

Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des matériaux difficiles pour le procéde de forage profond avec système BTA

Julien Thil

▶ **To cite this version:**

Julien Thil. Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des matériaux difficiles pour le procéde de forage profond avec système BTA. Autre. Université de Lorraine, 2013. Français. NNT : 2013LORR0211 . tel-01750511

HAL Id: tel-01750511
https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01750511

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

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

École doctorale 409
Énergie Mécanique
MAtériaux

Laboratoire d'Énergétique et de
Mécanique Théorique et Appliquée
UMR CNRS 7563

N° d'ordre attribué par la bibliothèque : ⌊⌊⌊⌊⌊⌊⌊⌊⌊⌊⌊⌊⌊

THÈSE

Présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR

De

L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Spécialité : Mécanique et Énergétique

École Doctorale EMMA 409 (Énergie Mécanique MAtériaux)

Présentée par

Julien THIL

Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des matériaux difficiles pour le procédé de forage profond avec système BTA

Directeur de thèse : Mohammed NOUARI

Co-Directeur de thèse : Claude BARLIER

Encadrant : Badis HADDAG

Soutenue publiquement le vendredi 13 décembre 2013

devant le jury :

M. Jean-François DEBONGNIE	Professeur à l'Université de Liège en Belgique	Président du jury
M. Benoit FURET	Professeur à l'Université de Nantes, IRCCyN	Rapporteur
M. Henri PARIS	Professeur à l'Université Joseph Fourier de Grenoble	Rapporteur
M. Jean DHERS	HDR, Directeur R&D, B.U. équipements, AREVA N.P., Lyon	Examinateur
M. Guenael GERMAIN	HDR, Maitre de conférences aux Arts et Métiers d'Angers	Examinateur
M. Mohammed NOUARI	Professeur, directeur de la recherche du GIP-InSIC, Université de Lorraine	Directeur de thèse
M. Claude BARLIER	Professeur, directeur du CIRTES, directeur du GIP-InSIC et président d'INORI	Co-Directeur de thèse
M. Badis HADDAG	Enseignant Chercheur, LEMTA/GIP-InSIC, Université de Lorraine	Encadrant

Thèse préparée au sein du
Laboratoire LEMTA UMR CNRS 7563, Université de Lorraine
GIP-InSIC, 27 rue d'Hellieule, Saint-Dié-des-Vosges, F-88100, France

Page délibérément blanche…

Je dédie cette modeste contribution scientifique à :

À mon épouse Emilie,

À mes parents,

Et particulièrement à ma mère, fière de me voir devenir docteur,

A mes beaux parents,

A mes amis proches.

Page délibérément blanche…

« Ad augusta per angusta »

Proverbe latin qui est aussi accessoirement le mot de passe des conjurés d'Hernani dans l'œuvre de Victor Hugo.

&

« Le peu que je sais, c'est à mon ignorance que je le dois »

Sacha Guitry.

Page délibérément blanche…

Ces travaux ont été réalisés en partenariat avec le centre de Recherche et Développement CIRTES et l'équipe de recherche ERMeP de l'Institut Supérieur d'Ingénierie de la Conception. L'équipe de recherche ERMeP est affiliée au Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA UMR CNRS 7563) du Centre National de Recherche Scientifique (CNRS). Les sociétés et structures suivantes ont également concouru à la réussite de ces travaux :

- AREVA : groupe industriel français du secteur de l'énergie et spécialisé dans les métiers du nucléaire et des énergies renouvelables
- ACTARUS : société spécialisée dans la fabrication d'outils et de systèmes pour le contrôle et la surveillance de l'usinage
- EVATEC TOOLS : fabricant d'outils spéciaux
- CFAI de Sainte-Marguerite : Centre de Formation d'Apprentis de l'Industrie

En particulier, je remercie mon co-directeur de thèse, le Professeur Claude BARLIER pour avoir offert ce sujet, et rendu cela possible. J'associe à ces remerciements le Professeur Mohammed NOUARI mon directeur de thèse, ainsi que M. Badis HADDAG mon encadrant de thèse. Merci à eux, précisément pour leur accompagnement, ainsi que pour leur soutien, leur disponibilité et leur professionnalisme.

Je remercie M. Benoit FURET (Professeur à l'université de Nantes, IRCCyN) et M. Henri PARIS (Professeur à l'université Joseph Fourier de Grenoble) les rapporteurs pour leurs travaux d'expertise. Mes sincères remerciements vont également à M. Jean-François DEBONGNIE (Professeur à l'université de Liège en Belgique) qui a accepté de présider mon jury de thèse, ainsi qu'à M. Jean DHERS (HDR, Directeur R&D, B.U. équipements, AREVA N.P., Lyon), M. Guenael GERMAIN (HDR, Maitre de conférences aux Arts et Métiers d'Angers) pour leur participation à mon jury de thèse en tant qu'examinateurs, ainsi que pour leurs conseils avisés. Mes sincères remerciements vont également à M. Benjamin JULIERE (Gérant de EVAMET) pour sa participation à mon jury de thèse en tant qu'invité.

Je remercie également M. Arnaud CROLET, responsable D.P.P. Usinage chez MONTUPET, et M^{me} Laurence CAMPAGNE-LAMBERT, Ingénieur de recherche chez CERATIZIT, qui m'ont permis de mettre en place et de lancer ce projet de thèse. Merci à eux également pour leur soutien, leur disponibilité, leur professionnalisme et pour avoir tant partagé leurs connaissances théoriques et pratiques sur la coupe, ainsi que sur le métier de la recherche scientifique.

Je tiens à remercier M. Pierre BARRIERE et M. Rudy MICHEL, respectivement technicien et ingénieur d'application au CIRTES, pour leur collaboration lors des travaux expérimentaux, et pour leurs conseils avisés. Toujours concernant la collaboration aux travaux

expérimentaux, j'adresse mes remerciements à M. Fabien ANTOINE, M. Franck FERRARI et M. Sébastien CUNY du CFAI de Sainte-Marguerite.

M. Cyril PELAINGRE, responsable R&D Procédés au CIRTES, à qui j'adresse également mes sincères remerciements, m'a été d'un grand soutien tout au long de ces travaux de thèse et en particulier dans les moments les plus difficiles.

Pour leur contribution aux travaux sur l'étude fonctionnelle de la géométrie de coupe d'un outil BTA, je remercie M. Denis CUNIN, responsable CFAO et PR au CIRTES, et M. Eric STEIB, technicien d'applications au GIP-InSIC.

Pour leur contribution à la mise en œuvre et à la réalisation de travaux expérimentaux, je remercie M. Damien NICOLLE, technicien du service informatique au CIRTES et Jeremy COLIN, ingénieur R&D Surveillance de l'usinage d'Actarus.

Pour les mesures de précision, je tiens tout particulièrement à remercier le personnel de la pharmacie de l'hôpital Saint-Charles de Saint-Dié-des-Vosges.

Pour les nombreuses relectures, je remercie M^{me} Martine JACQUOT et M^{me} Bénédicte SERRIERE du secrétariat du CIRTES.

Pour la formulation de ce mémoire, je remercie chaleureusement et amicalement M. Daniel GRENEY.

Pour ses conseils avisés et ses encouragements, je remercie M. Laurent VELNOM, ingénieur d'étude à la commission européenne de Mannheim en Allemagne.

Bien entendu, je remercie tous mes collègues et amis du CIRTES et de l'équipe ERMeP du GIP-nSIC, qui ont tous contribué, directement ou indirectement, à la réussite de cette thèse.

L'opportunité m'a été donnée de rencontrer beaucoup d'acteurs du monde scientifique et industriel au cours de mes travaux de thèse. Je ne peux hélas pas tous les citer mais si quelqu'un se reconnait dans cette description, qu'il reçoive mes remerciements les plus sincères.

Je remercie naturellement mes proches pour leur soutien et leur patience durant toute la période de mes travaux de thèse. Grâce à eux, j'ai trouvé la force nécessaire pour mener à bien mes projets personnels et professionnels, mais aussi pour surmonter les épreuves qui ont jonché ce parcours compliqué.

Une personne en particulier m'a permis de garder le cap, il s'agit de mon épouse Emilie THIL. C'est donc avec beaucoup d'émotion, de tendresse et d'amour que je te remercie Emilie pour ton aide, ton soutien, ta patience, ta gentillesse et ton sacrifice de tous les jours. Les mots me manquent pour te remercier de tout ce que tu as fait. Je suis heureux et fier d'être aujourd'hui et pour toujours à tes côtés.

A toi Emilie, à tous, merci.

Page délibérément blanche…

TABLE DES MATIÈRES GENERALE

TABLE DES MATIÈRES GENERALE XI
INTRODUCTION GÉNÉRALE 1
CHAPITRE I 5
ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LES PROCEDES DE FORAGE PROFOND 5
1. L'USINAGE 11
2. LE FORAGE PROFOND 15
2.1. Technique du procédé 15
2.2. Technologies associées 15
3. LES PARAMETRES OPERANTS EN FORAGE AVEC SYSTEME BTA 19
3.1. Caractérisation géométrique d'un outil BTA 19
3.1.1. Géométrie d'un outil BTA 19
3.1.2. Modélisation géométrique d'un outil BTA 20
3.2. Mouvement générateur de la coupe 21
3.3. Le copeau 22
3.3.1. Processus de formation du copeau 22
3.3.2. Section du copeau 28
3.4. Actions de coupe 29
4. ETAT DE L'ART SCIENTIFIQUE DU PROCEDE DE FORAGE BTA 33
4.1. Etude de l'influence des patins de guidage 34
4.2. Etude des perturbations dynamiques de la coupe 41
4.3. Etude et caractérisation des efforts de coupe pour le procédé de forage BTA 42
4.4. Etude de la caractérisation morphologique des copeaux 49
5. CONCLUSIONS 53
6. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE I 55
CHAPITRE II 63
ÉTUDE FONCTIONNELLE DE LA GEOMETRIE DE COUPE D'UN OUTIL DE FORAGE AVEC SYSTEME BTA 63
1. PRINCIPES FONCTIONNELS D'UN OUTIL DE FORAGE 67
1.1. Plans conventionnels, caractéristiques de « l'outil en main » 68
1.2. Plans effectifs, caractéristiques de « l'outil en travail » 73
1.3. Angles conventionnels, caractéristiques de « l'outil en main » 75
1.4. Angles effectifs, caractéristiques de « l'outil en travail » 77
1.4.1. Les risques liés au phénomène de « talonnement » 77
1.4.2. Les risques liés au « positionnement de l'outil » 79
2. ETUDE FONCTIONNELLE DE LA COUPE EN FORAGE BTA 81
2.1. Paramétrage théorique de l'outil 82
2.1.1. Définition des référentiels 82
2.1.2. Définition des surfaces de coupe 83
2.1.3. Définition de l'arête de coupe rectiligne et des angles de coupe associés 84

2.1.4. Définition des éléments géométriques de référence de la coupe 85
2.1.5. Définition de la géométrie effective de coupe 87
2.1.6. Calcul des angles d'outils en travail 88
2.2. Analyse cinématique de la coupe 89
3. CONCLUSIONS 99
4. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE II 101

CHAPITRE III 103

ÉTUDES EXPÉRIMENTALES POUR LA CARACTERISATION DU PROCÉDÉ DE FORAGE BTA 103

1. DEMARCHE EXPERIMENTALE UTILISEE : METHODOLOGIE DU C.O.M. 109
2. CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU PROCEDE DE FORAGE BTA 113
2.1. Dispositif expérimental 114
2.1.1. Centre d'usinage 114
2.1.2. Echantillon 114
2.1.3. Outil de coupe 116
2.1.4. Protocole 116
2.2. Analyse préliminaire de l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux en forage BTA 117
2.2.1. Evaluation de la morphologie des copeaux 117
2.2.2. Analyse de la morphologie des copeaux issus du forage BTA 120
2.2.3. Analyse quantitative de la morphologie des copeaux 126
2.2.4. Discussion sur le choix des paramètres de coupe optimaux en forage BTA avec comme critère de décision le morphotype de copeaux générés.. 131
2.3. Conclusions 133
3. CARACTERISATION EXPERIMENTALE PAR DES ESSAIS DE LABORATOIRE 135
3.1. Dispositif expérimental 135
3.1.1. Machine Outil 135
3.1.2. Echantillon 135
3.1.3. Outil de coupe 136
3.1.4. Surveillance de l'usinage 137
3.1.5. Protocole 140
3.2. Analyse préliminaire de l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des efforts de coupe et de la température de l'outil 141
3.2.1. Proposition d'une nouvelle démarche analytique de l'évolution de la température de l'outil en cours d'usinage 141
3.2.2. Effet des conditions de coupe sur l'évolution des efforts de coupe ... 149
3.3. Conclusions 150
4. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE III 151

CHAPITRE IV 155

MODELISATION THERMOMÉCANIQUE DES EFFORTS DE COUPE DU PROCÉDÉ DE FORAGE BTA 155

1. MODELISATION ANALYTIQUE THERMOMECANIQUE DES EFFORTS DE COUPE SUR UN OUTIL DE FORAGE BTA 161
1.1. Efforts de coupe élémentaires 162
1.2. Modèle analytique thermomécanique de la coupe orthogonale 164
1.2.1. Définition du système d'efforts 165
1.2.2. Modèle de la bande de cisaillement 168

1.2.3. Calcul de la contrainte de cisaillement τ_1 dans la bande de cisaillement ……169
1.2.4. Calcul de l'angle de frottement λ 173
1.2.5. Calcul de l'angle de cisaillement ϕ 173
1.2.6. Algorithme du modèle de la coupe orthogonale 174
2. APPLICATION DU MODELE 175
2.1. Validation du modèle de coupe orthogonale 175
2.2. Application du modèle au cas particulier du forage profond avec système BTA ……175
2.2.1. Etude de cas n°1 : analyse de l'évolution des efforts de coupe 176
2.2.2. Etude de cas n°2 : analyse de l'influence de la géométrie des parties actives sur l'évolution des efforts de coupe 181
3. CONCLUSIONS 185
4. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE IV 187
CONCLUSIONS GÉNÉRALES 189
PERSPECTIVES 193
TITRE, MOTS CLÉS, RÉSUMÉ 195
TITLE, KEYWORDS, SUMMARY 197

Page délibérément blanche…

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Les industries mécaniques évoluent dans un contexte de concurrence perpétuelle, avec des exigences technico-économiques toujours plus importantes. La cause environnementale ainsi que la réduction des temps et des coûts d'usinage constituent des problématiques de premier ordre. Les procédés de fabrication de la famille du perçage n'échappent pas à cette réalité. Le perçage est l'un des procédés les plus courants dans l'industrie mécanique. Plusieurs procédés permettent la réalisation d'une forme cylindrique creuse dans un matériau plein. Le foret hélicoïdal conventionnel reste cependant l'outil coupant le plus largement répandu pour ce type d'opération. Son utilisation reste limitée en termes de longueur d'usinage ($Lu \leq 5x\emptyset_{outil}$). Il existe donc d'autres solutions techniques et technologiques alternatives au perçage conventionnel. On parle alors de perçage profond ou forage.

