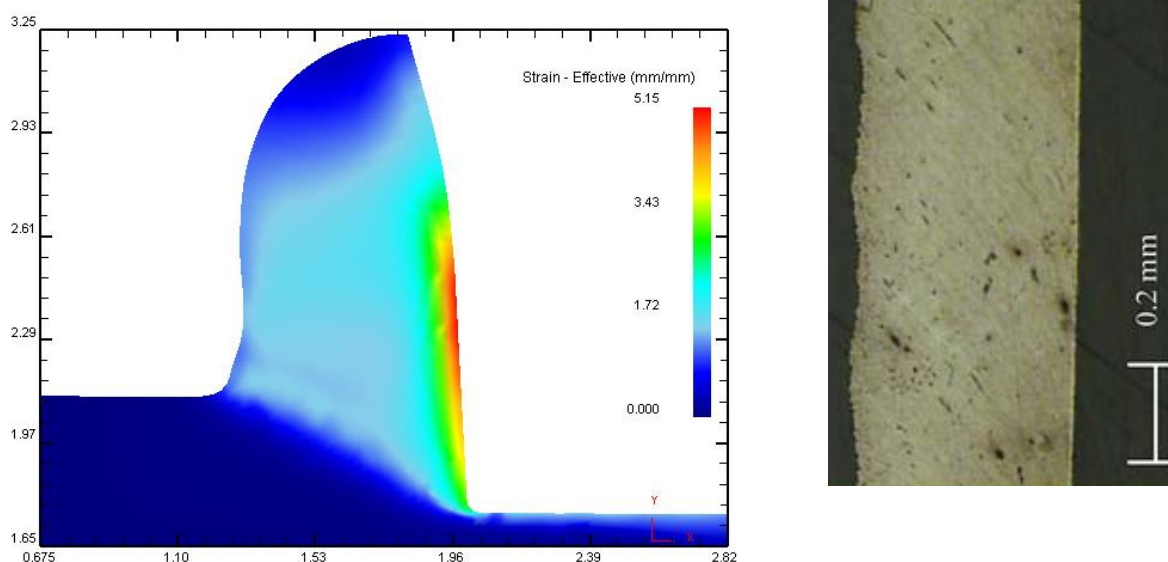


Figure 11. Les copeaux obtenus expérimentalement et avec Deform2D lors de simulation de coupe orthogonale à $V= 60\text{m/min}$.

La seconde simulation de la coupe a été effectuée avec la vitesse de 480 m/min, avec les mêmes paramètres. Nous pouvons remarquer sur la Figure 12, que le copeau simulé se décompose en segments séparés par une zone assez large de fortes déformations. Le copeau tiré des essais à cette même vitesse de 480 m/min est également segmenté mais il présente des bandes blanches, bandes dans lesquelles toute la déformation s'est localisée avec très probablement des températures élevées et un cisaillement intense facilité par l'adoucissement thermique du matériau. Ces bandes observées expérimentalement sont des bandes de cisaillement adiabatiques, elles ne sont pas retrouvées par la simulation avec DEFORM.

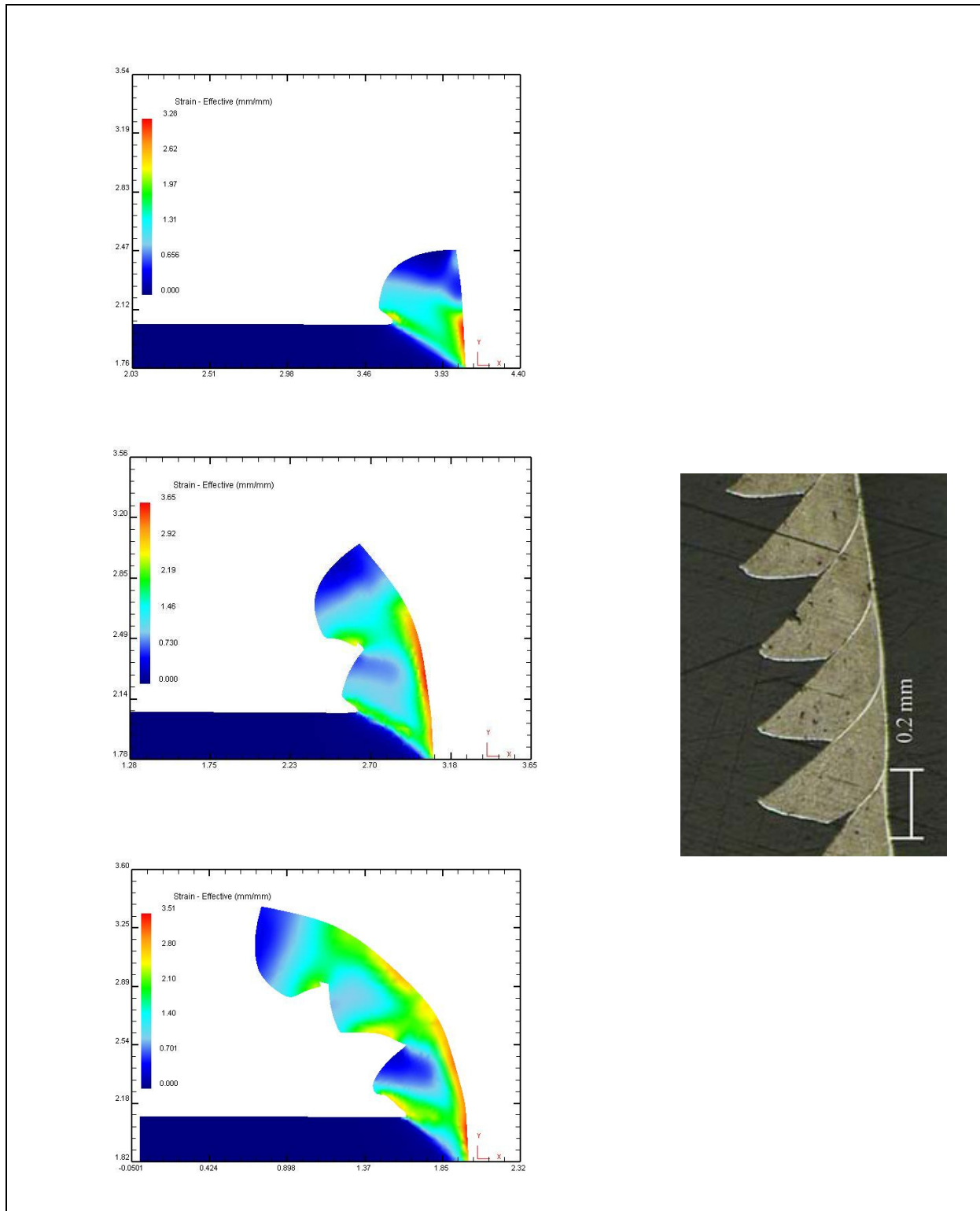


Figure 12. Copeaux simulés et obtenus expérimentalement à la vitesse de coupe de 480 m/min.

Pour mieux comprendre le mécanisme de la segmentation dans la simulation Deform, deux paramètres ont été étudiés : la température et l'endommagement Figure 13. Il est clair que lors de la segmentation la chaleur se localise dans la zone primaire, elle provoque l'augmentation

locale de la température et ceci au niveau de la surface libre du copeau jusqu'à la moitié du copeau approximativement. En même temps dans la même région du copeau une localisation de l'endommagement est observée. Ces deux phénomènes vont aboutir à une diminution de la contrainte effective dans cette même zone et à la segmentation du copeau. L'observation de l'instabilité qui va donner lieu à la segmentation montre que ce mécanisme est initié par un endommagement ayant lieu au milieu de la zone de cisaillement. C'est, semble t'il, l'endommagement qui conduit à la segmentation des copeaux. Ainsi Deform ne permettrait pas de prévoir des bandes de cisaillement adiabatiques.

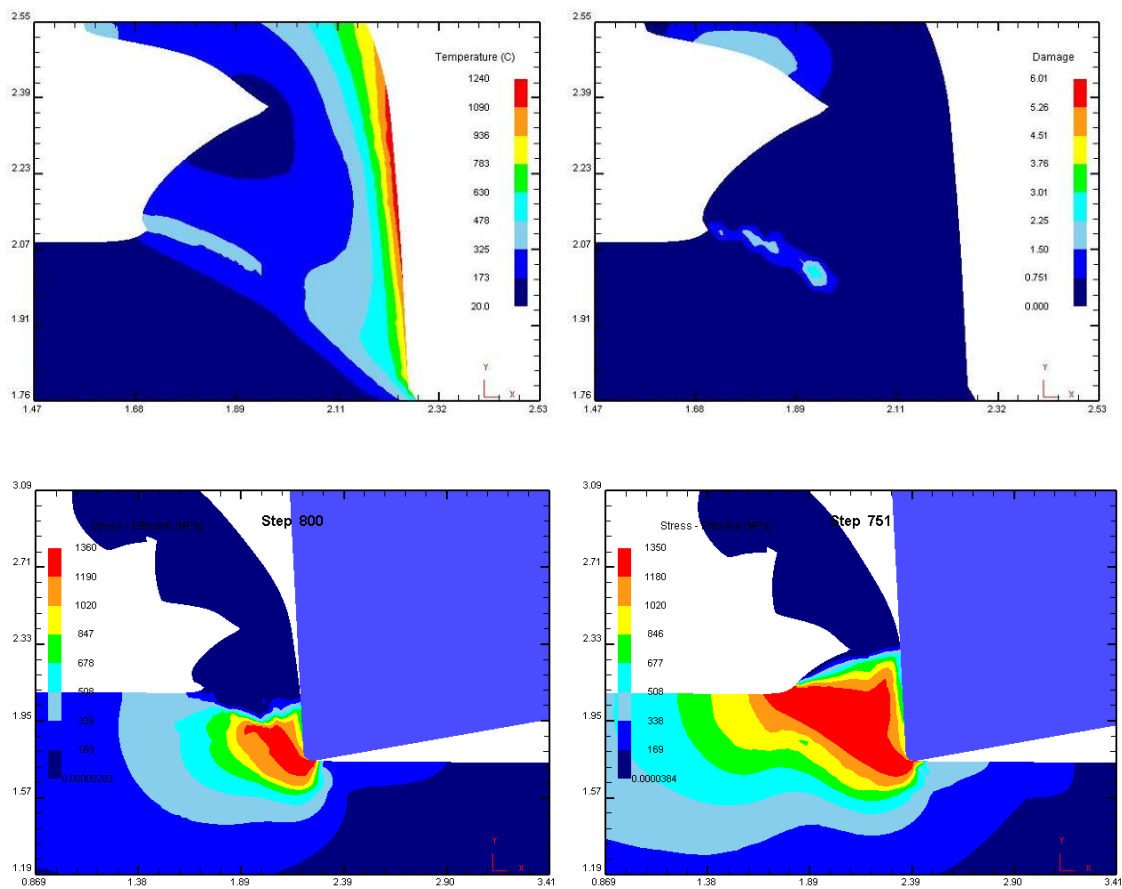


Figure 13. La localisation de la température, l'endommagement et la contrainte effective lors de segmentation.

Pour terminer l'analyse des résultats des simulations obtenus avec Deform pour les deux vitesses choisies : 60 et 480 m/min. La Figure 14 donne la distribution des températures dans le copeau et dans l'outil.

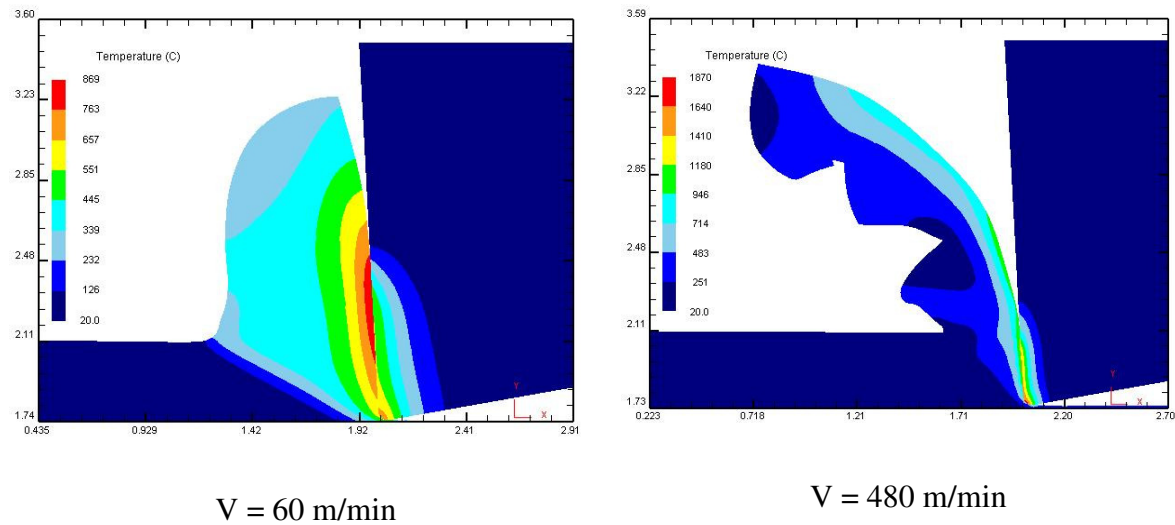


Figure 14. Répartition des températures dans le copeau et dans l'outil aux deux vitesses de coupe 60 et 480 m/min.