Le perçage profond est un procédé d'usinage exclusif car essentiellement dédié à des applications très particulières dans des secteurs à très haute valeur ajoutée, tels que l'aéronautique et le nucléaire civil. C'est un procédé d'usinage relativement peu traité dans la littérature scientifique, du fait probablement de cette diffusion confidentielle. Les procédés de perçage et de surcroit de perçage profond, n'ont pas toujours bénéficié des mêmes progressions techniques et technologiques que celles constatées pour d'autres procédés d'usinage classiques (fraisage, tournage…). Les travaux présentés dans cette thèse constituent une contribution à la compréhension des phénomènes physiques qui régissent la coupe de l'opération de forage avec système BTA (Boring Trepanning Association, en français : Association Perçage Trépanage).

Sur les machines outils de forage dont le coût horaire est élevé et dont la diffusion est restreinte, les forets de type trois quart (3/4) ne permettent pas d'obtenir des critères de productivité suffisamment importants. C'est pourquoi la technologie BTA-STS (Single Tube System) ou DTS (Double Tube System) s'impose comme une solution intéressante pour la réalisation de trous profonds avec une bonne qualité d'usinage (bonne rectitude et bon état de surface de l'alésage) et une bonne productivité. La configuration géométrique particulière de ce type d'outils a considérablement changé la réalisation de trous profonds, en ce sens que la formation et l'évacuation des copeaux s'opèrent de façon exclusive. Le guidage de l'outil dans l'alésage en cours d'usinage résulte également d'un système exclusif composé de patins de guidage.

Cela étant, de nombreux problèmes liés au perçage de trous profonds avec système BTA subsistent.

Parmi ces problèmes, le broutement, les vibrations, le bourrage copeau, l'erreur de forme ou encore l'usure prématurée de l'outil de coupe, peuvent altérer la qualité de l'usinage ou carrément le composant usiné, souvent à forte valeur ajoutée. Ces problèmes peuvent résulter d'un mauvais choix des paramètres de coupe. De nouveaux outils sont ainsi développés (nouvelles nuances de carbure, nouveaux revêtements, etc.), mais leur usinabilité reste à caractériser. Il faut prendre en considération le triptyque pièce-outil-machine. Ainsi, pour valider ou invalider de nouvelles solutions techniques et technologiques, et exploiter au mieux les moyens de production, une grande part d'expérience est souvent nécessaire. L'utilisation rationnelle des procédés de coupe, et du procédé de forage avec système BTA, s'avère encore fortement tributaire des connaissances tirées des différentes approches développées respectivement à l'échelle microscopique, mésoscopique et macroscopique.

Pour optimiser son rendement et son efficacité, un procédé de fabrication par enlèvement de matière doit être analysé, préparé et mis en œuvre de façon rigoureuse et pragmatique. Il nécessite souvent des développements spécifiques. Différentes pistes d'études sont alors envisageables. L'une d'entre elles est la prédiction et l'analyse de l'évolution des efforts de coupe et de la température mis en jeu lors du processus de coupe, et ce en fonction de différents paramètres (conditions de coupe, paramètres géométriques de l'outil, etc). L'estimation des efforts de coupe et de la température intervient à plusieurs niveaux dans la caractérisation d'un procédé de mise en forme. Par exemple, le choix ou le dimensionnement des outils et des machines dépend des puissances consommées par la coupe, lesquelles sont définies par les efforts de coupe, eux mêmes résultant des paramètres de coupe et du couple outil-matière considéré.

Ce travail s'inscrit dans le cadre d'un partenariat entre le site de production industriel d'équipements pour le nucléaire civil d'AREVA à Chalon/Saint-Marcel, le CIRTES de Saint-Dié-des-Vosges et l'ERMeP du GIP-InSIC et le laboratoire LEMTA à Saint-Dié-des-Vosges. Le choix du procédé d'usinage et de la technologie étudiée a été motivé par l'industriel partenaire de ces travaux, à savoir AREVA. L'ensemble des travaux de thèse ont été détaillés au travers de cinq chapitres décrits comme suit :

Le premier chapitre porte sur l'étude de l'état de l'art et de la littérature sur la technologie concernée. Dans un premier temps, le perçage sera classé dans la grande famille des procédés de mise en forme par enlèvement de matière, dont seront rappelés également les grands principes fondamentaux. Les technologies de forage ont été décrites de façon détaillée. La dernière partie de ce chapitre bibliographique a été consacrée à la revue des travaux à caractère scientifique concernant spécifiquement le forage avec système BTA.

Le deuxième chapitre concerne l'étude fonctionnelle de la géométrie de coupe d'un outil de forage avec système BTA. Les fondements cinématiques de la coupe seront posés. Ce travail permettra de comprendre l'influence du mouvement relatif de l'outil par rapport au composant usiné, et d'en caractériser l'influence sur l'évolution de la géométrie de coupe en cours d'usinage. Cette approche s'inscrit dans une démarche globale visant à caractériser par la modélisation, le plus précisément possible, les principales grandeurs physiques de la coupe, que sont les forces de coupe et la température. La seconde partie de ce chapitre sera consacrée à une étude de cas mettant en application directe les principes pré-établis.

Le troisième chapitre est dédié à la caractérisation du procédé de forage profond avec système BTA. Cette partie concerne la description des travaux expérimentaux ayant permis l'acquisition de données nécessaires à l'étude. Il est à rappeler que la littérature scientifique est assez pauvre dans ce domaine. Dans la mesure où les paramètres de coupe influent significativement sur le processus de coupe, un nouveau paramètre a été introduit. Celui-ci concerne la caractérisation de la morphologie des copeaux, plus précisément de la fragmentation des copeaux, en fonction des paramètres de coupe.

Le quatrième chapitre traite de la mise en place d'une modélisation de la coupe. La définition et la caractérisation des efforts de coupe à l'échelle macroscopique et mésoscopique vise à rationnaliser les essais expérimentaux ainsi qu'à contribuer à l'explication de certains phénomènes physiques observés lors du procédé du forage chez l'industriel.

Ce mémoire se termine par une **conclusion générale** faisant état d'une synthèse des résultats obtenus, ainsi que les **perspectives** que ceux-ci proposent.

Page délibérément blanche…

CHAPITRE I

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LES PROCEDES DE FORAGE PROFOND

Sommaire

1. L'USINAGE 11
2. LE FORAGE PROFOND 15
   2.1. Technique du procédé 15
   2.2. Technologies associées 15
3. LES PARAMETRES OPERANTS EN FORAGE AVEC SYSTEME BTA 19
   3.1. Caractérisation géométrique d'un outil BTA 19
      3.1.1. Géométrie d'un outil BTA 19
      3.1.2. Modélisation géométrique d'un outil BTA 20
   3.2. Mouvement générateur de la coupe 21
   3.3. Le copeau 22
      3.3.1. Processus de formation du copeau 22
      3.3.2. Section du copeau 28
   3.4. Actions de coupe 29
4. ETAT DE L'ART SCIENTIFIQUE DU PROCEDE DE FORAGE BTA 33
   4.1. Etude de l'influence des patins de guidage 34
   4.2. Etude des perturbations dynamiques de la coupe 41
   4.3. Etude et caractérisation des efforts de coupe pour le procédé de forage BTA 42
   4.4. Etude de la caractérisation morphologique des copeaux 49
5. CONCLUSIONS 53
6. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE I 55

Page délibérément blanche…

Nomenclature du Chapitre I

Acronymes :

B.T.A. :	Boring Trepanning Association (en Français : association de l'alésage et du trépanage) [/]
S.T.S. :	Single Tube System (en Français : barre d'alésage à simple paroi) [/]
D.T.S. :	Double Tube System (en Français : barre d'alésage à double paroi) [/]
Z.C.P. :	Zone de Cisaillement Primaire [/]
Z.C.S. :	Zone de Cisaillement Secondaire [/]
Z.C.T. :	Zone de Cisaillement Tertiaire [/]
D.C. :	Dent Centrale [/]
D.I. :	Dent Intermédiaire [/]
D.E. :	Dent Externe [/]

Paramètres de coupe :

ap :	Profondeur de passe (dans le cas d'une opération de perçage : ap=R) [mm]
N :	Fréquence de rotation de l'outil de coupe [$tr.min^{-1}$]
f , s :	Avance par tour de l'outil de coupe [$mm.tr^{-1}$]
Vf :	Vitesse d'avance de l'outil de coupe [$mm.min^{-1}$]
Vc , v :	Vitesse de coupe de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
Ve :	Vitesse de coupe effective de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
Q :	Volume de matière enlevée par l'outil de coupe [$cm^3.min^{-1}$]
q :	Débit du fluide de coupe [$l.min^{-1}$]
S_c , A_D :	Section du copeau [mm^2]
ω :	Vitesse angulaire de l'outil de coupe [$rad.s^{-1}$]

Paramètres de l'outil de coupe :

Ø, d :	Diamètre de l'outil de coupe [mm]
r_β :	Rayon d'arête de l'outil de coupe [mm]
Vb :	Usure en dépouille de l'outil de coupe [mm]
T :	Durée de vie de l'outil de coupe [min]
R_t :	Hauteur totale du profil [µm]
t_1, t_2, t_3 :	Largeur de coupe des dents d'un outil BTA [mm]
h_1, h_2, h_3 :	Longueur de contact entre la dent d'un outil BTA et la matière usinée [mm]

Paramètres physiques de la coupe :

Kc :	Coefficient spécifique de coupe [N.mm^{-2} ou MPa]
$Kc,c_{(Mc)}$:	Coefficient spécifique de coupe relatif au couple de perçage [N.mm^{-2} ou MPa]
$Kc,c_{(Pc)}$:	Coefficient spécifique de coupe relatif à la puissance de coupe consommée [N.mm^{-2} ou MPa]
Kc,f :	Coefficient spécifique de coupe relatif à l'effort d'avance [N.mm^{-2} ou MPa]
Mc, Mz :	Couple de perçage [N.m]
Fc :	Effort de coupe [N]
Fa :	Effort d'avance [N]
Fr :	Effort radial [N]
Pc :	Puissance de coupe [W]
N_1, N_2, N_3 :	Efforts agissant sur la dent d'un outil BTA [N]
F_1 :	Efforts de frottement [N]
B_{Fi} :	Composante de l'effort d'avance liée à l'action de polissage des parties assurant le guidage de l'outil [N]
F_{Fi} :	Composante de l'effort d'avance liée à l'action de frottement des parties assurant le guidage de l'outil [N]
B_{Ti} :	Composante du couple de perçage résultant liée à l'action de polissage des parties assurant le guidage de l'outil [N]
F_{Ti} :	Composante du couple de perçage résultant liée à l'action de frottement des parties assurant le guidage de l'outil [N]
O_F :	Effort de poussée induit par le fluide de coupe [N]
$O_T.h_o$:	Terme caractérisant le couple induit par le fluide de coupe [N.m]
$P_T.h$:	Terme caractérisant le couple de perçage [N.m]

Paramètres géométriques de la coupe :

Pr :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan de référence [/]
Po :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan orthogonal [/]
Ps :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan d'arête [/]
γ_o :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle de coupe indiqué dans le plan orthogonal, outil en main [°]
α_o :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle de dépouille indiqué dans le plan orthogonal, outil en main [°]

δ_{oe} : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle d'inclinaison de la vitesse de coupe effective indiqué dans le plan orthogonal, outil en travail [°]

ϕ, φ : Angle de cisaillement [°]

η : Angle de direction d'écoulement du copeau [°]

α : Notation arbitraire de l'angle de dépouille [°]

κ_r, φ_p : Angle d'attaque ou direction d'arête [°]

φ_n : Angle auxiliaire d'attaque ou direction d'arête [°]

ξ_i : Angle de localisation du point de coupe ''i'' considéré dans le plan Pp (cf. [72]) [°]

Paramètres du matériau :

HB : Dureté Brinell [HB]

q_F : Contrainte de cisaillement le long de l'interface effective outil/matière [MPa]

C_v : Capacité thermique massique [$J.Kg^{-1}.°C^{-1}$]

a : Epaisseur du copeau non déformé en coupe oblique [mm]

t_1 : Epaisseur du copeau non déformé en coupe orthogonale [mm]

a_1 : Epaisseur du copeau déformé en coupe oblique [mm]

t_2 : Epaisseur du copeau déformé [mm]

l : Longueur du copeau [mm]

b : Largeur de coupe effective [mm]

w, b_1 : Largeur du copeau déformé [mm]

W : Poids du copeau déformé [g]

γ : Contrainte de cisaillement [MPa]

ρ : Densité du matériau [$g.cm^{-3}$]

σ_{uts} : Contrainte de traction maximale [MPa]

ζ : Rapport de compression du copeau [/]

Page délibérément blanche…

Quelques rappels et définitions sur l'usinage, nécessaires pour la compréhension de l'opération du forage profond avec système BTA, seront donnés dans ce chapitre. Ainsi, une analyse holistique est proposée, de sorte qu'une grande partie des aspects qui concernent l'usinage puissent être pris en considération. Enfin, une analyse plus approfondie des phénomènes physiques caractérisant le procédé de forage avec système BTA sera réalisée à partir de l'état de l'art scientifique.

1. L'Usinage

Une analyse descendante est proposée, de sorte qu'une grande partie des aspects concernant l'usinage puisse être prise en considération.

L'usinage, qui concerne essentiellement (cf. cas particulier du taraudage par déformation) les procédés de mise en forme de matériaux par enlèvement de matière (formation de copeaux), propose une multitude de familles différentes. Tous ces usinages résultent d'un mouvement relatif de l'outil coupant par rapport au composant usiné, ou inversement. Ces familles se distinguent notamment par leur cinématique.

Les trois grandes familles de l'usinage sont le fraisage, le tournage et le perçage :

- Le **Fraisage** (*Figure I. 1*) est un procédé d'usinage permettant la réalisation de composants aux formes géométriques complexes. L'opération d'usinage est réalisée à l'aide d'un outil cylindrique composé de plusieurs arêtes de coupe et animé d'un mouvement de rotation et d'avance suivant les trois axes d'un repère cartésien. Certaines machines, dites ''cinq axes'', permettent comme leur nom l'indique, des déplacements suivant cinq axes et la réalisation de formes géométriques plus complexes. L'empreinte géométrique du corps usiné résultant de cette opération d'usinage est conditionnée par les mouvements de l'outil et/ou par son propre mouvement.



Figure I. 1. Représentation de différentes opérations et outils de fraisage, d'après Sandvik [1]

- Le **Tournage** (*Figure I. 2*) est un procédé d'usinage permettant la réalisation de composants aux formes géométriques complexes mais uniquement sur des composants de révolution. L'opération d'usinage est réalisée à l'aide d'un outil composé d'une arête de coupe et animé d'un mouvement d'avance et/ou de translation suivant les deux axes d'un repère cartésien, généralement Z (mouvement longitudinal) et X (mouvement radial). Le composant usiné est animé d'un mouvement continu de rotation. L'empreinte géométrique du corps usiné résultant de cette opération d'usinage est donc conditionnée par les mouvements de l'outil.

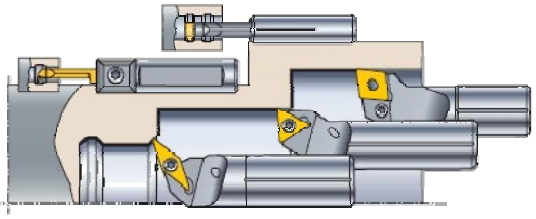


Figure I. 2. Représentation de différentes opérations et outils de tournage, d'après Sandvik [1]

- Le **Perçage** (*Figure I. 3*) est un procédé d'usinage permettant la réalisation d'un corps creux et cylindrique, dans un corps plein. L'opération d'usinage est réalisée à l'aide d'un outil composé d'une ou plusieurs arêtes de coupe suivant l'outil utilisé, et animé d'un mouvement de rotation et d'avance suivant un seul axe, l'axe Z (axe de l'avance). A propos, le perçage est l'une des principales opérations axiales d'usinage par enlèvement de matière avec un outil coupant. L'empreinte géométrique du corps usiné résultant de cette opération d'usinage est conditionnée par la géométrie de l'outil et notamment par son diamètre.

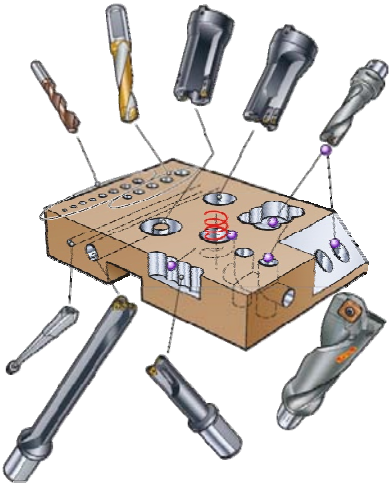


Figure I. 3. Représentation de différentes opérations et outils de perçage, d'après Sandvik [1]

D'un point de vue physique, l'usinage répond à de fortes sollicitations thermomécaniques sur la pièce et aux niveaux des interfaces outil/pièce et outil/copeau. Ces différentes sollicitations influent directement sur l'état en service de la pièce usinée (fatigue), la durée de vie de l'outil (usure), la qualité de l'usinage (rugosité), la formation du copeau (segmentation), etc.

Girardin [2] précise que la recherche scientifique dans le domaine de l'usinage propose donc deux grands objectifs, le premier concerne la compréhension des phénomènes d'enlèvement de matière et le second la maitrise et l'optimisation des procédés d'usinage. Ainsi, une étude scientifique rigoureuse peut s'effectuer selon différentes approches, qui peuvent être expérimentales, théoriques ou combinant les deux. Dans le système qui compose un procédé d'usinage, l'un des moyens les plus courants pour l'analyse et la compréhension des phénomènes physiques qui régissent le processus de l'enlèvement de matière, consiste à étudier les efforts de coupe et/ou les températures de l'outil de coupe et/ou ses déplacements (*Figure I. 4*).

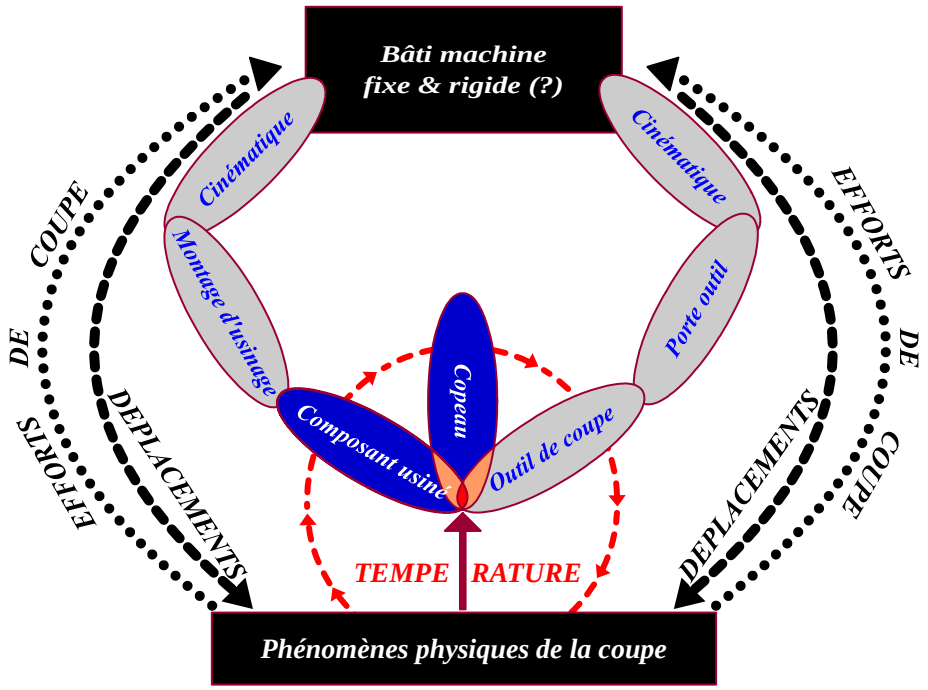


Figure I. 4. Illustration schématique des différents éléments influants sur les phénomènes physiques de la coupe pour un système d'usinage, d'après Girardin [2]

Ce travail de recherche portera sur la mise en forme par enlèvement de matière pour le cas particulier du procédé de forage profond avec système BTA. Ce chapitre permettra de situer ce procédé d'un point de vue technologique, technique et scientifique.

Page délibérément blanche…

2. Le forage profond

2.1. Technique du procédé

Le forage profond est un procédé d'usinage faisant partie de la famille du perçage. Il est employé pour la réalisation d'alésages dont le ratio ''longueur d'usinage'' sur ''diamètre de l'outil'' est supérieur à cinq (*Figure I. 5*). Ainsi, pour générer un alésage sur une grande profondeur, avec une certaine exigence qualitative et productive, plusieurs paramètres sont successivement validés. Un type d'opération est choisi, le forage. Un processus est établi, le forage mono ou multibroche. La technique concernée est le perçage et le matériau usiné est métallique ou non.

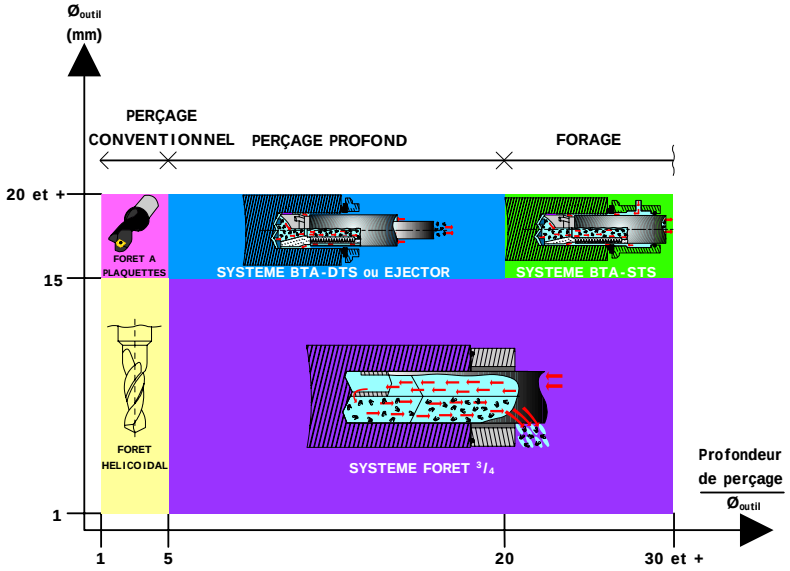


Figure I. 5. Représentation des différentes technologies de mise en œuvre pour la réalisation d'un trou en fonction de la profondeur usinée, d'après Guibert [3]

2.2. Technologies associées

Astakhov [4] indique que de façon générale, les outils de forage se distinguent par leur système d'alimentation en fluide de coupe ainsi que par leur système d'évacuation des copeaux. Trois technologies sont principalement utilisées pour l'alésage de trous profonds :

- *Le forage dans le plein avec outil ¾ ou Gundrill* : Cette technologie concerne le forage dans le plein d'alésages avec une très bonne qualité de réalisation (Ra compris entre 0,1 et 3,2µm et IT9). Les outils ¾ (*Figure I. 6*) se composent d'une ou plusieurs arêtes de coupe, d'un système intégré d'alimentation en fluide de coupe, ainsi que d'une goujure droite qui court le long de l'outil et par laquelle sont évacués les copeaux et le fluide de coupe. La technologie de forage ¾ permet des usinages avec une qualité légèrement meilleure qu'avec les deux systèmes qui suivent, mais offre cependant une productivité moindre (*Tableau I. 1*).

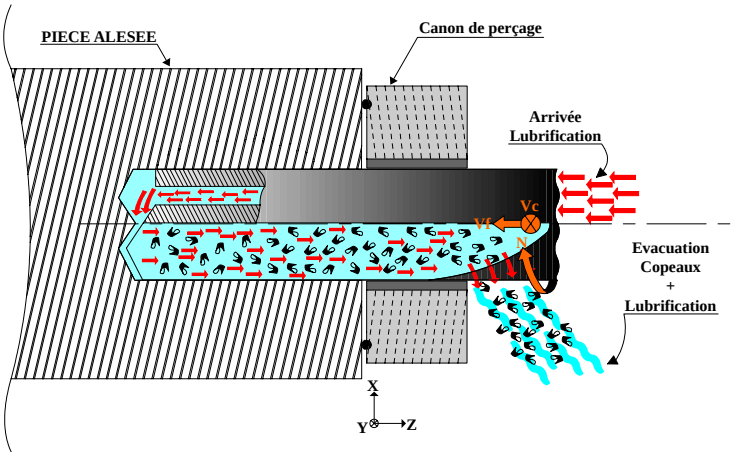


Figure I. 6. Représentation schématique du forage profond avec système Gundrill ou foret ¾

	Diamètre de forage [mm]	Facilité de mise en œuvre	Productivité	Ratio longueur de forage / diamètre	Intervalle de tolérance	Rugosité [µm]
Foret ¾	0,9 à 41	+++	+	100.Ø	IT9	0,1 à 3,2
Système BTA- STS	15 à 280	++	+++	150.Ø	IT9 et IT10	1 à 3
Système BTA- DTS	18 à 185	+++	+++	100.Ø	IT9 et IT10	1 à 3
Légende :	+ Faible ++ Moyen +++ Elevé					

Tableau I. 1. Tableau comparatif des principales technologies de forage profond

- *Le forage dans le plein avec outil BTA-DTS ou EJECTOR* : Cette technologie concerne le forage dans le plein d'alésages avec une productivité, un diamètre d'outil ainsi que des longueurs importantes d'usinage (*Tableau I. 1*). L'alésage est réalisé en une seule opération avec un outil composé d'une ou plusieurs arêtes de coupe, et dont l'alimentation en fluide de coupe s'effectue par un système de double paroi de la barre d'alésage (*Figure I. 7*).