Aux deux vitesses, la température maximale observée dans l'outil est située au niveau du bec. Le copeau et l'outil sont plus affectés thermiquement à la faible vitesse. On observe à cette vitesse de 60 m/min, une température maximale dans le copeau à l'interface outil-copeau, au dessus de l'arête de coupe. A la plus grande vitesse, l'échauffement dans le copeau est principalement localisé dans la zone de contact outil-copeau (zone secondaire de cisaillement).

VI.4.2- Résultats obtenus avec AdvantEdge

De la même façon que précédemment, avec AdvantEdge, l'outil est supposé indéformable, les transferts de chaleur avec l'outil sont possibles et de ce fait, l'outil est maillé également. Les caractéristiques mécaniques et thermiques du 42CrMo4 employés dans la modélisation sont importées de la librairie de code. La loi de comportement thermo-viscoplastique est du type présenté au-dessus, relation (6.9). Le code fonctionne avec les critères d'ouverture de la matière et de propagation de fissures décrits dans les parties précédentes. Cependant il reste très fermé et de nombreuses informations ou valeurs de paramètres d'entrée sont inaccessibles.

Un seul type d'élément est disponible dans AdvantEdge. Le maillage est construit Figure 15 par la définition d'une taille maximum et minimum pour les éléments ainsi qu'un rapport

entre la taille minimum pour l'élément et le rayon de l'outil. Une autre possibilité de contrôler le maillage est de définir le nombre d'éléments dans l'épaisseur du copeau. En outre l'intensité du raffinement ainsi que le déraffinement du maillage peuvent être contrôlés par le choix de deux facteurs qui déterminent les options du maillage adaptatif.

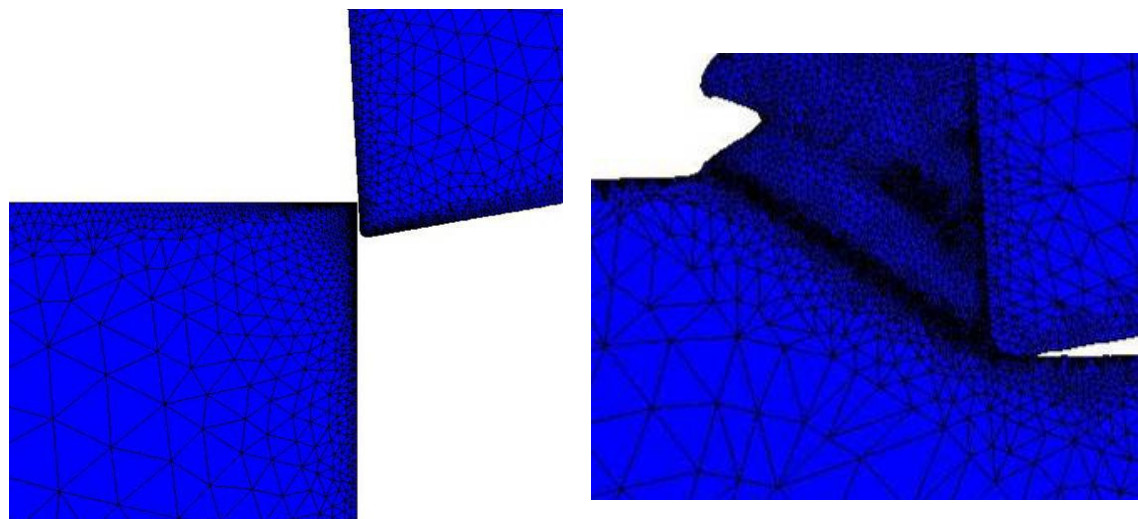


Figure 15. modèle pour la coupe orthogonale avec AdvantEdge, la figure de droite montre le raffinement du maillage dans les zones les plus déformées.

Les caractéristiques du maillage employé dans nos simulations sont les suivantes :

- La taille maximum des éléments : 0,1 mm ;
- La taille minimum des éléments : 0,005 mm.

Les valeurs du coefficient de frottement pour la loi de Coulomb employées dans nos simulations sont identiques à celles employées dans les calculs effectués avec le code Deform2D : pour $V_c = 60 \text{ m/min}$ $\bar{\mu} = 0,9$ et $V_c = 480 \text{ m/min}$ $\bar{\mu} = 0,4$.

Dans la première simulation, la vitesse de coupe a été fixée à 60 m/min. Le copeau formé, Figure 16, est continu. Il correspond à la morphologie observée expérimentalement. Les déformations sont généralement de l'ordre de 2, exceptée dans la zone de contact outil-copeau où des déformations plastiques se sont produites (zone secondaire de cisaillement). Dans cette zone, la déformation plastique atteint 5. Cela aussi est conforme à l'expérience, puisqu'une bande blanche est visible sur le copeau tiré de l'expérience au voisinage de la surface de frottement avec l'outil.

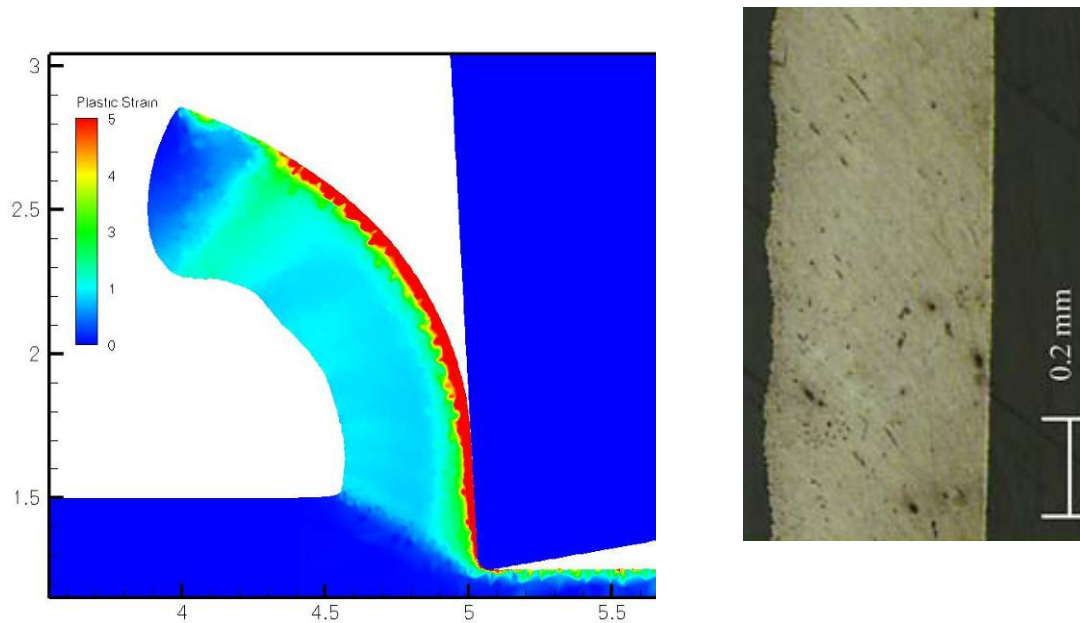


Figure 16. Copeau continu simulé et expérimental pour la vitesse $V=60$ m/min avec AdventEdge.

La seconde simulation de la coupe a été effectuée avec la vitesse de 480 m/min, le copeau est segmenté. Il est évident sur la Figure 17 montrant les différentes étapes de la formation du copeau, que la segmentation du copeau apparaît par compression intense puis cisaillement intense dans une bande fine de cisaillement.

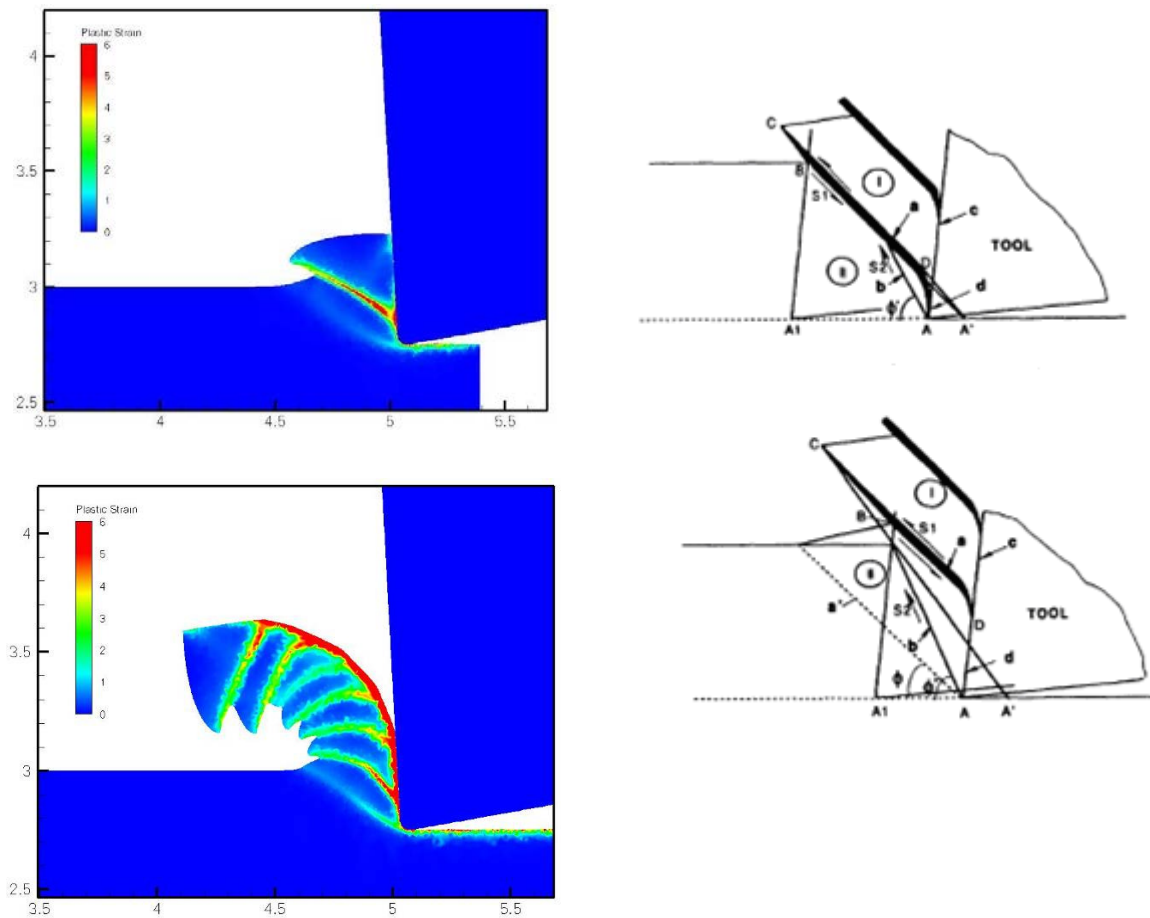


Figure 17. Formation d'un copeau segmenté avec AdvantEdge, Comparaison avec les mécanismes observés et schématisés par R. Komanduri [38].

Le mécanisme de segmentation est bien celui qui a été observé expérimentalement et reporté dans les travaux de R. Komanduri et al. [38], Figure 17. Par rapport au copeau expérimental, il y a une bonne concordance, Figure 18. Les segments se sont bien formés par cisaillement intense dans de fines bandes de cisaillement. Elles correspondent aux bandes de cisaillement adiabatiques qui sont visibles sous forme de bandes blanches sur le copeau expérimental. La fréquence de segmentation ou la distance entre les segments semble plus petite dans la simulation. Des grandes déformations plastiques de l'ordre de 6 sont reportées au voisinage de la surface frottante avec l'outil, sous la forme d'une bande assez fine. Là aussi, ceci est parfaitement conforme à l'expérience, le copeau présente une bande blanche sous la surface frottante.

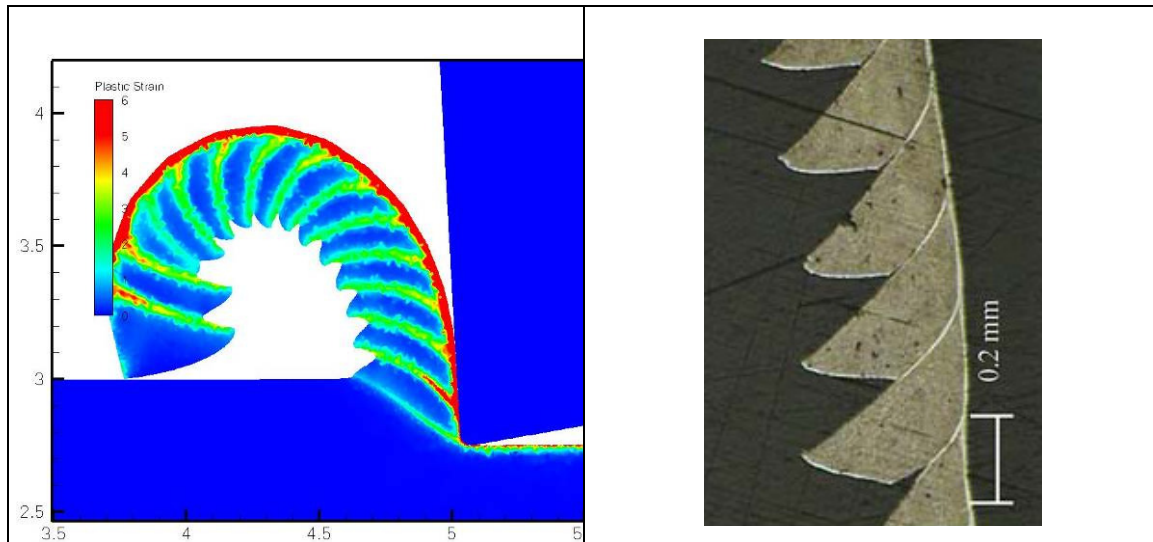


Figure 18. Copeaux simulé et obtenu expérimentalement à la vitesse de coupe de 480 m/min, avec AdventEdge.

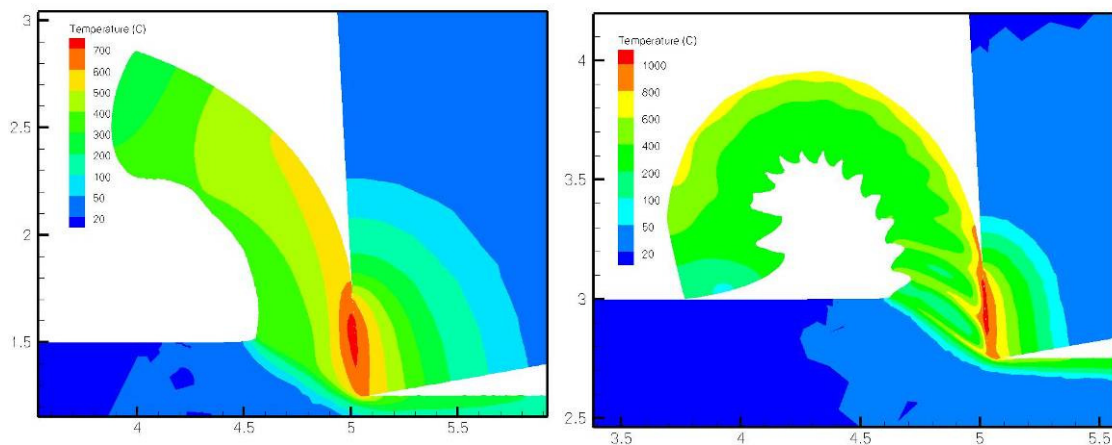


Figure 19. Simulations AdvantEdge, répartition des températures dans le copeau et dans l'outil aux deux vitesses de coupe.

Les distributions des températures dans l'outil et le copeau sont examinées pour les deux vitesses de coupe étudiées. La température maximale observée dans l'outil est située au niveau de la zone de contact outil-copeau, au dessus de l'arête, ceci est conforme aux mesures expérimentales effectuées par exemple par Rech [39]. Il est à noter que le copeau évacue la plus grande partie de la chaleur.

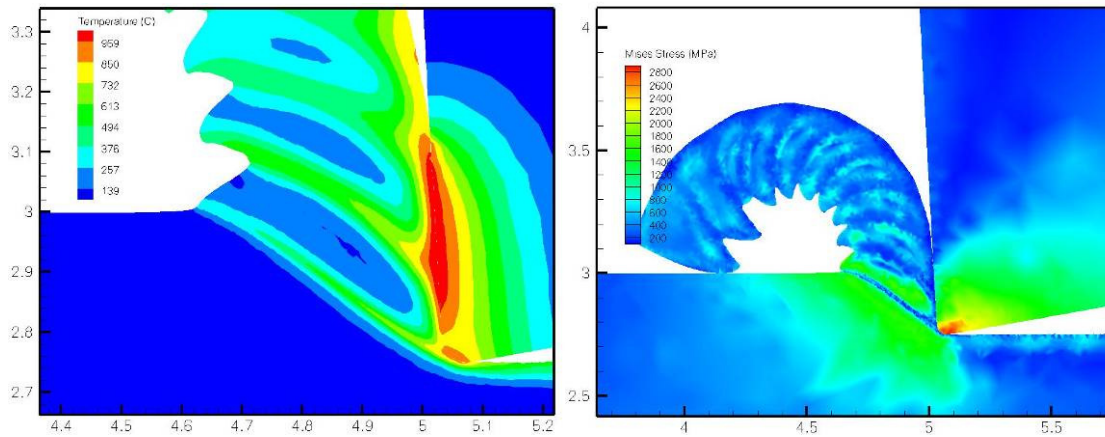


Figure 20. La localisation de la température et la contrainte de Von Mises lors de segmentation avec AdventEdge.

La localisation de la température observée lors de la segmentation avec Deform2D est également constatée avec une fréquence plus importante. La température dans la zone de localisation est de l'ordre de trois cents degrés Celsius dans les deux simulations. Cette localisation de la température aboutit à une diminution de la contrainte de Von-Mises dans cette même zone ce qui a probablement comme conséquence un adoucissement thermique ce qui va déclencher la segmentation du copeau. Cependant la largeur et la forme de la zone de localisation au sein de la bande de cisaillement n'est pas la même dans les simulations réalisées avec Deform2d et AdvantEdge. Elle est plus fine et s'étend sur la majorité de l'épaisseur du copeau.

En résumé, pour la simulation de la coupe orthogonale, c'est le code Advantedge qui semble le mieux reproduire les mécanismes de la coupe. En particulier les copeaux segmentés sont mieux appréhendés, la segmentation se produit bien par localisation de la déformation plastique dans une fine bande de cisaillement. L'avantage d'Advantedge est dû au maillage adaptatif et au raffinement du maillage beaucoup plus efficace qu'avec Deform. L'inconvénient d'AdvantEdge est la fermeture de ce code.

VI.5 - Simulation du perçage

La simulation 3D de l'opération du perçage par la méthode des éléments finis est très intéressante car elle permet d'obtenir des indications sur l'écoulement des copeaux et la morphologie de ceux-ci. Elle donne accès aux champs des contraintes et des températures dans l'outil et la pièce, ceci peut permettre d'optimiser la géométrie du foret ou les conditions de coupe. Le but de nos simulations est de tester les capacités de deux codes AdventEdge et Deform3D à simuler correctement l'opération de perçage.

Deux phases de l'opération de perçage peuvent être simulées Figure 21 :

- La phase de pénétration du foret : dans ce cas le perçage est simulé depuis le contact initial du foret avec la pièce à percer.
- La phase suivante du perçage, c'est à dire la réalisation du trou à partir d'une profondeur h . Dans cette phase, la pièce est supposée déjà percée d'un trou de profondeur h et le foret commence alors à percer à partir de cette profondeur.

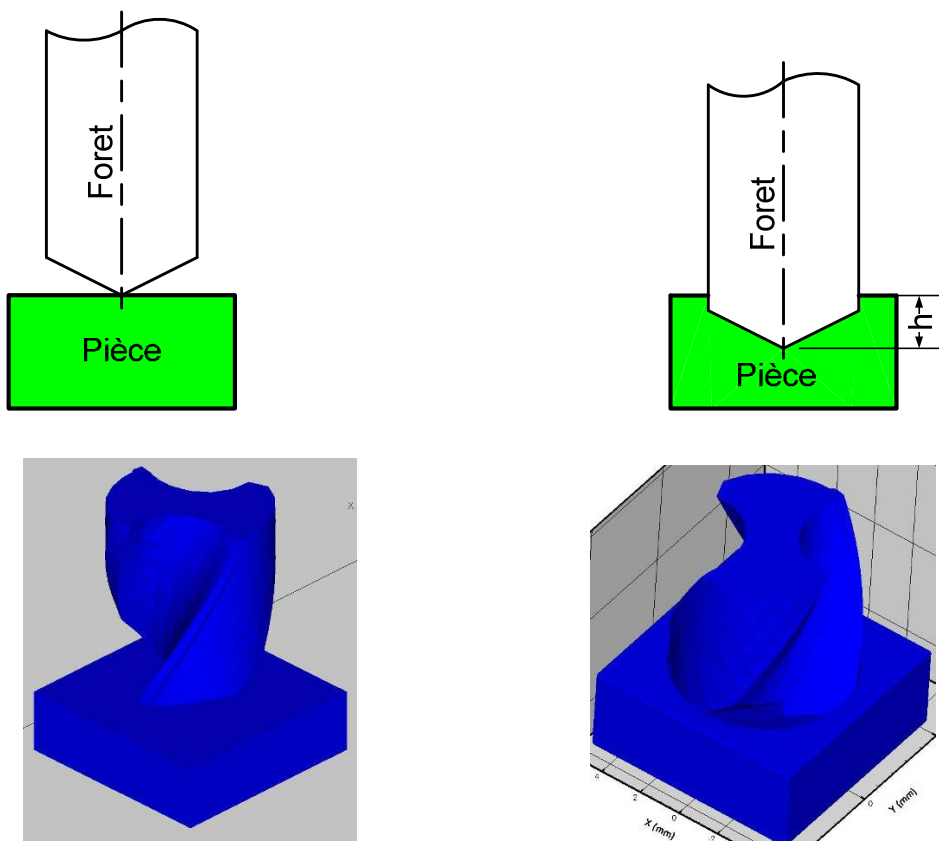


Figure 21. Représentation des deux types de simulations : pénétration et à partir d'une profondeur h .

Le recours à ces deux phases séparément est motivé par des limites imposées par la puissance et le temps de calcul et la nature de l'information recherchée.

La simulation de la phase de pénétration peut prendre plusieurs semaines de calcul pour que les arêtes s'engagent complètement dans la pièce et ceci avec une station de calcul muni de 2 Processeurs Xeon 5160 bi cœurs de fréquence 3Ghz et 8Gb de mémoire vive. Les résultats étudiés dans ce cas sont la morphologie du copeau initial obtenu lors de pénétration et l'évolution des efforts de coupe générés pendant la pénétration.

Dans la simulation de la phase de perçage à partir de la profondeur h , les arêtes de coupe du foret sont directement engagées, de plus les listels sont en contact direct avec les parois du trou. Avec ce type de simulation une semaine de calcul peut donner des résultats satisfaisants pour les efforts de coupe et la distribution de la température ainsi que pour la morphologie du copeau. Ce type de simulation sera utilisé dans l'étude consacrée à l'optimisation de la géométrie du foret dans le paragraphe VI.3.3.

La pièce usinée est modélisée par un cylindre de diamètre 10 mm d'épaisseur 4 mm (Deform3D) ou un parallélépipède de dimension $10 \times 10 \times 3 \text{ mm}$ (AdvantEdge).

Trois forets ont été utilisés dans les simulations :

- Le foret employé pour le perçage de l'acier 42CrMo4, foret utilisé pour la validation du modèle analytique (voir chapitre V) ;
- Les deux forets développés dans l'étude d'optimisation de la géométrie avec un angle de la zone amincie égale à $+10^\circ$ puis -10° (voir chapitre V).

Avec le premier foret les deux phases de perçage ont été étudiées, pour les deux autres seule la phase de perçage à partir d'une profondeur h a été étudiée (h est égal à 2,5 mm avec AdventEdge et 1,5 mm avec Deform3D). Les forets sont en carbure de tungstène revêtu d'une couche de Nitrure de titane (TiN) de 0,005 mm d'épaisseur.

La pièce est l'acier 42CrMo4 et les conditions de coupe employées dans toutes les simulations sont : une vitesse de rotation $N=1500 \text{ tr/min}$ et une avance $f=0,125 \text{ mm/tr}$.