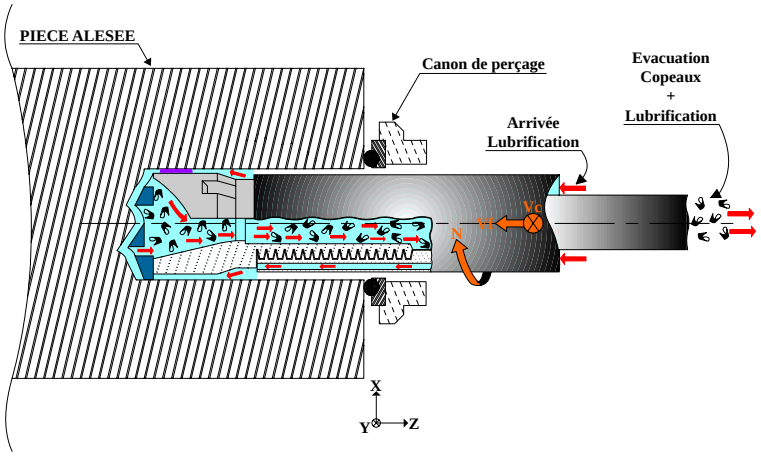


Figure I. 7. Représentation schématique du forage profond avec système BTA-DTS ou EJECTOR

- *Le forage dans le plein avec outil BTA-STS* : La différence avec le système précédent réside dans le principe d'alimentation en fluide de coupe. Le système STS met en œuvre un canon de perçage au travers duquel le fluide de coupe pénètre et circule jusqu'au niveau de la zone de coupe, sur la périphérie de la barre d'alésage et de l'outil. A l'instar du système DTS, le fluide de coupe et les copeaux sont ensuite évacués par l'intérieur de l'outil et de la barre d'alésage. Ce système est privilégié pour les alésages de très grandes profondeurs (*Figure I. 8*). L'outil se compose également d'une ou plusieurs arêtes de coupe.

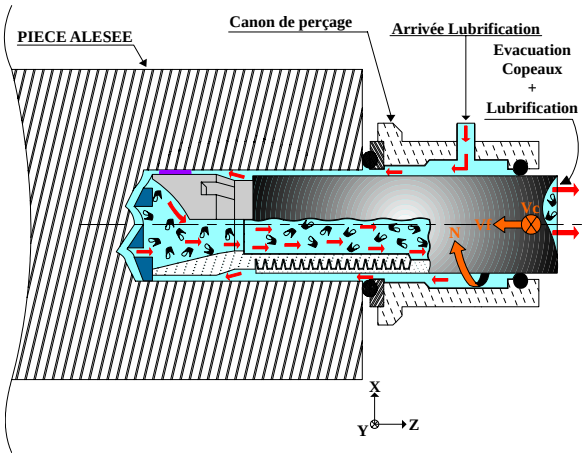


Figure I. 8. Représentation schématique du forage profond avec système BTA-STS

Les principaux fabricants de ces systèmes dans le monde sont SANDVIK, BOTEK, ISCAR et EVATEC-TOOLS.

Page délibérément blanche…

3. Les paramètres opérants en forage avec système BTA

3.1. Caractérisation géométrique d'un outil BTA

3.1.1. Géométrie d'un outil BTA

A contrario des forets hélicoïdaux conventionnels, il n'existe pas pour le cas particulier de l'outil BTA, une diversité importante de géométrie d'outil. Les parties opérantes pendant la coupe sont les patins de guidage, la ou les dents ainsi que les canaux d'évacuation des copeaux (*Figure I. 9*).

Concernant les dents, ce sont elles qui permettent le cisaillement de la matière. Elles sont généralement disposées au nombre de trois sur la tête, et sont réparties radialement de sorte que, disposées côte à côte, elles forment une seule arête de coupe correspondant à la profondeur de coupe radiale (ap). Il existe deux types de tête de forage BTA, lesquels se distinguent par la configuration des parties actives de coupe. Tout d'abord, les têtes de forages produites par la société Allemande Heller, dites BTAH. Ces têtes utilisent une seule dent en carbure sur laquelle sont réparties trois arêtes de coupe. Une variante a été proposée par la société Sandvik Coromant. Celle-ci a tendu à se généraliser et correspond à la configuration ci-avant avec trois dents en carbure (*Figure I. 9*). A noter que cette disposition permet, selon Richardson [5], un meilleur équilibre des efforts de coupe en cours d'usinage.

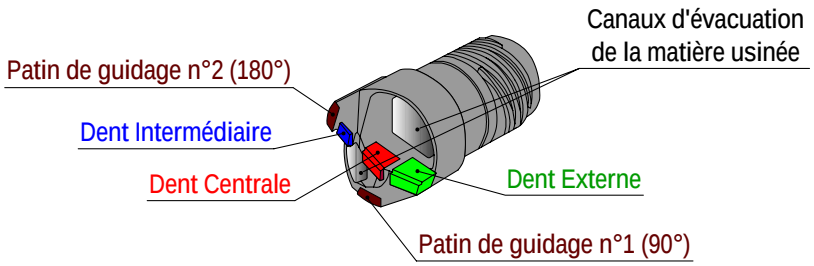


Figure I. 9. Représentation schématique d'une tête conventionnelle de forage BTA

Une tête de forage BTA présente une asymétrie géométrique de la coupe. Cela provoque un déséquilibre des efforts de coupe, induisant ainsi des défauts d'usinage tels qu'une mauvaise rectitude ou cylindricité (pour ne citer qu'eux) de l'alésage. Donc, pour contre-balancer les forces de coupe, des patins de guidage, généralement au nombre de deux, sont respectivement disposés à une position angulaire environ égale à 90° et 180°, voir *Figure I. 9*. Les valeurs indiquées ont, comme surface de référence, le plan de référence (Pr) de la dent externe, et sont mesurés dans le sens anti-trigonométrique. Comme leur nom l'indique, les patins de guidage assurent le guidage de la tête de forage en cours d'usinage. Richardson [5] a précisé dans ses travaux quelques règles élémentaires de conception concernant les têtes de forage (*Figure I. 10*). Il indique notamment que le décalage radial de la pointe de l'outil, pour

le cas particulier d'une tête de forage de type BTAH, est environ égal à 20% de la valeur de son diamètre. Les dents externe et intermédiaire doivent présenter un angle d'attaque (κ_r) différent pour permettre une meilleure formation du copeau. Les dents qui composent la tête doivent être équipées de brise-copeaux.

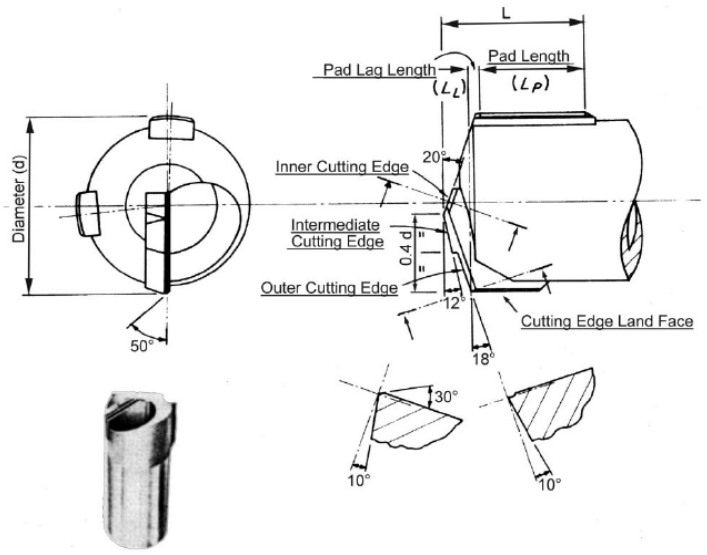


Figure I. 10. Géométrie d'une tête conventionnelle de forage BTAH, d'après Richardson [5]

Au regard des éléments précédemment décrits, la coupe opère dans un contexte tout à fait particulier lorsqu'il s'agit d'un usinage avec système BTA. Il apparaît donc important de maitriser les connaissances et principes fonctionnels de la géométrie de coupe avant de procéder à une étude physique du processus de coupe et à la détermination des conditions de coupe rationnelles.

3.1.2. Modélisation géométrique d'un outil BTA

Dans le processus de caractérisation des actions thermomécaniques de coupe, la géométrie de l'outil et plus particulièrement des parties actives de coupe (arête de coupe, face de coupe, face de dépouille, etc.) sont des paramètres importants. Etant donné que la géométrie effective des parties actives de coupe évolue en fonction de la position du point de coupe considéré, il est nécessaire de connaître la géométrie de l'outil « en main ». Les principaux angles de coupe sont souvent pris en compte dans les différents modèles de coupe, par exemple : [6-10], qu'ils soient analytiques, semi-analytiques ou empiriques, et sont souvent intégrés comme étant des paramètres variables. La modélisation géométrique de la tête de forage BTA permet de caractériser les surfaces de références actives de coupe, et donc les principaux angles de coupe nécessaires au calcul des efforts de coupe. La méthodologie la plus souvent employée pour cela consiste à discrétiser l'arête de coupe en arête élémentaire, de sorte qu'il soit possible de calculer la force de coupe en une multitude de points ayant chacun des positions différentes. Plusieurs études ont adopté cette démarche, parmi elles il est

possible de citer les références suivantes [8, 11-15]. Cette façon de faire permet aussi de tenir compte des conditions locales de coupe et ainsi de disposer de résultats plus précis.

En perçage, de nombreux modèles intègrent la géométrie locale du contact outil/pièce (*Figure I. 11*), par exemple : [8, 16-19]. Ainsi, dans une section donnée, les paramètres qui concernent la géométrie de l'outil permettent de définir les principales caractéristiques du contact outil/pièce. La géométrie effective des angles de coupe en travail est souvent déterminée analytiquement dans les modèles qui utilisent la géométrie de l'outil comme paramètre. Pour le cas du perçage conventionnel avec foret hélicoïdal, différents auteurs dont [12, 13, 20], ont mis en œuvre une méthode de description mathématique des différentes surfaces qui composent l'outil. Cette méthodologie permet d'intégrer, pour le calcul des efforts de coupe, la géométrie complète d'un outil aux formes et aux caractéristiques complexes.

Le cas de l'outil de forage BTA faisant l'objet de ces travaux présente une géométrie de coupe différente. Les parties actives de coupe sont composées de trois faces de coupe alignées avec l'axe radial de l'outil. Les faces de dépouille de l'outil sont également planes et présentent une valeur identique de l'angle caractéristique de l'outil en main pour la dent externe et intermédiaire, et différente pour la dent centrale. Il apparaît donc intéressant de caractériser la géométrie des principales surfaces de coupe, à savoir l'arête de coupe ainsi que le plan de coupe et de dépouille, afin d'intégrer dans une modélisation analytique, la géométrie effective de l'outil.

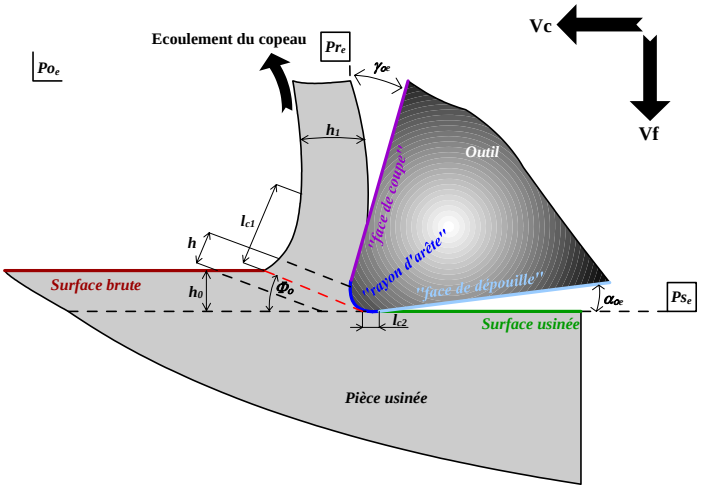


Figure I. 11. Géométrie locale des contacts copeau-arête élémentaire et arête élémentaire-pièce

3.2. Mouvement générateur de la coupe

Pour la grande majorité des procédés d'usinage, dont le perçage, l'opération d'enlèvement de matière opère selon le déplacement relatif de l'outil par rapport à la pièce. Ce déplacement relatif est alors conditionné par deux mouvements simultanés, le mouvement de coupe et le mouvement d'avance. En forage (*Figure I. 12*), le mouvement de coupe est assuré par le déplacement angulaire de l'outil autour de son axe de révolution. Il est défini par

la vitesse angulaire de l'outil (ω ou N). La surface cylindrique de l'alésage est générée par le mouvement d'avance de l'outil, défini par l'avance par tour (f) de l'outil. Ces deux paramètres sont liés par la vitesse d'avance de l'outil (Vf), laquelle décrit la vitesse de déplacement linéaire longitudinale de l'outil par rapport à la pièce usinée, et est donnée par :

$$Vf = f.N = f.\left(\frac{1000.Vc}{\pi.Ø}\right) \qquad \text{(I. 1)}$$

L'équation (I. 2) indique clairement que, pour le cas du perçage, la vitesse de coupe (Vc) dépend de la position radiale du point de coupe considéré. Ainsi, plus le point de coupe considéré sera proche du centre, plus la valeur de la vitesse de coupe (Vc) tendra vers zéro. Elle sera donc parfaitement nulle dans l'axe de l'outil. La valeur de la vitesse de coupe (Vc) fonction du point de coupe considéré, s'exprime donc classiquement comme suit :

$$Vc_r = 2.\pi.N.r \qquad \text{(I. 2)}$$

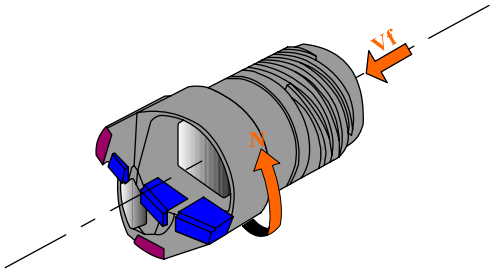


Figure I. 12. Mouvements de coupe en forage avec un outil BTA

3.3. Le copeau

3.3.1. Processus de formation du copeau

Au cours d'une opération d'usinage par enlèvement de matière, le processus de formation des copeaux implique de fortes interactions entre l'outil coupant et la matière usinée. Ce processus est directement conditionné par le comportement du matériau et du revêtement de l'outil, par le comportement du matériau de la pièce, par la géométrie de l'outil, et aussi par les conditions de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance, lubrification, etc.). Bien que n'étant pas exhaustive, cette liste évoque les principaux paramètres opérant dans le processus de formation des copeaux. Il est possible de passer d'une forme de copeaux continue à une forme discontinue ou segmentée en modifiant la vitesse de coupe (Vc), l'avance par tour (f), la géométrie de l'outil ou la nature du matériau usiné et/ou usinant.