VI.5.1- Phase de pénétration, résultats obtenus avec AdvantEdge

L'outil est modélisé comme un corps rigide indéformable, pouvant échanger de la chaleur. Les caractéristiques mécaniques et thermiques du 42CrMo4 employés dans la modélisation sont importées de la librairie de code. La loi de comportement et le critère d'endommagement et de la séparation employée sont ceux décrit précédemment dans la présentation du code

Un seul type d'élément est disponible dans AdvantEdge : l'élément tétraédrique. Le maillage est construit par la définition de deux tailles minimum pour les éléments qui se situent dans un volume à proximité et loin de l'outil. En outre l'agressivité du raffinement ainsi que le déraffinement du maillage peut être contrôlé par le choix des deux facteurs qui détermine les options de maillage adaptatif.

Les caractéristiques du maillage employé dans nos simulations sont les suivantes, Figure 22 :

- La taille minimum des éléments dans la pièce à proximité de l'outil : 0,04 mm ;
- La taille minimum des éléments dans le copeau à proximité de l'outil : 0,05 mm.

Le choix de ces paramètres est influencé par plusieurs facteurs : Les valeurs proposées par le code, la recommandation d'avoir au moins deux éléments dans l'épaisseur du copeau, le temps de calcul ainsi après plusieurs simulations réalisées.

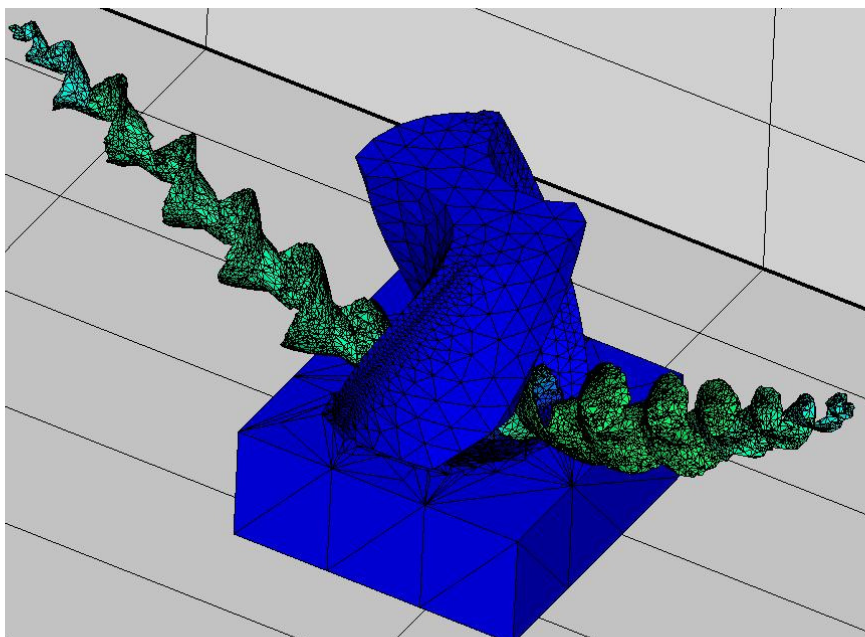


Figure 22. Exemple de maillage dans advantedge.

Le premier calcul effectué représente la simulation de la phase de pénétration du perçage. La Figure 23 illustre la morphologie des copeaux obtenus par la simulation avec AdvantEdge, la comparaison avec le copeau expérimental est tout à fait satisfaisante.

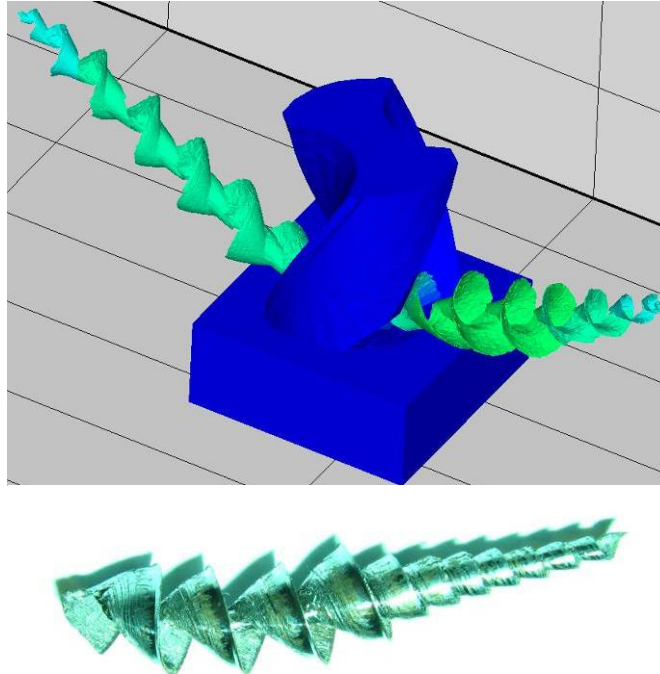


Figure 23. Simulation de la phase de pénétration du foret avec AdvantEdge, copeaux simulés et en dessous copeau obtenu expérimentalement.

Regardons maintenant l'effort axial et le couple obtenus par la simulation en comparaison avec ceux mesurés expérimentalement. La Figure 24 montre cette comparaison, les résultats calculés sont assez proches de ceux mesurés. On notera que l'effort axial est sur-estimé alors que le couple est sous-estimé.

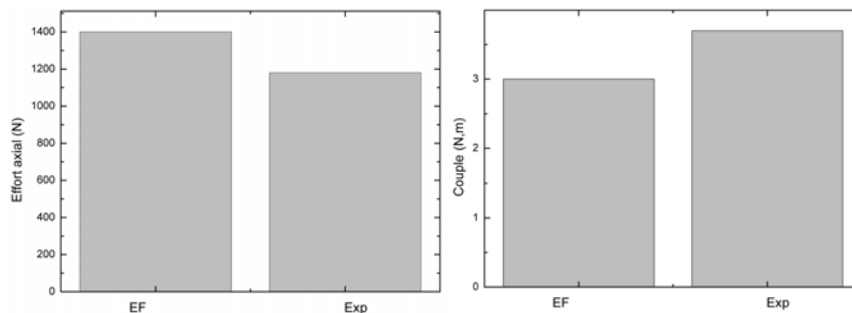


Figure 24. L'effort axial et le couple obtenus expérimentalement et avec la simulation effectuée avec AdvantEdge.

VI.5.2- Phase de pénétration, résultats obtenus avec Deform

L'un des éléments essentiels de la modélisation par la méthode des éléments finis est le maillage. Le choix du type des éléments n'est pas possible dans Deform 3D, celui-ci ne contient qu'un seul type d'éléments : des éléments tétraédriques. Quant à la densité de maillage elle peut être contrôlée par plusieurs opérations :

- fixer un nombre maximum d'éléments ou une taille minimale pour les éléments ainsi qu'un rapport entre la taille maximale et la taille minimale,
- attribuer des coefficients poids à des paramètres physiques (déformation, température et vitesse de déformation) pour tenir compte des valeurs de ces paramètres pour le remaillage automatique suivant le poids attribué.

Pour les simulations effectuées, c'est la taille minimale et un rapport entre taille minimale et taille maximale qui ont été utilisés comme paramètres pour définir le maillage de la pièce. Le nombre maximal des éléments obtenus avec les paramètres choisis est d'environ 70 000 éléments. Les valeurs des principaux paramètres du maillage qui assurent la meilleure stabilité de calcul, la précision optimale du modèle tout en conservant un temps de calcul raisonnable, sont les suivantes :

- Une taille minimale d'élément entre 0,04 et 0,05 mm ;
- un rapport entre la taille minimale et maximale de l'élément entre 7 et 14.

Pour le raffinement du maillage, des coefficients poids ont été également attribués à la déformation, la vitesse de déformation et la température. Plusieurs valeurs de ces coefficients ont été testées.

Le maillage de l'outil a été réalisé en choisissant un nombre maximal d'éléments fixé dans nos simulations à 12 000 éléments. Ce maillage est raffiné dans la zone de contact et au niveau des arêtes de coupe, le paramètre de raffinement est ici la température.

Il faut noter finalement que nos simulations respectent les recommandations des manuels d'utilisation des codes.

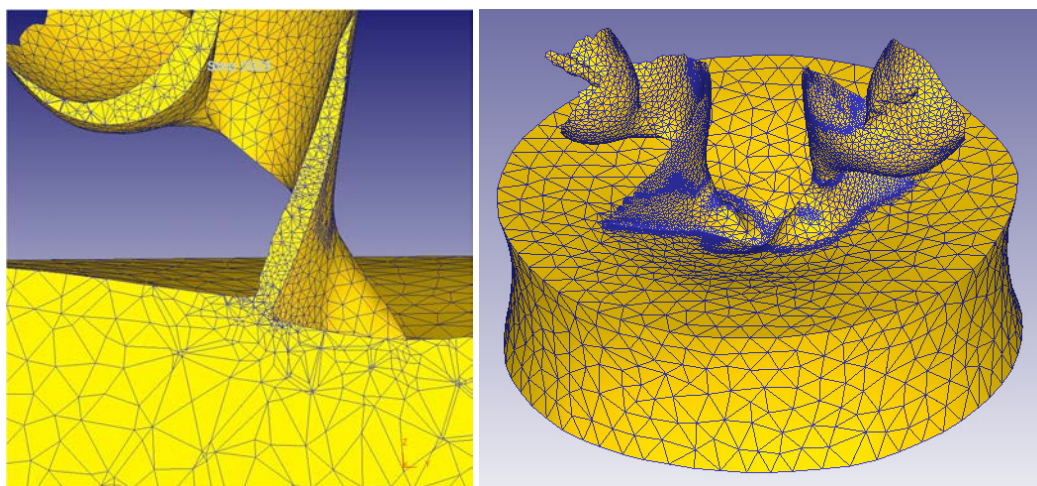


Figure 25. *Exemple de maillage avec Deform.*

Dans notre étude, nous avons choisi d’employer une loi du frottement de type Coulomb. Pour commencer, les valeurs choisies pour le coefficient de frottement étaient celles utilisées pour la modélisation analytique, puis nous avons fait varier ces valeurs. La gestion du contact entre l’outil et la pièce usinée est réalisée par une approche de type maître-esclave : la surface maître étant représentée par les éléments de l’outil sur lesquels sont projetés les nœuds de la surface esclave qu’est la pièce.

La Figure 26 illustre les morphologies des copeaux simulés lors de la pénétration du foret. La forme générale des copeaux simulés est assez proche de celle observée expérimentalement, le copeau s’enroule correctement. Cependant les cônes formés sont plutôt disjoints et les surfaces latérales présentent des crénelures. Il est évident que les copeaux simulés par AdvantEdge sont beaucoup plus proches de la réalité expérimentale. Une des explications possibles est sans doute le maillage plus fin et le raffinement de maillage plus efficace avec AdvantEdge.

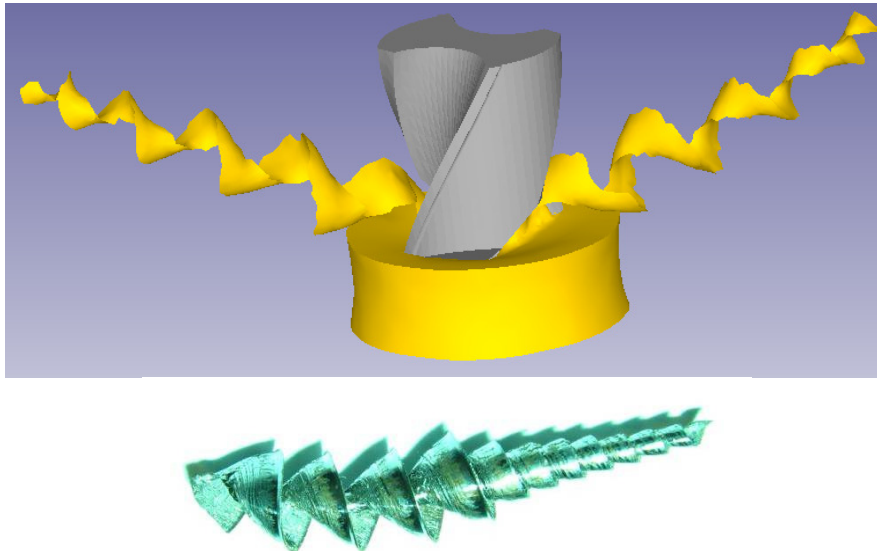


Figure 26. Simulation de la phase de pénétration du foret avec Deform, copeaux simulés et en dessous copeau obtenu expérimentalement.

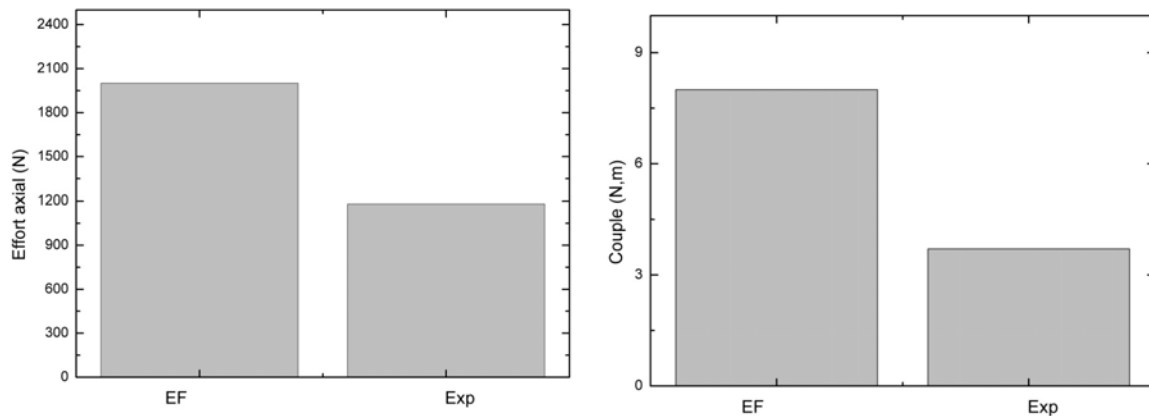


Figure 27. L'effort axial et le couple obtenus expérimentalement et avec la simulation effectuée avec Deform.

Le deuxième type de comparaison concerne l'effort axial et le couple obtenus par la simulation. La figure montre que les résultats calculés et ceux mesurés expérimentalement, l'accord n'est pas très satisfaisant. Deform 3D surestime aussi bien l'effort axial que le couple et ceci malgré le grand nombre de simulations effectuées et les différentes valeurs de coefficient du frottement testées.

VI.6 - Optimisation de la géométrie

Dans cette partie de notre étude des simulations à partir d'une profondeur h ont été réalisées avec des forets proposés dans le chapitre V. Ces forets ont subi une modification dans leur géométrie par rapport au foret employé dans les simulations précédentes au niveau de la zone amincie et ceci afin d'optimiser la géométrie de l'outil, Figure 28.

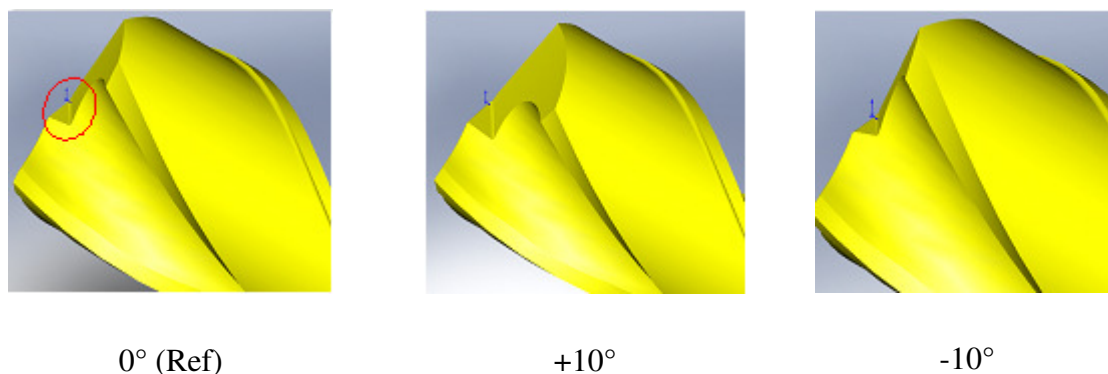


Figure 28. Modification dans la géométrie.

Les conditions de coupes employées dans les simulations sont $N = 1000 \text{ tr/min}$; $F = 0,15 \text{ mm/tr}$. présentées dans le **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** Seules les géométries -10° et $+10^\circ$ ont été utilisées pour les simulations, compte tenu des temps de calcul assez importants.

VI.6.1- Optimisation de la géométrie avec *Deform*

Les forets présentés ci-dessus sont utilisés pour effectuer deux simulations à partir d'une profondeur h . Malheureusement avec ce type de simulation, nous observons la formation d'un copeau au niveau de la paroi du trou, formation de copeaux provoquée par les listels.

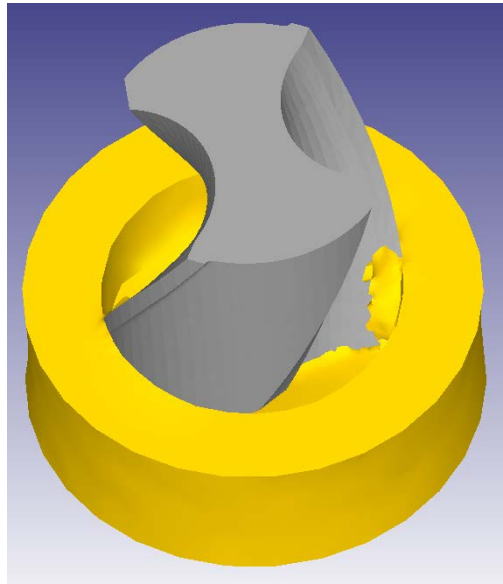
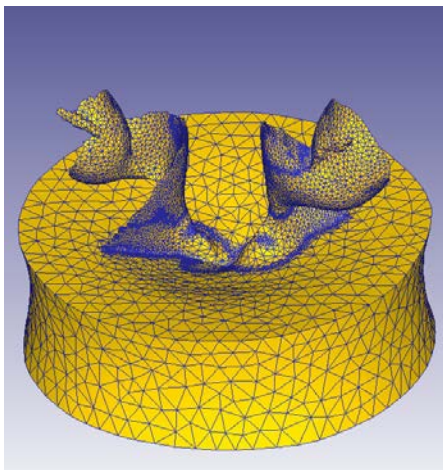
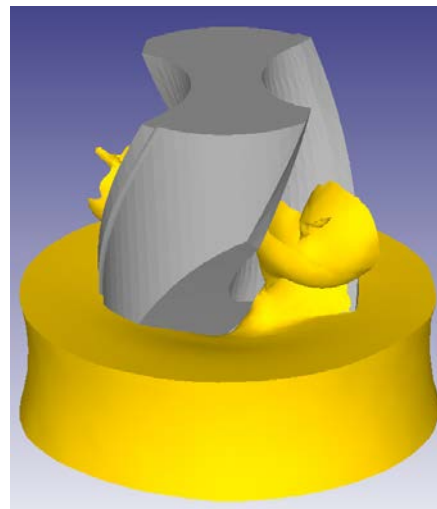


Figure 29. Formation de copeaux au niveau de la paroi du trou et réalisée par les listels.

Pour faire face à ce problème, la profondeur h choisie correspond à la hauteur de pointe du foret. Avec cette valeur de h , le copeau formé est alors correct et proche du copeau expérimental. Les morphologies des copeaux obtenus avec Deform sont présentées à la Figure 30.



+10



-10°

Figure 30. Morphologie des copeaux simulés avec Deform.

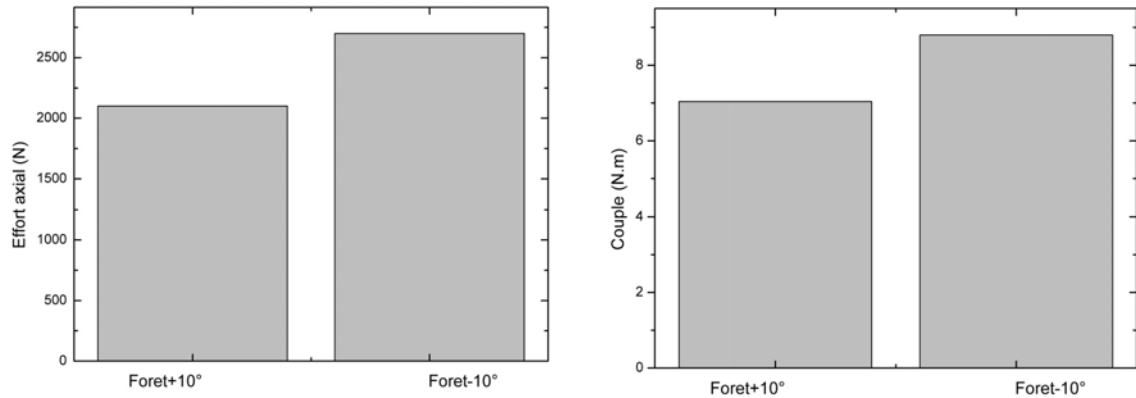
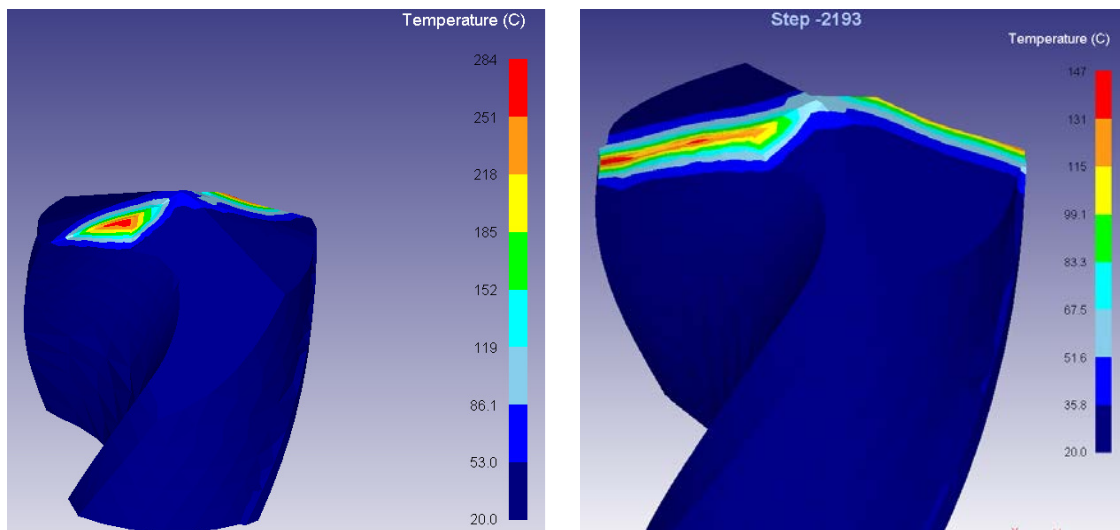


Figure 31. Les efforts axiaux et les couples obtenus par les simulations du perçage avec les deux forets proposés en utilisant Deform.

Les efforts axiaux et les couples calculés par les simulations avec les deux forets sont montrés à la Figure 31. L'effort axial le moins important est obtenu avec le foret +10°, même résultat pour le couple. La coupe négative augmente les efforts au niveau de l'âme du foret, ceci est conforme à l'expérience.



Foret +10°

Foret -10°

Figure 32. La distribution de la température le long des arêtes de coupe pour les forets proposés obtenue avec Deform.

La température de l’outil dans ces simulations n’est pas très satisfaisante du point de vue quantitatif, niveau des températures et répartition. Ceci peut être dû à la durée du perçage très courte pour la stabilisation de la température. En outre, la périphérie libre du foret ne permet pas de simuler la chaleur générée dans cette région par le frottement du listel avec la paroi du trou. Les distributions de températures illustrées à la Figure 32 montrent l’existence d’une température maximale au milieu des arêtes principales de coupe et au niveau de la périphérie du foret.

VI.6.2- *Optimisation de la géométrie avec AdvantEdge*

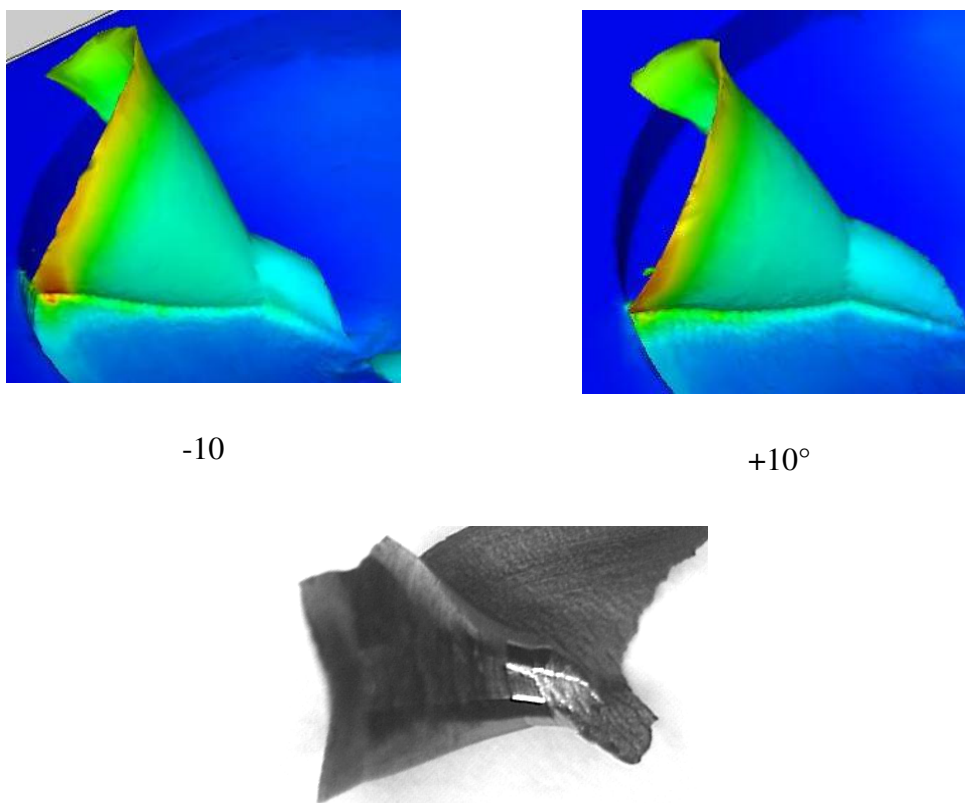


Figure 33. Morphologie du copeau simulé avec AdvantEdge.