Il résulte des différentes études menées dans la littérature que la morphologie des copeaux dépend des caractéristiques thermiques et mécaniques du matériau, et de la réponse de celui-ci face au chargement thermomécanique qu'il subit.

Actuellement, les difficultés majeures rencontrées dans la compréhension du processus de formation des copeaux sont dues à ce chargement extrême subi par la matière usinée. En effet, sous l'action de l'arête de coupe de l'outil, le matériau de la pièce est soumis à des grandes déformations de l'ordre de 300%, et à des vitesses de déformation supérieures à $105s^{-1}$. Les conditions de frottement à l'interface outil/copeau engendrent une élévation de la température de contact, alors que, dans le même temps, les vitesses de rotation de la broche, souvent importantes, peuvent créer des perturbations dynamiques (vibrations) du système usinant. Aussi, le procédé d'usinage présente une sensibilité aux facteurs d'échelle[1], or la difficulté d'accéder à certains paramètres clés tels que la température, la pression, la vitesse de glissement, etc., complique davantage la maitrise de ces phénomènes locaux de coupe.

En perçage, la longueur du copeau peut être qualifiée d'acceptable lorsque celui peut être évacué sans difficulté hors de la zone de coupe. Dans le cas du forage profond, le confinement de la zone de coupe vient compliquer davantage la formation du copeau et son évacuation. Cette dernière revêt un rôle d'autant plus important que les longueurs d'usinage sont très importantes en forage avec système BTA et que, par conséquent, les distances à effectuer par la matière usinée le sont tout autant.

D'un point de vue factuel, la formation du copeau pendant la coupe est généralement liée au phénomène de cisaillement de la matière. Lors de l'usinage, l'outil exerce une force sur la matière sous l'effet cumulé d'un mouvement d'avance de l'outil ou de la pièce, et de rotation de la pièce (cas du tournage) ou de l'outil (cas du perçage) ou des deux (cas particulier du perçage).

Daymi et al. [21] indiquent que, concrètement, la formation du copeau intervient lorsque le matériau est fortement comprimé par le mouvement de l'outil jusqu'à ce que la tension maximale de cisaillement atteigne la limite d'écoulement du matériau. Alors, le matériau se cisaille et le phénomène recommence de façon périodique. Le matériau alors usiné subit, à l'endroit précis de la coupe, de fortes contraintes thermomécaniques dans un laps de temps très court. Le copeau segmenté se forme lorsque la contrainte maximale de cisaillement atteint la limite de résistance mécanique du matériau usiné. Ces fortes sollicitations thermomécaniques, associées à un changement brutal de direction d'écoulement, provoquent une déformation plastique du matériau usiné. Le copeau ainsi formé se compresse, sa largeur (w) diminue et son épaisseur (t_2) augmente.

Les nombreuses études réalisées sur la formation du copeau, dont celle de Puerta Velasquez [22] régulièrement citée en référence, ont pour objectif de caractériser les différents paramètres qui régissent la coupe. Compte tenu de la complexité des phénomènes présentés dans une opération d'usinage (grandes déformations, grandes vitesses de déformations, températures élevées, etc.), une hypothèse simplificatrice peut être adoptée.

[1] Mécanismes physiques et chimiques à l'échelle microscopique; comportement dynamique à l'échelle macroscopique et mésoscopique

On parle alors de coupe orthogonale, laquelle permet, comme le souligne Deshayes [23], de rapporter l'étude à un problème plan.

Selon la littérature, le modèle de coupe orthogonale n'est applicable en toute rigueur que lorsque l'arête de coupe effectue un mouvement de translation perpendiculairement à la surface usinée (*Figure I. 13*). Dans ce cas, le copeau généré est moins large que l'arête de coupe elle-même. Ce modèle est également valable lorsque le rayon d'arête de l'outil (r_β) n'intervient pas dans l'usinage considéré, ou est suffisamment faible pour que son effet puisse être négligé. De plus, Cordebois [24] précise que l'hypothèse selon laquelle la vitesse de coupe (Vc) est constante en tout point de l'arête tranchante en contact avec la surface de la pièce usinée, doit être respectée.

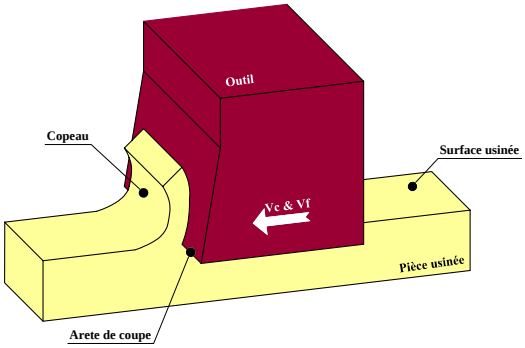


Figure I. 13. Représentation de la coupe orthogonale pour le cas du ''rabotage''

Dans la pratique, la réalisation d'une opération de coupe orthogonale respectant les conditions précédemment citées s'avère compliquée. C'est pourquoi l'usinage d'un tube à paroi mince est souvent privilégié. On parle alors de coupe semi-orthogonale (*Figure I. 14*).

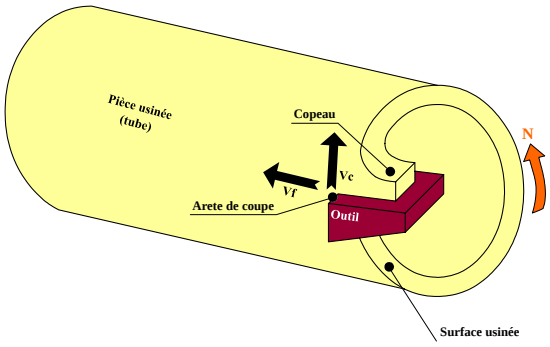


Figure I. 14. Représentation de la coupe (semi-) orthogonale pour le cas de la face d'un tube, il s'agit d'une opération de ''chariotage'' en ''tournage''

Nouari [25] explique qu'au cours d'une opération d'usinage, et plus particulièrement pendant le processus de cisaillement de la matière, les contraintes induites par l'outil dans la matière provoquent une forte compression. Une zone de séparation du métal apparaît alors devant la pointe de l'outil (*Figure I. 15* - **a**). Ensuite, la matière est refoulée tout en se séparant en deux parties (copeau / pièce usinée). A la suite de cela, une zone de cisaillement intense se crée

entre la pointe de l'outil et la face libre du copeau. Cette zone, considérée comme le lieu de formation de copeau, est appelée "zone de cisaillement primaire" (ZCP : *Figure I. 15* - **b**). Le copeau formé s'écoule ensuite et frotte sur la face de coupe de l'outil. Ce frottement intense génère une seconde zone très fine dite "zone de cisaillement secondaire" (ZCS : *Figure I. 15* - **c**). De la même façon, une troisième zone de cisaillement ou "zone de cisaillement tertiaire" (ZCT : *Figure I. 15* - **d**) est générée entre la surface usinée de la pièce et la face de dépouille de l'outil. Dans cette zone, l'intensité des déformations est faible. Cependant, son effet devient prédominant sur la qualité et l'état de surface usinée, notamment lors des opérations de finition ou de superfinition. Tous ces mécanismes font se développer une dernière zone d'amorce de déformations (*Figure I. 15* - **e**). La formation du copeau provoque des déformations plastiques intenses du matériau usiné en amont de l'outil, au niveau de la ZCT, induisant des contraintes résiduelles en surface de la pièce.

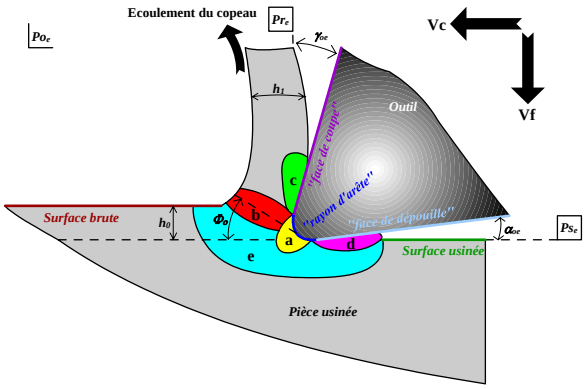


Figure I. 15. Modèle simple de la formation du copeau

Les différents paramètres engagés dans le processus de formation du copeau induisent différents types de copeaux, dont Ernst [26] a été parmi les premiers chercheurs dans ce domaine à en avoir établi un classement, toujours utilisé de nos jours. Comme le rappelle Velasquez [22], la classification des copeaux peut être établie comme suit selon trois grands groupes :

Le copeau continu (*Figure I. 16 – (a)*) : Il se caractérise par un écoulement continu de la matière. Cela se traduit par une déformation, une vitesse de déformation ainsi que des contraintes dont les valeurs restent constantes pendant la coupe (dans le temps), c'est le cas du régime de coupe stationnaire. Visuellement, il présente une face extérieure d'aspect irrégulier et une face intérieure d'aspect lisse.

Le copeau continu avec arête rapportée (*Figure I. 16 – (b)*) : c'est le type de copeau que l'on voit apparaître dans le cas de la coupe de matériaux ductiles avec des faibles vitesses de coupe dont l'un des meilleurs exemples est celui de l'usinage de l'aluminium et de ses différents alliages (2024, 7075, 6065, etc). Le phénomène d'arête rapportée résulte d'une accumulation très importante de la chaleur dans la Zone de Cisaillement Primaire (ZCP), provoquant une fusion locale de la matière. Celle-ci se solidifie aussitôt l'instant d'après sur le

sommet de l'outil. Cordebois [24] remarque que cela implique un déplacement de l'arête de coupe, faisant varier la forme et la position de la zone de glissement, mais également une hausse des efforts de coupe et un échauffement de la pointe de l'outil. Visuellement, peu de choses distinguent un copeau continu avec arête rapportée d'un copeau continu classique.

Le copeau discontinu (*Figure I. 16 – (c)*) : Il se caractérise par un écoulement discontinu de la matière pendant la coupe. A l'inverse du copeau continu, le copeau discontinu ne présente pas une déformation, une vitesse de déformation ainsi que des contraintes constantes, c'est le cas du régime de coupe non stationnaire. En effet, au niveau de la Zone de Cisaillement Primaire (ZCP), là où les contraintes sont les plus importantes, le matériau atteint sa limite d'écoulement plastique puis se cisaille (bande de cisaillement). Visuellement, il présente un profil dentelé sur la face extérieure et lisse sur la face intérieure.

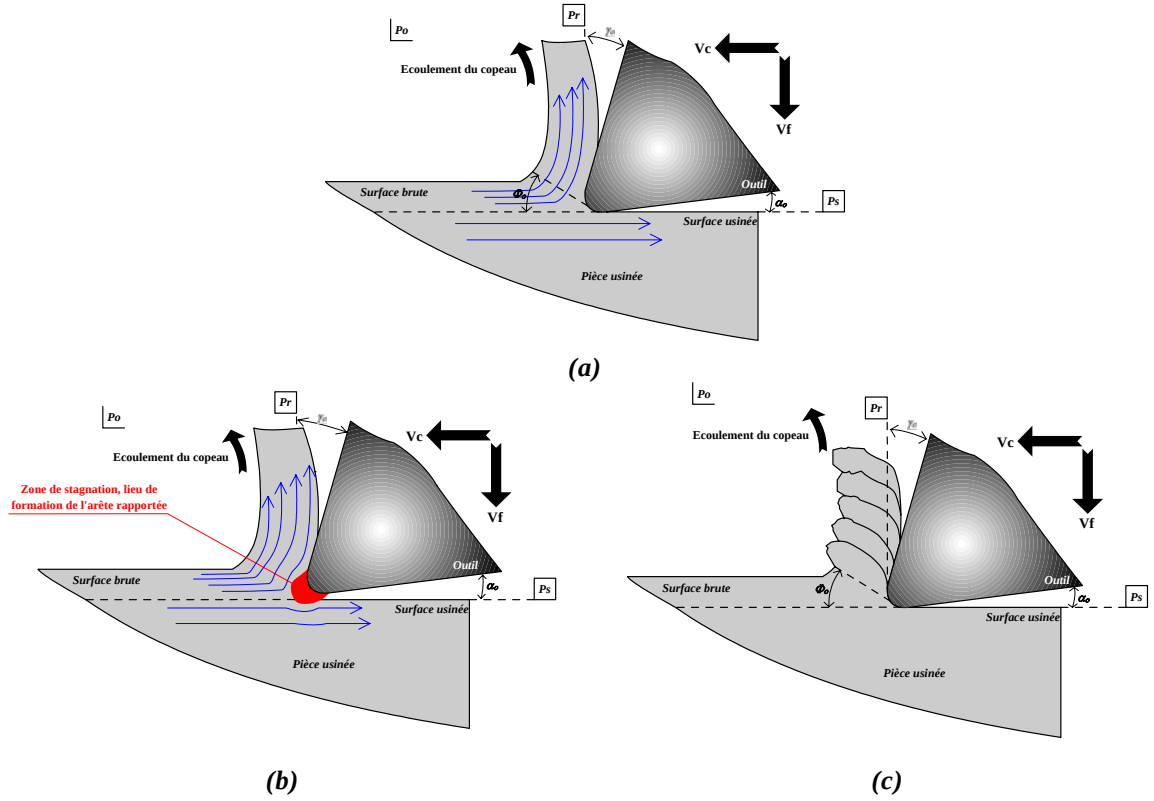


Figure I. 16. Les 3 types de copeaux selon Velasquez [22]. (a) copeau continu. (b) copeau continu avec arête rapportée. (c) copeau discontinu ou segmenté

Comme le souligne Grzesik [27] et Jawahir [28], la classification morphologique des copeaux peut s'opérer selon trois possibilités différentes, dont la première a été citée ci-avant, et dont les deux autres sont définies dans la *Figure I. 17* qui suit.