Avec *advantEdge*, la simulation à partir d’une profondeur h quelconque ne pose pas de problème. La morphologie du copeau observée lors de la simulation avec *AdvantEdge* ressemble beaucoup plus à celle observée expérimentalement, comme le montre la Figure 33.

Les efforts axiaux et les couples obtenus par les simulations du perçage avec les deux forets sont montrés à la Figure 34. Dans les courbes de l’effort axial la valeur la moins importante

est celle obtenue pour le foret +10°. La différence entre les deux courbes générées est d'environ 200 N, pour l'effort axial. En ce qui concerne le couple, les deux forets donnent des valeurs quasi identiques, ceci peut être expliqué par le fait que la plus grande partie du couple est générée au niveau des arêtes principales du foret, identiques pour les deux forets.

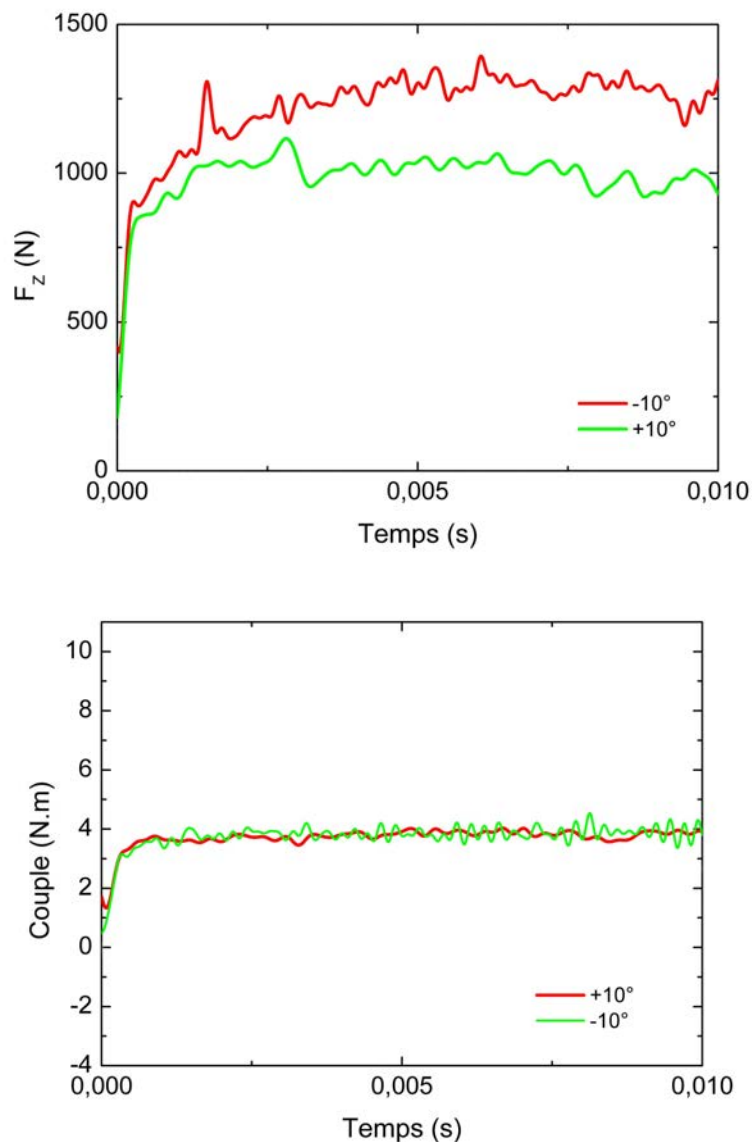


Figure 34. Les efforts axiaux et les couples obtenus par les simulations du perçage avec les deux forets proposés en utilisant AdvantEdge.

La répartition de la température dans l'outil et les valeurs atteintes sont essentielles en particulier pour étudier l'usure de l'outil et comprendre les mécanismes d'usure. Les distributions de la température sur les faces de coupe et de dépouille sont illustrées à la Figure 35, pour les deux forets étudiés. Les deux simulations montrent que les températures les plus importantes sont situées dans la zone proche de la périphérie du foret. La température

maximale atteinte dans l'outil est de l'ordre de 650°C, tout à fait réaliste et conforme aux mesures expérimentales réalisées sur des matériaux équivalents.

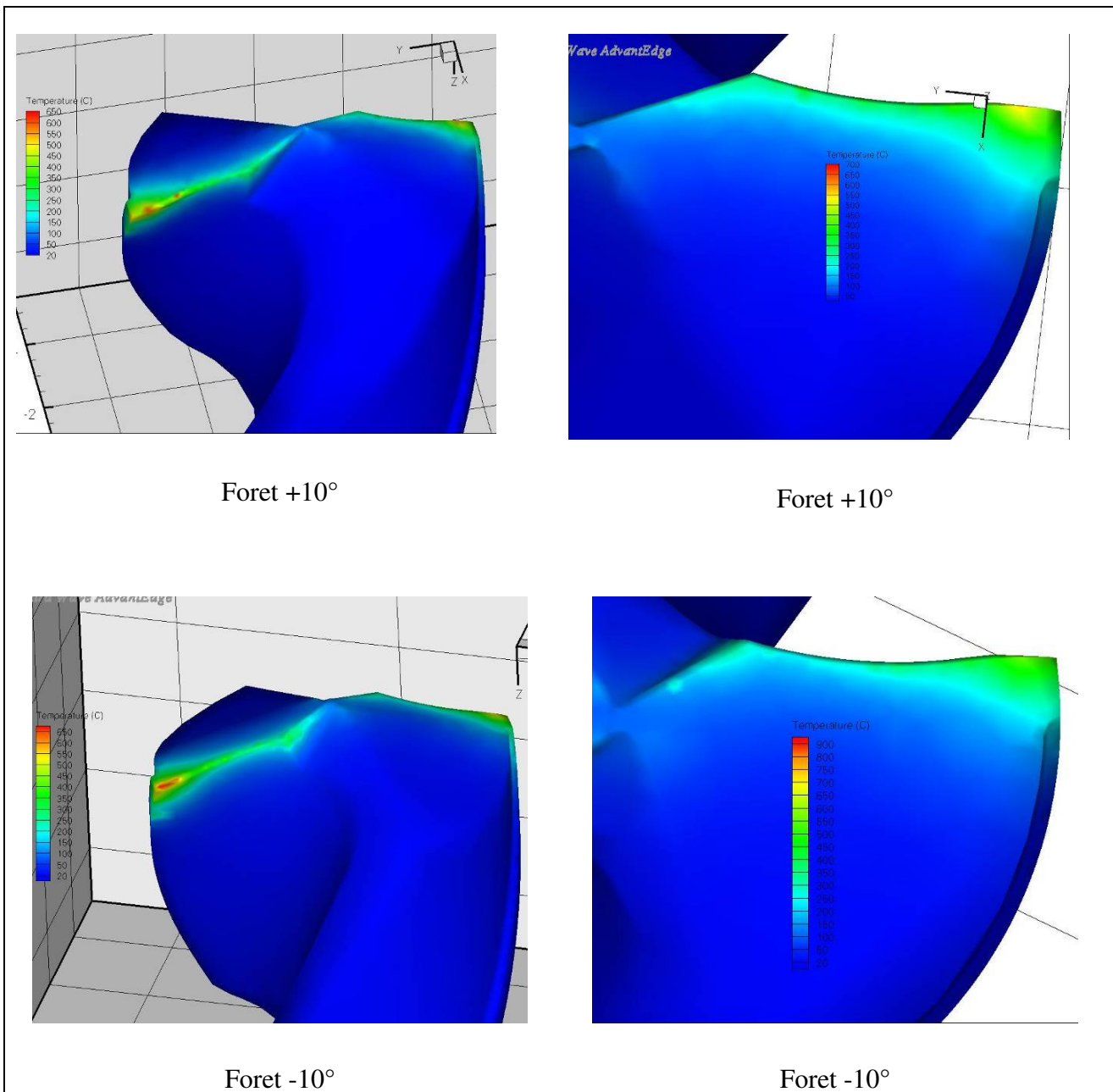


Figure 35. La distribution de la température le long des arêtes de coupe pour les forets proposés obtenue avec AdvantEdge.

VI.7 - Conclusion

Dans ce chapitre une étude numérique par la méthode des éléments finis a été effectuée. Deux codes commerciaux capables d'effectuer des simulations du perçage en 3D sont employés. Ce type de modélisation permet de calculer l'effort axial, le couple et la température le long des arêtes de coupe. La modélisation éléments finis 3D est très intéressante car elle permet d'obtenir des indications sur l'écoulement des copeaux et la morphologie de ceux-ci. Elle donne accès aux champs des températures dans l'outil et la pièce.

En première temps des simulations de tournage en 2D ont été effectuées pour tester les capacités de ces logiciels à reproduire des phénomènes observés expérimentalement comme la segmentation du copeau. Un copeau segmenté a été obtenu en utilisant une loi d'endommagement ou un raffinement de maillage au niveau de la bande de cisaillement. Les deux mécanismes de segmentation observés avec les deux techniques s'avère différents : l'endommagement de certain élément initie la segmentation dans la première approche tandis que l'adoucissement thermique dans une fine bande génère la segmentation dans la seconde approche. Le nombre et la forme des segments sont encore différents dans les deux approches.

Deux types de simulations de perçage en 3D peuvent être effectués : des simulations de pénétration (depuis le contact initial foret matière) et depuis une profondeur donnée d'un trou déjà réalisé. Le premier type de simulation permet d'étudier la morphologie de copeau initial et l'évolution des efforts globaux lors de pénétration du foret. Le second type est employé pour réduire la durée de calcul très long et avoir une idée du champ de la température quand le foret est complètement engagé dans la matière.

Une première série de simulations de type pénétration a permis d'obtenir une morphologie de copeau similaire à celle observée expérimentalement. Cependant les efforts calculés surestiment les valeurs expérimentales.

Une seconde série des simulations à partir d'une profondeur donnée a été effectuée avec deux forets qui ont subi une modification dans la région de l'arête centrale afin d'optimiser la géométrie. Les simulations permettent d'identifier la géométrie qui génère le moins d'effort axial. L'observation de la distribution de la température le long des arêtes de coupe dans la face de coupe et de dépouille montre que la température la plus élevée se situe à la périphérie du foret.

Références

- [1] K. Ueda, K. Manabe, J. Okida; *A survey and recent investigations on computational mechanics in cutting; IInd Cirp International Workshop on Modeling of Machining Operations; 1999; pp. 39-55.*
- [2] J. Mackerle; *Finite element and simulation of machining: a bibliography (1976-1996); Journal of Materials Processing Technology; 1999; pp. 17-44.*
- [3] Zienkiewicz, O. C; *The Finite Eelement Method in Engineering Science 2nd edn; 1971; Ch. 18. ; London: McGraw-Hill.*
- [4] Shirakashi, T. and Usui, E; *Simulation analysis of orthogonal metal cutting process; J. Japan Soc. Prec. Eng.; 1976; pp.340–345.*
- [5] Strenkowski, J. S. and Carroll, J. T.; *A finite element model of orthogonal metal cutting; Trans ASME J. Eng. Ind., 1985; pp. 349–354.*
- [6] A.J. Shih, H.T.Y. Yang; *Experimental and finite element predictions of residual stresses due to orthogonal metal cutting; International Journal of Numerical Methods in Engineering; 1993; pp. 1487–1507.*
- [7] A.J. Shih; *Finite element analysis of orthogonal metal cutting mechanics; International Journal of Machine Tools Manufacturing; 1996; pp. 255–273.*
- [8] A.J. Shih; *Finite element simulation of orthogonal metal cutting; Journal of Engineering for Industry; 1995; pp. 84–93.*
- [9] T.D. Marusich, M. Ortiz; *Modelling and simulation of high speed machining; International Journal for Numerical Methods in Engineering; 199; pp.3675-3694.*
- [10] Ritchie, R. O., Knott, J. F. and Rice, J. R.; *On the Relationship Between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel; J. Mech. Phys. Solids; 1973; pp.395-410.*
- [11] Ritchie, R. O. and Thompson, A. W; *On Macroscopic and Microscopic Analyses for Crack Initiation and Crack Growth Toughness in Ductile Alloys; Metall. Trans.; 1985; pp.233-247.*

- [12] *Orowan, E.; Fracture and Strength of Solids; Rep. Prog. Phys.;1948; pp.185-232.*
- [13] *Knott, J. F.;Some Effects of Hydrostatic tension on the Fracture Behaviour of Mild Steel; J. Iron Steel Inst;19669; pp.104-111.*
- [14] *Erdogan F. and Sih G. C.; On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transverse Shear; J. Basic Eng.;1963; pp.519-527.*
- [15] *Clayton, J. Q. and Knott, J. F.; Observations of Fibrous Fracture Modes in a Prestrained Low-Alloy Steel; Metal Sci.; 1976; pp.63-71.*
- [16] *Rice, J. R. and Johnson, M. A.; The Role of Large Crack Tip Geometry Changes in Planes Strain Fracture; Inelastic Behavior of Solids (Kannine, M.F., Adler, W.F., Rosendeld, A.R. and Jae, R.I., eds.) 641 McGraw Hill, New York (1970).*
- [17] *Ritchie, R. O., Server, W. L. and Wullaert, R. A.; Critical Fracture Stress and Fracture Strain Models for Prediction of Lower and Upper Shelf Toughness in Nuclear Pressure Vessel Steels; Metall. Trans.; 1979; pp. 1557-1570.*
- [18] *Lemonds, J. and Needleman, A.; Finite Element Analysis of Shear Localization in Rate and Temperature Dependent Solids; Mechanics of Materials; 1986, pp. 339-361.*
- [19] *Finite element stimulation of high-speed machining process; thesis presented by Troy David Marusich; 1996..*
- [20] *P. Joyot ; Modélisation numérique et expérimentale de l'enlèvement de matière ; Thèse de l'Université de Bordeaux ; 1994.*
- [21] *O. Pantalé, J. L. Bacaria and O. Dalverny, R. Rakotomalala and S. Capera;. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects; Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.; 2004; pp. 4383-4399.*
- [22] *G.S. Sekhon et J.L. Chenot - Numerical simulation of continuous chip formation during non steady orthogonal cutting, Engng Comp., Vol. 10, pp. 31-48, 1993.*
- [23] *Halil Bil, S. Engin Kılıc, A. Erman Tekkaya; A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models; International Journal of Machine Tools & Manufacture; 2004; pp. 933–944.*

- [24] W. Grzesik , M. Bartoszek, P. Nieslony; *Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools; Journal of Materials Processing Technology*; 2005; pp. 1204–1211.
- [25] L. Deshayes; *Analysis of an equivalent tool face for the cutting speed range prediction of complex grooved tools; Journal of Materials Processing Technology*; 2007; pp. 251–262.
- [26] *Advantedge Manuals*.
- [27] *Deform Manuals*.
- [28] E. Ceretti, M. Lucchi, T. Altan; *FEM of orthogonal cutting: serrated chip formation; Journal of Materials Processing Technology*; 1999; 17-26.
- [29] J. C. Outerio, D. Umbrello, R. M'Saoubi; *Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel, Int. J. Mach. Tools & Manuf.*; 2006; pp.1786-1794.
- [30] D. Umbrello; L. Filice, S. Rizzuti, F. Micari; *On the evaluation of the global heat transfer coefficient in cutting; Int. J. Mach. Tools & Manuf.*; 2006; pp.
- [31] D. Umbrello, R. M'Saoubi; J. C. Outerio ; *The influence of Johnson-Cook material constants on finite element simulation of machining of Aisi 316L steel ; Int. J. Mach. Tools & Manuf.*; 2007; pp.462-470.
- [32] E. Ceretti, C. Lazzaroni, I. Menegardo, T. Altan; *turning simulations using a three-dimensional FEM code; Journal of Materials Processing Technology*; 1998; pp. 99-103.
- [33] Tugrul Ozel; *The influence of friction models on finite element simulations of machining; International Journal of Machine Tools & Manufacture*; 2006, pp. 518–530.
- [34] A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, A. Molinari, *Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation, Int. J. Mach. Tools. Manuf*, 44, 2004, 971-989.
- [35] M.G. Cockroft, D.J. Latham, *A simple criterion of fracture for ductile metals, National Engineering Laboratory, UK, Report 216, 1966.*

- [36] *S.I. Oh, C.C. Chen, S. Kobayashi, Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing, Trans. ASME., J. Eng. Ind. 101 (1979) 36-44.*
- [37] *Matthieu BARGE; ÉTUDE EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DES MÉCANISMES DE COUPE PAR ABRASION ; thèse ; 2005.*
- [38] *ZHEN BING HOU and RANGA KOMANDURI; MODELING OF THERMOMECHANICAL SHEAR INSTABILITY IN MACHINING; Int. J. Mech. Sci.; 1999; pp. 1279-1314.*
- [39] *J. Rech; Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning; Surface & Coatings Technology; 2006; pp. 5132-5139.*

Conclusion générale et perspectives

L'objectif de ces travaux est de proposer une modélisation des opérations du perçage afin de prévoir les efforts de coupe à l'aide d'une approche analytique déjà validée en tournage et en fraisage. Cette modélisation peut être considérée comme un pas vers un outil d'optimisation de la géométrie du foret et/ou des conditions de coupe. Un tel outil va permettre d'économiser du temps et des moyens financiers dans le stade de conception pour les fabricants d'outils et d'aider l'utilisateur dans le choix du foret et des conditions de coupe adaptées au matériau percé.

La première partie présente la pertinence d'un modèle analytique pour le calcul des efforts en perçage en étudiant les différentes approches de modélisation de ce procédé déjà développées.

Du fait de la difficulté de l'opération du perçage, les premiers travaux sont purement empiriques et/ou expérimentaux. Ces travaux peuvent prédire avec succès les efforts de coupe, mais ils ne tiennent pas compte des phénomènes physiques de la géométrie du foret et nécessitent un nombre important d'essais pour déterminer les constantes de ces relations et ceci pour chaque couple outil-matière.

En se basant sur des observations expérimentales mettant en évidence les divers mécanismes d'enlèvement de la matière le long des arêtes du foret, plusieurs modèles analytiques ont été développés. Ces travaux ont tenté de modéliser les deux phénomènes qui ont lieu pendant le perçage. D'une part la coupe : elle se déroule dans des conditions variables du fait des angles et des vitesses de coupe qui varient le long des arêtes de coupe et d'autre part l'indentation : elle a lieu au niveau de la zone centrale du foret. Dans la majorité de ces études, les arêtes de coupe ont été discrétisées en des arêtes élémentaires. Divers modèles de coupe ont été testés sur les arêtes de coupe élémentaire : orthogonale de Merchant, oblique d'Armarego ou d'Oxley. Des lois de comportement plus ou moins sophistiquées ont été employées ainsi que plusieurs relations pour l'écoulement de copeau en tenant compte ou non des contraintes subies par le copeau du fait de la particularité du perçage. Pour l'indentation des modèles basés sur la théorie, des lignes de glissement ont été utilisées. La faiblesse de ces modèles réside dans certaines hypothèses non valables pour le perçage et dans l'utilisation d'une seule géométrie de foret souvent le foret conventionnel.

Des modèles mécanistiques ou semi-analytiques ont été également développés pour l'opération de perçage. Ces modèles qui tiennent compte de la géométrie de la coupe et de la cinématique de procédés emploient des coefficients spécifiques obtenus expérimentalement. Le foret est également discrétisé en des arêtes élémentaires caractérisées par leur angle et condition de coupe puis le modèle mécanistique est appliqué à chacune de ces arêtes. Cette approche a été récemment utilisée pour optimiser la géométrie du foret. Les modèles mécanistiques sont souvent faciles à mettre en œuvre et donnent des résultats fiables. Cependant, ils nécessitent de nombreux essais pour déterminer des coefficients caractéristiques. En outre, ces modèles ne prennent pas en compte la physique de la formation du copeau.

La simulation numérique par la méthode des éléments finis dédiée à la mise en forme des métaux est de nos jours un outil puissant. Malgré les progrès réalisés dans le domaine informatique, la simulation des procédés d'usinage en 3D relève beaucoup de difficultés. Les premiers travaux effectués avec cette méthode étaient hybrides, analytique et numérique. Cependant, ces études ne concernent que la partie du foret qui effectue l'indentation ou la distribution de la température dans l'outil après avoir calculé les flux de chaleur analytiquement. Récemment, un modèle numérique 3D permettant de simuler le procédé de perçage a été présenté. Ce modèle est très intéressant car il permet d'obtenir des indications sur les écoulements des copeaux, les efforts de coupe et la distribution de la température dans l'outil et la pièce. Le désavantage de ce modèle est le temps de calcul très important qui peut atteindre plusieurs semaines pour que le foret effectue un trou de quelques millimètres. En outre, les résultats obtenus dépendent d'un grand nombre de paramètres qui servent à calibrer le modèle et ne sont pas toujours très fiables.

Malgré les nombreuses études consacrées au perçage, la modélisation de ce procédé reste d'actualité surtout avec le développement de forets avec des géométries très variées et l'utilisation de nouvelles nuances de matériaux. D'après les travaux de modélisation réalisés précédemment, ce modèle doit être composé de deux parties. La première doit être consacrée à la définition de la géométrie du foret, elle doit être générique pour pouvoir être appliquée à des forets avec une géométrie quelconque en phase de conception (en se basant sur la définition CAO) ou de validation (en se basant sur des mesures machine MMT). La deuxième partie caractérise l'opération de la coupe moyennant un modèle qui étudie les phénomènes physiques qui ont lieu et qui ne nécessite pas un grand nombre d'essais pour établir les bases de données nécessaires.

La deuxième partie est consacrée au travail de modélisation développée et employée dans cette étude. Elle comporte trois étapes : la modélisation de la géométrie du foret, l'application du modèle thermomécanique modifié spécifiquement pour l'adapter au perçage et la validation et la discussion de diverses propositions avancées.

Un modèle géométrique basé sur la définition CAO du foret a été développé et testé. Il permet de définir la géométrie du foret et de calculer ses angles de coupe. Ce modèle peut être appliqué à des forets avec une géométrie quelconque : le modèle étudie en effet la géométrie réelle tridimensionnelle du foret sans effectuer des projections.

Les résultats obtenus avec ce modèle peuvent être utilisés pour calculer les efforts de coupe générés pendant le perçage dans une perspective d'optimisation de la géométrie du foret. Le choix de la définition CAO comme donnée pour le modèle constitue une originalité majeure dans cette étude. Ce choix est justifié par le fait que le CAO représente l'étape primaire de la conception moderne des forets avec des géométries sophistiquées. La grande capacité du modèle réside dans le fait qu'il peut être utilisé également comme un moyen de contrôle de la géométrie réelle du foret. Pour réaliser cette tâche, il suffit d'employer les coordonnées de plusieurs points du foret mesuré avec une machine à mesure tridimensionnelle pour déterminer les surfaces de coupe et de dépouille au lieu de la définition CAO. Notons que notre modèle est capable de calculer aussi bien les angles dynamiques que statiques et son aptitude à être utilisé pour prévoir la direction d'écoulement du copeau.

Le modèle de coupe choisi dans ce travail utilise une approche analytique de la coupe oblique développée au sein de notre laboratoire dans laquelle l'écoulement du matériau est supposé stationnaire et la formation du copeau réalisée par cisaillement dans une bande étroite (zone primaire de cisaillement). La coupe est décrite en considérant les propriétés du matériau ainsi qu'une description du frottement à l'interface outil-copeau. Ce modèle a été validé expérimentalement et présente des temps de calculs réduits.

Pour pouvoir appliquer le modèle de coupe choisi, les arêtes de celui-ci sont discrétisées en un ensemble d'arêtes élémentaires de la coupe en se basant sur la description du foret développé. Cette opération a été réalisée pour contourner la complexité de la géométrie du foret. La méthode de discrétisation a été choisie afin de pouvoir utiliser toutes les données géométriques obtenues précédemment.