Une autre classification consiste à considérer le cas d'un outil de coupe à face plane pour lequel, selon Jawahir [28], il peut y avoir trois formes basiques différentes (*Figure I. 17*) de copeaux, à savoir :

- **Le copeau droit** qui est incliné d'un angle η_s (*Figure I. 17 – (a)*). L'angle η_s, qui indique que la direction d'écoulement du copeau est contenu dans le plan de référence (Pr) de l'outil.
- **Le copeau incurvé sur le côté** qui est également contenu dans le plan de référence (Pr) de l'outil. Le rayon de courbure du copeau est noté ici r_s (*Figure I. 17 – (b)*).
- **Le copeau incurvé montant** qui est contenu dans le plan orthogonal (*Po*). Le rayon de courbure du copeau est noté ici r_u (*Figure I. 17 – (c)*).

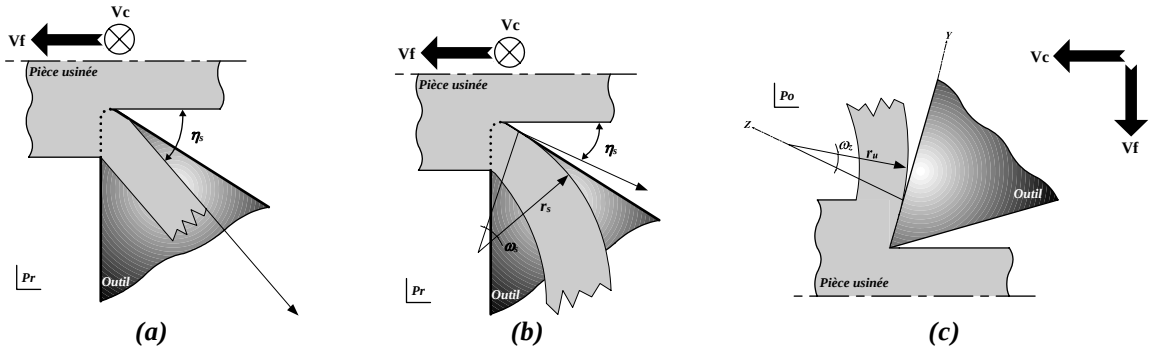


Figure I. 17. Les 3 formes basiques et différentes selon Jawahir [28]. (a) copeau droit. (b) copeau courbé dans le plan contenu par la face de coupe. (c) copeau courbé dans le plan orthogonal à la face de coupe

La dernière possibilité recensée de classification des copeaux est présentée par la norme ISO 3685-1997. Cette classification (*Figure I. 18*) se base sur la taille et la forme des copeaux. Elle comprend un total de huit catégories différentes dans lesquelles peuvent figurer des sub-catégories. Cette méthode de classification est couramment utilisée, car elle est basée sur l'examen visuel des copeaux et permet de renseigner sur la qualité de la coupe.

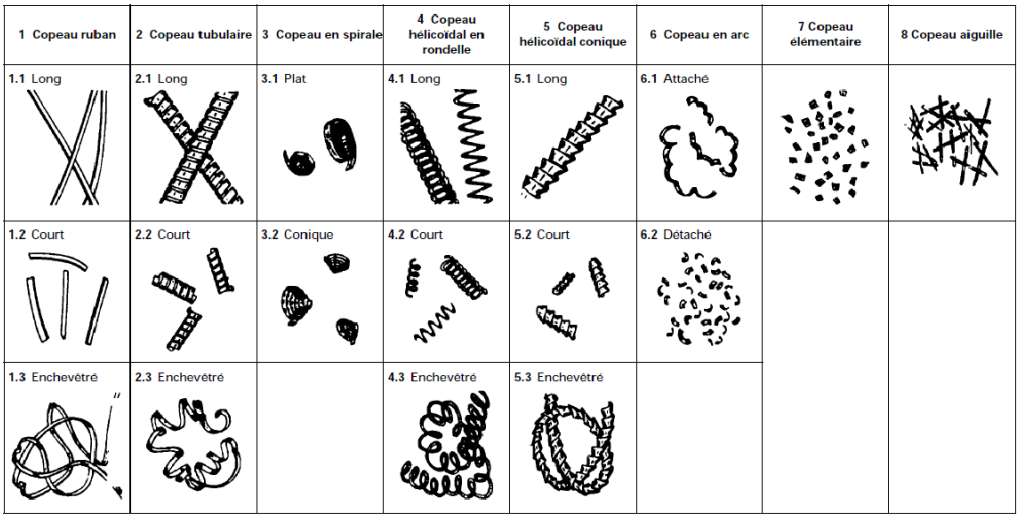


Figure I. 18. Classification morphologique des copeaux selon la norme ISO 3685-1997, et rappelée par Bahi [29]

3.3.2. Section du copeau

L'un des paramètres qui prédomine dans la caractérisation expérimentale des usinages est le coefficient spécifique de coupe (Kc). Ce paramètre, souvent employé pour la caractérisation expérimentale scientifique et industrielle, indique l'énergie nécessaire à l'outil pour cisailler la matière. Pour le cas des opérations d'usinage faisant partie de la famille du perçage, les coefficients spécifiques de coupe ($Kc, c_{(Mc)}, Kc, c_{(Pc)}, Kc, f$) mettent en œuvre des paramètres liés au chargement mécanique subi par l'outil, tels que les efforts de coupe (Mc ou Fa), des paramètres opératoires (Vc et f) ainsi que le diamètre de l'outil considéré ($Ø$). La section du copeau (S_c ou A_D) conditionne donc tout ou partie des coefficients spécifiques de coupe ($Kc, c_{(Mc)}, Kc, c_{(Pc)}, Kc, f$). Pour le cas du perçage, la section du copeau est classiquement fonction de la largeur de coupe (a_p) et de l'avance par tour (f) qui correspond à l'incrément de l'hélicoïde générée par le mouvement cumulé de rotation et d'avance de l'outil.

Pour le cas particulier du forage avec système BTA (*Figure I. 19*), la largeur de coupe totale, notée a_p, correspond à l'action de coupes successives des différentes dents qui composent la tête de forage (Dent Centrale, Dent Intermédiaire et Dent Externe) :

$$ap_{D.C.} = R_{D.C.e} \tag{I. 3}$$

$$ap_{D.I.} = R_{D.I.s} - R_{D.I.e} \tag{I. 4}$$

$$ap_{D.E.} = R_{D.E.s} - R_{D.E.e} \tag{I. 5}$$

$$ap = ap_{D.C.} + ap_{D.I.} + ap_{D.E.} \tag{I. 6}$$

La section globale de coupeau (S_c ou A_D) s'écrit :

$$S_{C-D.C.} = f.ap_{D.C.} \tag{I. 7}$$

$$S_{C-D.I.} = f.ap_{D.I.} \tag{I. 8}$$

$$S_{C-D.E.} = f.ap_{D.E.} \tag{I. 9}$$

$$S_C = S_{C-D.C.} + S_{C-D.I.} + S_{C-D.E.} \tag{I. 10}$$

Le débit de matière global (Q) s'exprime alors comme étant le volume de matière enlevée par l'outil et par unité de temps ($cm^3.\min^{-1}$) :

$$Q_{D.C.} = S_{C-D.C.} \cdot \left(\frac{\pi.2.R_{D.C.e}.N}{1000} \right) \quad \text{(I. 11)}$$

$$Q_{D.I.} = S_{C-D.I.} \cdot \left[\left(\frac{\pi.2.R_{D.I.s}.N}{1000} \right) - \left(\frac{\pi.2.R_{D.I.e}.N}{1000} \right) \right] \quad \text{(I. 12)}$$

$$Q_{D.E.} = S_{C-D.E.} \cdot \left[\left(\frac{\pi.2.R_{D.E.s}.N}{1000} \right) - \left(\frac{\pi.2.R_{D.E.e}.N}{1000} \right) \right] \quad \text{(I. 13)}$$

$$Q = Q_{D.C.} + Q_{D.I.} + Q_{D.E.} \quad \text{(I. 14)}$$

Le débit de matière global (Q) est un paramètre à optimiser afin d'améliorer la productivité. Néanmoins, la variation de ce paramètre peut entraîner une augmentation des efforts de coupe, de la température de coupe, etc.

Cela peut également entraîner une usure prématurée ou bien même la rupture de l'arête de l'outil de coupe, et par là même, une dégradation qualitative du composant usiné. Il faut donc veiller à appliquer une démarche de caractérisation rigoureuse, à laquelle un compromis entre productivité, durée de vie et qualité d'usinage sera nécessaire.

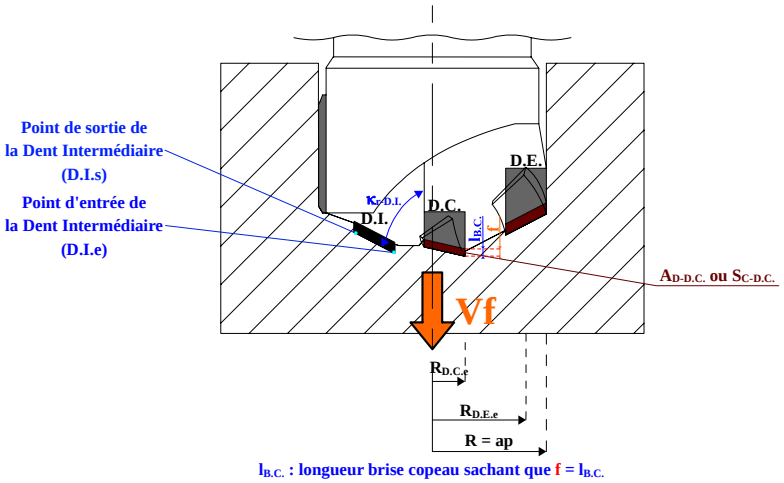


Figure I. 19. Définition de la section du/des copeaux en forage avec système BTA

3.4. Actions de coupe

Lorsque l'outil de coupe ne comporte qu'une seule arête tranchante (ex : tournage, *Figure I. 20*), le torseur des actions de coupe comprend alors trois principales forces de coupe et trois moments, colinéaires aux trois axes d'un repère cartésien lié à la coupe conformément :

- à la direction de la vitesse de coupe (Vc) selon laquelle se trouve l'effort de coupe (Fc) et le moment (Mc ou Mz),
- à la direction de la vitesse d'avance (Vf) selon laquelle se trouve l'effort d'avance (Fa) et le moment (Mf),

- à la direction radiale (ap) selon laquelle se trouve l'effort de pénétration (Fp) et le moment (Mp).

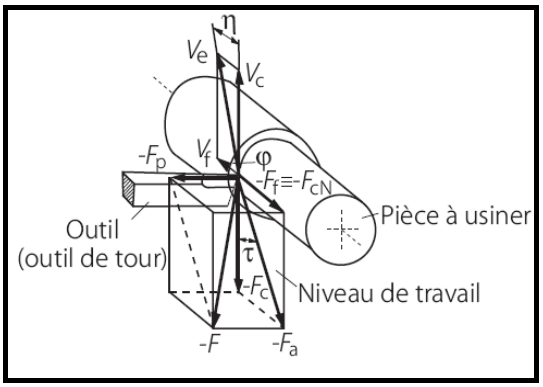


Figure I. 20. Actions de coupe en usinage, exemple du tournage illustré dans le manuel technique du Garant [30]

Si toutes les actions mécaniques de l'outil qui s'appliquent sur le composant usiné sont considérées, alors la puissance de coupe (Pc) s'exprime de la façon suivante :

$$Pc = \vec{V}.\vec{F} + \overrightarrow{M}.\vec{\Omega} \tag{I. 15}$$

où $\vec{F} = \langle \overrightarrow{Fx}, \overrightarrow{Fy}, \overrightarrow{Fz} \rangle$ et $\overrightarrow{M} = \langle \overrightarrow{Mx}, \overrightarrow{My}, \overrightarrow{Mz} \rangle$ sont respectivement les vecteurs force et moments résultant de l'action mécanique de l'outil sur la pièce. $\vec{V} = \langle \overrightarrow{Vx}, \overrightarrow{Vy}, \overrightarrow{Vz} \rangle$ et $\vec{\Omega} = \langle \overrightarrow{\Omega x}, \overrightarrow{\Omega y}, \overrightarrow{\Omega z} \rangle$ sont respectivement les vecteurs vitesse et vitesse angulaire résultant du mouvement de l'outil par rapport au composant usiné. Bien qu'existants, les moments de coupe, surtout pour le cas du tournage, sont souvent négligés. Des travaux ont d'ailleurs illustré leur existence, parmi lesquels il est possible de citer les travaux de Darnis [31]. La notation de torseur habituellement usitée pour décrire les composantes des vecteurs résultant de la force et du moment, exprimé en O, à la pointe de l'outil, se décrit comme suit :

$$\left\{T_{outil/\ pièce}\right\}_{tournage} = \left\{\begin{array}{l} \vec{F} = Fp.\vec{x} + Fc.\vec{y} + Ff.\vec{z} \\ \overrightarrow{M_O} = Mp.\vec{x} + Mc.\vec{y} + Mf.\vec{z} \end{array}\right\}_O \tag{I. 16}$$