Ensuite, le choix des relations et des techniques appropriées pour l'évaluation des paramètres essentiels du modèle thermomécanique (l'angle de cisaillement, le coefficient de frottement et l'angle d'écoulement du copeau) dans le cas du perçage a été discuté pour vérifier leur validité pour le cas étudié et pour introduire des modifications si nécessaires. Parmi les différents paramètres du modèle, l'angle de cisaillement est un élément crucial pour la convergence du modèle et l'obtention de résultats pertinents. Plusieurs relations permettant de calculer cet angle ont été proposées ; la relation de Merchant généralisée où les coefficients sont obtenus expérimentalement est la plus adaptée au processus étudié. Cette relation est supposée tenir compte de la particularité du perçage et dépend de la matière usinée.

Le coefficient moyen de frottement doit être variable le long des arêtes du foret du fait de l'évolution des conditions et des angles de coupe le long de ceux-ci. Cependant obtenir une approximation acceptable de ce coefficient est complexe. Il est donc supposé constant (égal à la valeur moyenne) et obtenu par des processus de calibration. La variation du coefficient de frottement aboutit à un décalage de valeurs calculées tout en gardant les tendances globales des courbes des efforts.

Le dernier paramètre étudié est l'angle d'écoulement du copeau. Une approche qui lie cet angle à la géométrie du foret a été développée. L'influence de cette méthode sur l'effort et le couple est peu importante. Mais les copeaux élémentaires obtenus avec cette approche suivent une direction d'écoulement global identique et ne se chevauchent pas comme avec les autres approches.

Le modèle modifié est ensuite appliqué au perçage avec deux types de forets et de matériaux. Les efforts de coupe calculés sont comparés à des mesures expérimentales obtenues lors des essais. Les résultats du modèle s'avèrent très proches des résultats expérimentaux. Les tendances et l'influence des différents paramètres de coupe (vitesse de coupe et d'avance) sont similaires aux tendances observées expérimentalement. En outre, l'évolution des efforts globaux de coupe pendant la pénétration du foret a été étudiée. La corrélation entre les résultats calculés et mesurés expérimentalement (partie des signaux correspondant à la pénétration du foret) nous permet de vérifier et de valider les résultats calculés avec notre modèle. Cette analyse peut s'avérer très intéressante puisqu'elle permet de quantifier la participation de chacune des parties du foret dans les efforts globaux et de déterminer la zone où une modification de la géométrie est nécessaire. Pour l'effort axial, il est clair que la plus

grande partie de cette grandeur est générée au niveau de l'arête centrale, ce qui explique l'amincissement introduit au niveau de cette partie du foret.

Une ébauche d'une étude d'optimisation a ensuite été réalisée. Son but est d'introduire des modifications sur la géométrie du foret testé précédemment au niveau de l'amincissement pour réduire les efforts de coupe et tester ainsi la capacité du modèle développé à prévoir l'effet de ces modifications. Deux amincissements ont été proposés, les efforts calculés et mesurés montrent un bon accord. Cependant, les résultats montrent que les géométries proposées ne satisfont pas l'objectif souhaité : des essais complémentaires sont nécessaires.

La dernière partie est consacrée à une étude numérique par la méthode des éléments finis. Deux codes commerciaux capables d'effectuer des simulations de perçage en 3D sont employés. Ce type de modélisation permet de calculer l'effort axial, le couple et la température le long des arêtes de coupe. La modélisation éléments finis 3D est très intéressante car elle permet d'obtenir des indications sur l'écoulement des copeaux et la morphologie de ceux-ci. Elle donne accès aux champs des températures de l'outil et de la pièce.

Dans un premier temps, des simulations de tournage en 2D ont été effectuées pour tester les capacités de ces logiciels à reproduire des phénomènes observés expérimentalement comme la segmentation du copeau. Un copeau segmenté a été obtenu en utilisant une loi d'endommagement ou un raffinement de maillage au niveau de la bande de cisaillement. Les deux mécanismes de segmentation observés avec les deux techniques s'avèrent différents : l'endommagement de certains éléments initie la segmentation dans la première approche tandis que l'adoucissement thermique dans une fine bande génère la segmentation dans la seconde approche. En outre, le nombre et la forme des segments sont différents dans les deux approches.

Des simulations de perçage en 3D ont été effectuées. Les forets employés sont importés à partir de leur définition CAO. Deux types de simulation ont été réalisés : des simulations de pénétration (depuis le contact initial foret matière) et des simulations depuis une profondeur donnée d'un trou déjà réalisé. Le premier type de simulation permet d'étudier la morphologie du copeau initial et l'évolution des efforts globaux lors de la pénétration du foret. Le second type est employé pour réduire la durée de calcul très long et avoir une idée du champ de la température quand le foret est complètement engagé dans la matière.

Une première série de simulations de type pénétration a permis d'obtenir une morphologie du copeau similaire à celle observée expérimentalement. Cependant, les efforts calculés surestiment les valeurs expérimentales.

Une seconde série de simulations à partir d'une profondeur donnée a été effectuée avec deux forets qui ont subi une modification dans la région de l'arête centrale afin d'optimiser la géométrie. Les simulations permettent d'identifier la géométrie qui génère le moins d'effort axial. L'observation de la distribution de la température le long des arêtes de coupe dans la face de coupe et de dépouille montre que la température la plus élevée se situe à la périphérie du foret.

L'approche numérique fournit une analyse complète et des informations intéressantes sur le champ des températures, sur la morphologie des copeaux et leur écoulement, mais la réalisation des calculs requière énormément de temps. Les résultats obtenus ne sont pas forcément fiables : ils dépendent d'un grand nombre de paramètres utilisés dans le code. Les deux approches sont à considérer comme complémentaires pour l'optimisation des conditions de coupe et de la géométrie du foret.

Ce travail ouvre plusieurs perspectives de recherche. Il serait en effet intéressant d'étudier l'angle de cisaillement dans le cas du perçage, notamment sa dépendance à l'angle d'écoulement, à la profondeur du trou et au coefficient moyen de frottement. Une étude consacrée à l'optimisation de la géométrie du foret en utilisant le modèle développé ainsi que des essais supplémentaires sont aussi à envisager. En outre, la prise en compte de l'indentation au niveau de l'arête centrale, négligée volontairement dans notre étude, mériterait d'être étudiée pour enrichir les approches analytiques. Pour la modélisation par la méthode des éléments finis, l'implémentation d'une loi de comportement plus adaptée à l'usinage peut se révéler fort intéressante. Enfin une étude sur le coefficient de frottement au niveau du contact outil-copeau peut enrichir les approches analytique et numérique

Annexe

Nomenclature

A et B	Constantes de la loi de Johnson-Cook
A_1 et A_2	Les constantes de la loi de Merchant modifiée ou généralisée
A_c	La surface de la section du copeau avant déformation suivant un plan
c	Longueur de l'arête centrale
C_F	Le couple généré par le frottement entre la surface de dépouille du foret
C_r	La valeur critique d'endommagement de la loi de Cockroft et Latham
C_z ou C	Le couple généré par le perçage
D	Diamètre du foret
$\hat{\mathbf{e}}_v$	Le vecteur unitaire de la direction effective de coupe
f	L'avance (mm/tr)
$F(x, y, z)$	L'équation de la face de dépouille
F_z	L'effort axial généré par le perçage
$ \bar{F}_r $	L'effort de frottement suppose colinéaire à la direction d'écoulement
$ \bar{F}_n $	L'effort normal dont la direction est la normale à la face de coupe
F_θ	L'effort de coupe circonférentiel par unité de longueur en un point de
$G(x, y, z)$	L'équation de la surface de la goujure
$H(x, y, z)$	L'équation de la face de coupe dans la zone amincie
H_B	La dureté Brinell
h	L'épaisseur de la bande primaire de cisaillement
k	Le coefficient de conduction thermique
K_f	L'effort spécifique de frottement

K_n	L'effort spécifique normal
L	Le pas d'hélice
m	La sensibilité à la vitesse de déformation
N	Vitesse de rotation (tr/min)
n	Le coefficient d'écroûissage
$\hat{\mathbf{n}}$	Le vecteur unitaire normal au plan P_S
$\hat{\mathbf{n}}_e$	Le vecteur unitaire normal au plan P_{Se}
$\hat{\mathbf{n}}_N^F$	Le vecteur unitaire normal à la surface de dépouille
$\hat{\mathbf{n}}_N^G$	Le vecteur unitaire normal à la surface de la goujure
p	Le pas d'hélice
P_f	Le plan conventionnel de travail
P_{fe}	Le plan conventionnel de travail dynamique
P_N	Le plan normal à l'arête au point considéré
P_R	Le plan de référence statique de l'outil
P_{Re}	Le plan de référence dynamique de l'outil
P_S	Le plan d'arête statique de l'outil
P_{Se}	Le plan d'arête dynamique de l'outil
t ou t_0	L'épaisseur de copeau non déformé
t_c ou t_2	L'épaisseur du copeau
$\hat{\mathbf{t}}$	Le vecteur unitaire tangent à l'arête de coupe
T	La température absolue
T_r	La température de référence
T_m ou T_f	La température de fusion du matériau
\bar{T}_{int}	La température moyenne à l'interface outil-copeau

V	Vitesse de coupe (m/min)
V_c	Vitesse d'écoulement du copeau
V_f	Vitesse d'avance (mm/min)
V_r	Vitesse de rotation (m/min)
W	La largeur de l'arête centrale
$\hat{\mathbf{x}}_s$	La direction de cisaillement
$2p$	L'angle au sommet ou de pointe
$2w$	L'épaisseur d'âme
$2\alpha_w$	L'angle d'indentation
$(O, \hat{\mathbf{e}}_x, \hat{\mathbf{e}}_y, \hat{\mathbf{e}}_z)$	Le repère de référentiel de l'outil
$(O, \hat{\mathbf{e}}_r, \hat{\mathbf{e}}_\theta, \hat{\mathbf{e}}_z)$	Le repère cylindrique de l'outil
$(P, \hat{\mathbf{e}}_{v_o}, \hat{\mathbf{e}}_{v_r}, \hat{\mathbf{n}}_o)$	Le repère local en un point P des arêtes de coupe
$(\hat{\mathbf{e}}_b, \hat{\mathbf{y}}_b, \hat{\mathbf{z}}_b)$	La base associée à la bande de cisaillement
$d\mathbf{R}^i (\text{copeau} / \text{outil})$	Résultante d'effort exercée par le copeau élémentaire sur l'arête
$d\mathbf{R}^i (\text{outil} / \text{copeau})$	Résultante d'effort exercée par l'arête élémentaire sur le copeau
dF_s	L'effort de cisaillement
dN_s	L'effort normal à la bande de cisaillement
dC^i	Le couple élémentaire
dF_z^i	L'effort axial élémentaire
ΔW ou dw	La largeur de l'arête élémentaire
dF_{Ve}^i, dF_{Kre}^i et dF_{ne}^i	Les efforts de coupe élémentaires dans la direction de coupe, normale
$\Delta F_p, \Delta F_q$ et ΔF_r	Les efforts de coupe dans la direction de coupe, normale et transverse
α_e	L'angle effectif de coupe
α	L'angle de coupe dynamique

α_{nc} ou α_n	L'angle de coupe statique
β ou β_e	L'angle de la vitesse d'avance
γ	Le glissement
γ_0	Le glissement à l'entrée de la bande primaire de cisaillement
γ_h	Le glissement à la sortie de la bande primaire de cisaillement
$\dot{\gamma}$	La vitesse de glissement
$\dot{\gamma}_0$	La vitesse de glissement de référence
ε	La déformation
ε^p	La déformation plastique
$\dot{\varepsilon}$	La vitesse de déformation
$\dot{\varepsilon}_t$	La vitesse de déformation de transition
δ_0	L'angle d'hélice à la périphérie du foret
δ	L'angle d'hélice à un point quelconque du foret
ζ	Le rapport de l'épaisseur de copeau avant et après déformation
η_c	L'angle d'écoulement du copeau
η_s	L'angle de cisaillement
θ	Le demi-angle au sommet du cône
θ'	Le demi-angle au sommet du cône du copeau
λ, λ_c ou λ_f	L'angle de frottement
λ_n	L'angle normal du frottement
λ_s ou i	L'angle d'inclinaison
λ_{se}	L'angle d'inclinaison de l'arête dynamique
ν	Le coefficient d'adoucissement thermique
μ_f ou $\bar{\mu}$	Le coefficient du frottement

ρ	La masse volumique
$\bar{\sigma}$	La contrainte de Von Mises
τ	La contrainte de cisaillement
τ_h	La contrainte de cisaillement à la sortie de la bande primaire de
τ_s	La contrainte d'écoulement en cisaillement
ϕ	L'angle entre l'axe du cône et l'axe du foret
ϕ_n	L'angle normal de cisaillement
ψ	L'angle de l'arête centrale