En perçage, étant donné qu'il s'agit d'un outil de révolution animé d'un mouvement d'avance longitudinal et de rotation, suivant l'axe $\vec{Z}$, associé au fait que sont émises les hypothèses de symétrie axiale parfaite de l'outil et qu'il n'y a aucun défaut de coaxialité avec le porte-outil, alors certaines composantes du torseur des actions mécaniques sont négligées selon Dargnat [20]. Le torseur des actions mécaniques en perçage se compose donc du couple de perçage (Mc) et de l'effort d'avance (Fa), et se note :

$$\left\{T_{outil/\ pièce}\right\}_{perçage} = \left\{\begin{array}{l} \vec{F} = Fa.\vec{z} \\ \overrightarrow{M} = Mc.\vec{z} \end{array}\right\} \tag{I. 17}$$

Dargnat [20] rappelle que pour dimensionner les équipements de production, des modèles empiriques simples, rappelés par plusieurs auteurs dont [32-36], permettent de déterminer les actions mécaniques qui s'exercent sur l'outil de coupe. Les modèles couramment utilisés sont les suivants :

$$Fa = \frac{1}{2}.Kc,\ f.A_D.Z.\sin(\kappa_r) \tag{I. 18}$$

$$Mc = Kc,c.A_D.Z.\sin(\kappa_r) \tag{I. 19}$$

Pour le cas spécifique du forage, SANDVIK [37] propose les modèles empiriques suivants :

$$Fa + Fa_\mu = 0{,}65.ap.f.Kc,\ f.\sin(\kappa_r) \tag{I. 20}$$

$$Mc + M\mu = \frac{Ø.f.ap.Kc,\ f}{2000.10^3}.\left(1{,}17 - \frac{ap}{Ø}\right) \tag{I. 21}$$

$$Fc = Kc.f.ap \tag{I. 22}$$

$$Pc + P\mu = \frac{f.Vc.Ø.Kc,\ f}{240.10^3}.1{,}34 \tag{I. 23}$$

Le coefficient spécifique (K_c) est un paramètre que l'on retrouve dans tous les modèles empiriques précédemment décrits. Comme évoqué précédemment, il est un paramètre couramment utilisé dans le milieu industriel et en recherche scientifique. Il dépend en l'occurrence de la géométrie de l'outil, des paramètres de coupe ainsi que du matériau usiné. Les valeurs du coefficient spécifique (K_c) peuvent être déterminées expérimentalement ou issues d'abaques. Néanmoins, ils nécessitent de nombreuses expérimentations de type C.O.M. ou C.A.M. (Couple Outil-Matière ou Couple Arête-Matière) et/ou une base de données importante et exhaustive.

Les modèles empiriques dans lesquels intervient le coefficient spécifique de coupe (K_c), sont souvent utilisés car ils permettent une mise en œuvre plus aisée, et ainsi, de disposer de résultats rapides. Ces modèles, issus d'une approche globalisée des procédés, occultent cependant les phénomènes thermomécaniques de la coupe mis en jeu lors de l'usinage. Leur utilisation se limite donc aux travaux de base, comme par exemple le pré-dimensionnement d'une machine outil.

Pour remédier à cette carence, des modèles plus complets ont été développés dès le début du 20eme siècle. Il s'agit de modèles analytiques mécaniques et thermomécaniques. Ceux-ci intègrent différents paramètres, tels que la géométrie de l'outil ou encore les caractéristiques du matériau usiné. Ils permettent également une mise en œuvre ne nécessitant qu'un minimum de données expérimentales. Les différents types de modélisation (empirique, semi-analytique et analytique) feront l'objet d'une description détaillée dans un prochain chapitre.

Page délibérément blanche…

4. Etat de l'art scientifique du procédé de forage BTA

L'opération de perçage est l'une des opérations d'usinage les plus utilisées sinon la plus fréquemment utilisée. Un trou cylindrique débouchant ou non peut assurer différentes fonctionnalités, dont la plus courante, celle de trou de passage pour les assemblages vissés ou rivetés. Dans le processus industriel de fabrication d'un composant, le perçage apparaît régulièrement en fin de processus. Bien que techniquement peu complexe puisque cette opération met en œuvre des trajectoires outil basiques car linéaires, elle n'en demeure pas moins une opération d'usinage à fort enjeu. SANDVIK [32] précise que la majorité des opérations de perçages concernent des diamètres compris entre 5mm et 20mm.

Dans ce contexte particulier, beaucoup d'études réalisées sur le perçage ont concerné le perçage conventionnel avec foret hélicoïdal par exemple. Les problématiques de base de ces études sont les mêmes qu'en forage, à savoir l'optimisation de la géométrie de l'outil, la réduction des coûts, l'augmentation de la productivité et de la qualité des surfaces usinées. L'un des axes majeurs de développement a donc porté sur l'évolution de la géométrie des outils conventionnels de perçage. Dans cette optique, outre une amélioration des problématiques sus-citées, l'évolution de la géométrie des outils a permis une optimisation de la formation et de l'évacuation des copeaux.

De nombreuses études à caractère expérimental ont permis des avancées sur la compréhension des phénomènes d'usure des outils conventionnels de perçage ainsi que sur les défauts géométriques des trous réalisés. Néanmoins, comme le précise Laporte [38], les améliorations apportées au cas particulier du perçage conventionnel résultent notamment d'une meilleure maitrise des efforts de coupe. C'est pourquoi, la modélisation théorique (analytique, semi analytique et/ou empirique) devient nécessaire afin de caractériser certains phénomènes physiques de la coupe.

Sur la base du constat établi concernant la recherche scientifique appliquée au procédé de forage profond avec système BTA, et depuis l'origine de son développement par Beisner au cours des années 1940 selon Richardson [5], il est un fait que la technologie en question n'a pas suivi les mêmes évolutions techniques et n'a pas suscité les mêmes intérêts scientifiques. Dans son ensemble, la production à caractère scientifique du forage BTA reste relativement pauvre, tant en nombre qu'en diversité d'auteurs et de sujets. Cela peut s'expliquer de différentes façons, et notamment par l'usage industriel de ce type de technologie qui reste marginal au regard de procédés tels que le tournage, le fraisage, le perçage conventionnel, etc. Néanmoins, l'émergence de nouvelles contraintes qualitatives et quantitatives dans plusieurs domaines, dont l'aéronautique, l'automobile, l'énergie éolienne ou nucléaire civile, suscitent un regain d'intérêt pour le forage de trous profonds à l'aide de la technologie BTA.

Une part importante des notions de base du perçage conventionnel s'applique aux cas du forage de trous profonds. En effet, il s'agit d'un usinage en milieu confiné dans lequel opèrent un grand nombre de phénomènes physiques de la coupe identiques à ceux agissant pour le cas du perçage conventionnel. Malgré tout, la géométrie de coupe reste un élément particulier et spécifique à la technologie BTA. Le guidage de l'outil dans l'alésage en cours d'usinage en est un autre. Les problématiques de formation et d'évacuation des copeaux restent un sujet important. Lorsque cela sera possible, un certain nombre de travaux basés sur l'étude du perçage conventionnel seront cités en exemple dans ce document.

Les principaux sujets et références de travaux scientifiques sur le sujet du forage avec système BTA sont abordés. Cette partie permettra de rendre compte de façon succincte des travaux scientifiques engagés.

4.1. Etude de l'influence des patins de guidage

Les patins de guidage permettent d'assurer une bonne rectitude des alésages en équilibrant le système de forces de coupe car l'outil observe une dissymétrie géométrique des parties actives de coupe. Ils sont les derniers éléments en contact avec l'alésage lors de l'usinage. L'effet provoqué par le contre balancement des efforts de coupe dans les patins de guidage en cours d'usinage, est un polissage de la surface de l'alésage, précise Richardson [5]. Griffiths [39] a été le premier à mettre en évidence le système complexe des efforts de coupe qui agissent sur un outil BTA (*Figure I. 21*), en indiquant que le système de forces de coupe pouvait être divisé en quatre groupes, à savoir :

- **Les efforts de coupe**, liés au cisaillement par les arêtes de coupe du matériau usiné,
- **Les forces de polissage**, liées à l'effet de polissage de l'alésage par les patins de guidage,
- **Les forces de frottement**, également liées au mouvement hélicoïdal relatif des patins de guidage et de l'alésage,
- **Les forces du fluide de coupe**, liées à la pression du fluide de coupe. L'effet de ce paramètre est néanmoins souvent négligé dans les hypothèses de calcul car ses valeurs résultantes sont faibles et négligeables au regard de celles des autres paramètres.

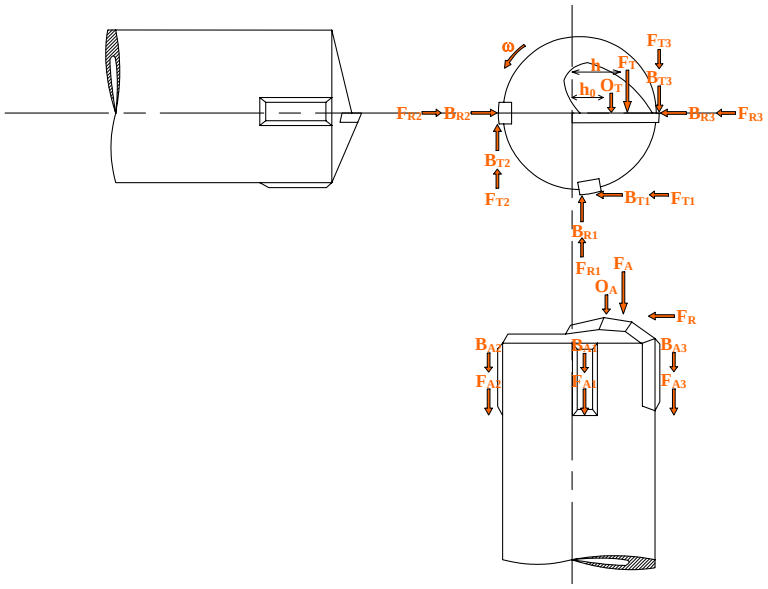


Figure I. 21. Système de forces de coupe agissant sur une tête de forage BTA, d'après Frazao [40]

Griffiths [41] a prolongé ses travaux afin d'établir concrètement le système de forces de coupe agissant sur un outil BTA en proposant les équations suivantes, correspondant respectivement à l'effort d'avance (Fa) et le couple de perçage (Mc) :

$$Fa = O_F + \sum_{i=1}^{3}(B_{Fi} + F_{Fi}) \qquad \text{(I. 24)}$$

$$Mc = O_T.h_0 + P_T.h + \sum_{i=1}^{3} r.(B_{Ti} + F_{Ti}) \qquad \text{(I. 25)}$$

où O_F et O_T sont des composantes liées à la pression du fluide de coupe (négligeables).

En testant différents diamètres d'outil et différents paramètres de coupe (Vc et f) Griffiths [41] a également identifié lors d'essais expérimentaux, les relations empiriques suivantes qui définissent l'effort d'avance (Fa) et le couple de perçage (Mc) :

$$Fa = C_1.f^{\,a}.d^{\,b} \qquad \text{(I. 26)}$$

$$Mc = C_2.f^{\,c}.d^{\,e} \qquad \text{(I. 27)}$$

où C_1, C_2, a, b, c et e sont des constantes déterminées expérimentalement.

Il est à noter qu'une part importante des travaux de recherche, dont [5, 40, 42-47], traite partiellement ou spécifiquement de l'influence des patins de guidage au cours de l'usinage. Plusieurs études, dont celles de Griffiths [39, 41] ont permis de caractériser l'effet généré par l'action des patins de guidage sur l'alésage en cours d'usinage. Corney [48] a ainsi démontré que l'effet combiné de coupe des arêtes et de polissage des patins de guidage, produisait une déformation plastique de la couche superficielle de l'alésage. A ce sujet, Richardson [5] précise que la micro-dureté à la surface de l'alésage pouvait augmenter significativement lorsque la vitesse de coupe (Vc) augmente.

Concernant l'influence de l'avance par tour (*f*) sur ce même paramètre, plusieurs études contradictoires s'opposent, dont celles de Ramakrishana Rao et de El-Khabeery [49, 50]. Il n'est donc pas possible en l'état d'établir un constat réaliste de l'influence de l'avance par tour (*f*) sur la micro-dureté à la surface de l'alésage. Ramakrishana Rao [49] a également travaillé sur la caractérisation de l'influence de la vitesse de coupe (*Vc*) et les contraintes résiduelles. L'auteur a ainsi observé que, dans la zone de coupe, il s'agit de contraintes dites de traction. A contrario, en surface dans l'alésage, c'est-à-dire dans la zone affectée par l'effet de polissage, il s'agit de contraintes dites de compression. Ramakrishana Rao [49] précise également que les contraintes résiduelles présentes en surface dans l'alésage augmentent lorsque la vitesse de coupe (*Vc*) augmente. Selon plusieurs études, dont [39, 41, 51-53], l'effet des patins de guidage dans l'alésage pendant l'usinage est donc un phénomène complexe qui affecte à la fois l'état de surface de l'alésage ainsi que les forces de coupe en action pendant l'usinage. L'auteur stipule également que le processus de polissage est un processus de finition extrêmement violent. Richardson [5] évoque également l'inégalité qui concerne la répartition des efforts de coupe dans les patins de guidage, et précise que l'évolution de l'usure ainsi que les efforts de coupe sont plus importants dans le patin disposé à 90° (mesuré dans le sens anti-trigonométrique des faces de coupe) que dans celui disposé à 180°. Cette tendance s'inverse lorsque l'outil s'use. Shaw [54] a d'ailleurs signalé qu'environ un tiers (*Figure I. 22*) de la puissance de coupe est consommée par l'action de frottement des patins de guidage sur la paroi de l'alésage, voire *Figure I. 22*.

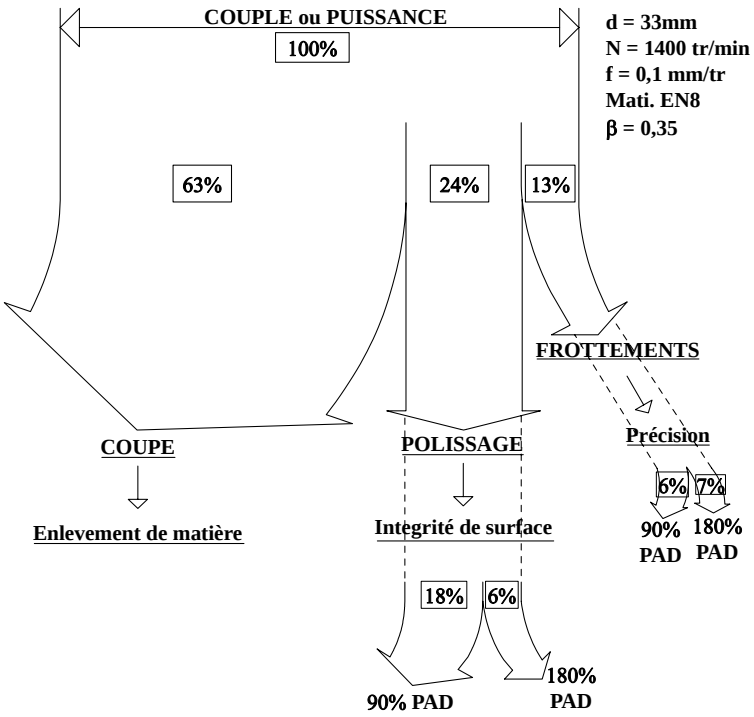


Figure I. 22. Contribution des composantes au couple et à la puissance, d'après Shaw [54]

Richardson [5] a proposé au début des années 2000 un examen complet sur l'état de l'art des travaux scientifiques réalisés sur le sujet spécifique des patins de guidage en forage profond avec système BTA. Il résulte notamment de ce travail que l'interaction outil/matériau opère surtout dans une petite zone à l'avant des patins de guidage, et qu'un film de lubrifiant existe à l'interface patin/alésage. Il évoque également l'influence de l'indice de viscosité du fluide de coupe et précise que si ce dernier est trop faible, et/ou la charge sur les patins de guidage trop importante, alors la valeur de l'épaisseur du film de fluide de coupe deviendrait plus petite que celle de la rugosité de l'alésage (*Figure I. 23 - b*). Dans ce cas, des risques d'usure par abrasion peuvent apparaître (*Figure I. 23 - b*).

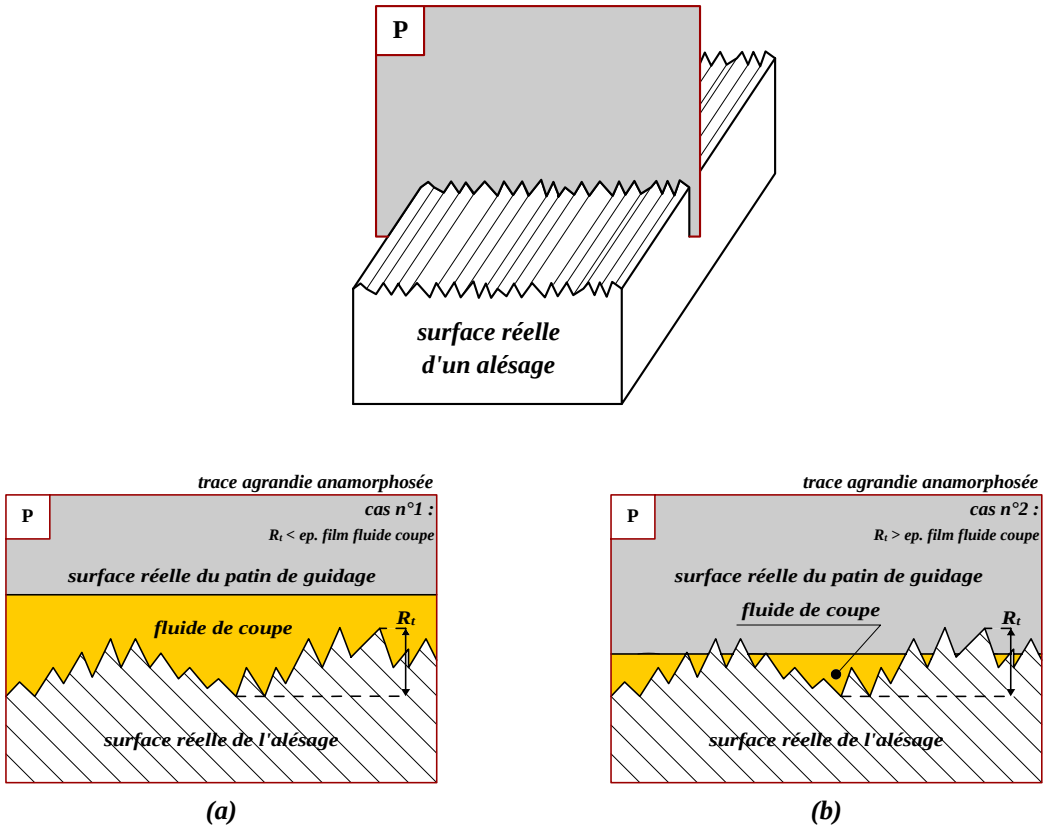
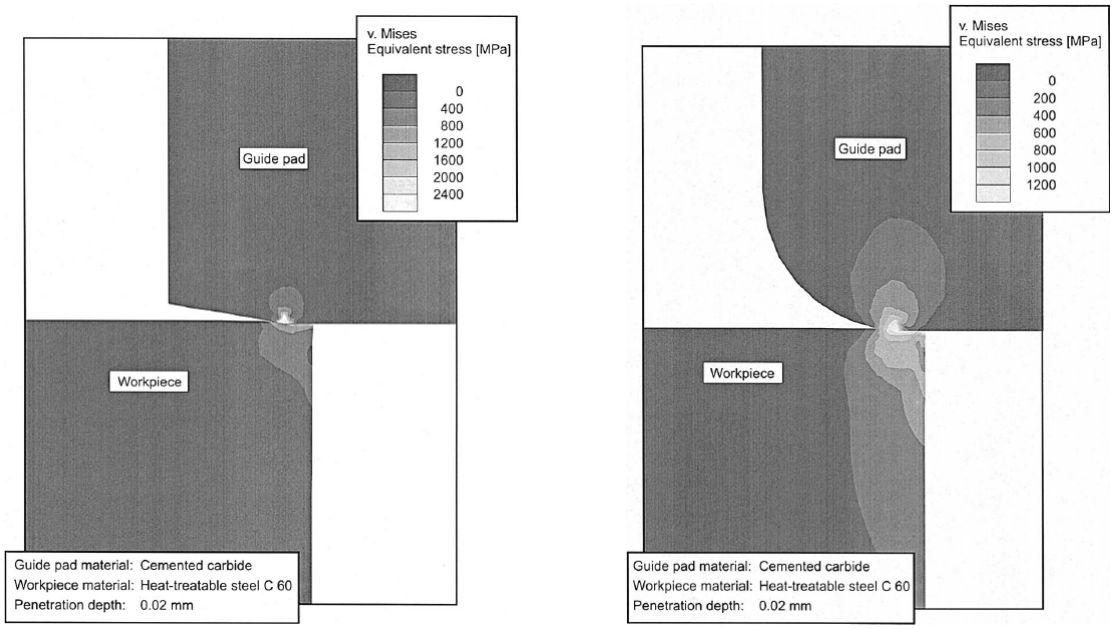


Figure I. 23. Représentation anamorphosée de l'épaisseur du film formé par le fluide de coupe et du profil d'état de surface. (a) cas particulier où R_t < ep. film fluide de coupe. (b) cas particulier où R_t < ep. film fluide de coupe

Weinert [45] propose quant à lui une étude expérimentale visant à distinguer les performances de plusieurs types de patins de guidage. Pour cela, l'auteur teste différents matériaux pour la réalisation de patins de guidage ainsi que différentes géométries, et ce pour différents paramètres de coupe. Weinert [45] met en œuvre une approche numérique par éléments finis et une approche expérimentale. L'approche numérique permet de caractériser l'influence de la géométrie du patin de guidage sur l'évolution des contraintes équivalentes. Il est observé (*Figure I. 24*) qu'un patin de guidage présentant une forme curviligne, disposée à l'avant du patin à proximité de la zone de contact patin/paroi alésage, permet de réduire de moitié les contraintes équivalentes dans la zone de contact.



(a) *(b)*

Figure I. 24. Simulation FEM du contact entre un patin de guidage et la paroi de l'alésage, d'après Weinert [45]. (a) patin de guidage avec une géométrie conventionnelle. (b) patin de guidage arrondi (r=1mm) à l'avant

L'auteur a complété son étude en réalisant des essais tribologiques (*Figure I. 25*) pour lesquels un tour a été adapté (porte patin spécifique) et instrumenté (table dynamométrique). Pour respecter le plus possible des conditions réelles de forage avec système BTA, une huile de coupe, un chargement (F_N) et des vitesses d'avance (Vf) correspondant à la réalité d'un usinage sont utilisés.

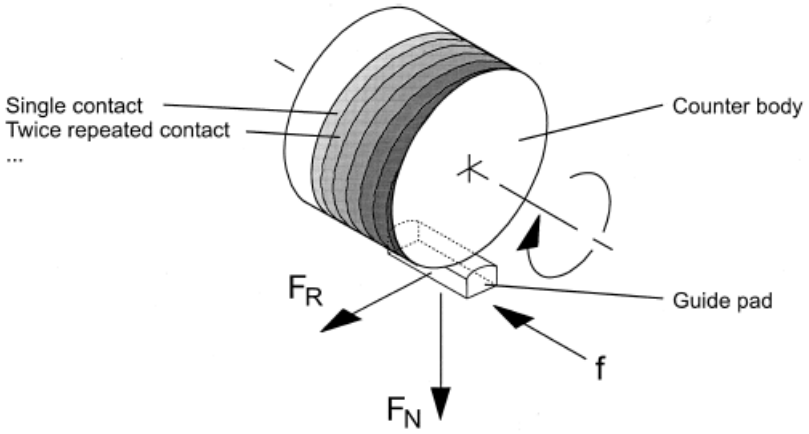


Figure I. 25. Représentation schématique d'un tribomètre « ouvert » pour l'expérimentation de patins de guidage issus d'outils de forage BTA, d'après Weinert [45]

Ces essais tribologiques révèlent que les patins de guidage testés (*Figure I. 26*) présentent une sensibilité particulière à la vitesse de coupe (Vc). Pour une vitesse de coupe (Vc) de 90m.min^{-1}, le coefficient de frottement évolue entre 0,135 et 0,155. Pour une vitesse de coupe (Vc) de 220m.min^{-1}, le coefficient de frottement évolue entre 0,125 et 0,135.

Les patins de guidage réalisés en CERMET présentent les coefficients de frottement les plus faibles, et ce quel que soit le paramètre de coupe testé.

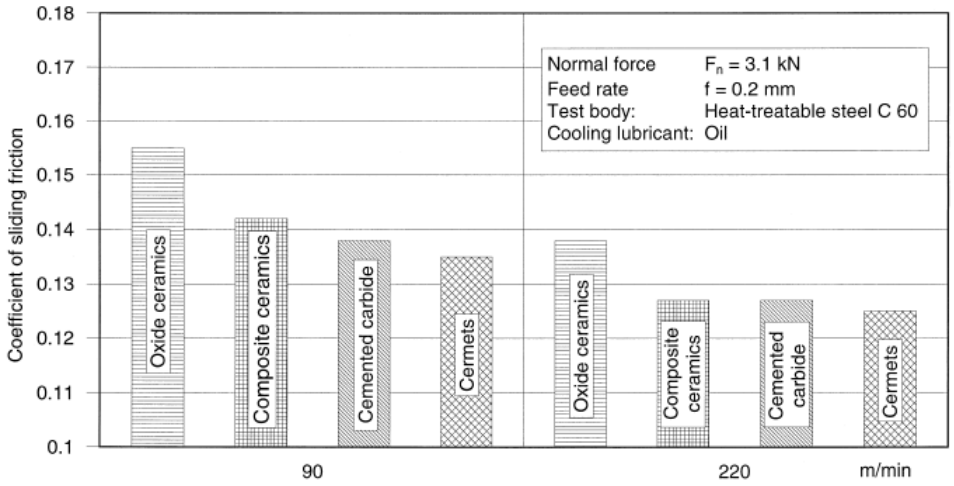


Figure I. 26. Evolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de coupe (Vc) mesuré à l'aide d'un tribomètre « ouvert » lors de l'expérimentation de patins de guidage issus d'outils de forage BTA, d'après Weinert [45]

Sachant que le couple de perçage est pour une partie importante conditionné par l'action des patins de guidage sur la paroi de l'alésage, ces résultats illustrent bien le fait qu'il peut être préférable de privilégier des vitesses de coupe (*Vc*) plus importantes lorsque cela est possible.

Pour finaliser son approche expérimentale, Weinert [45] a mis en œuvre une démarche expérimentale en condition réelle d'usinage à l'aide d'un outil BTA de diamètre 60mm. Le matériau expérimenté concerne un acier traité de nuance C60. Cette démarche vise à caractériser l'évolution de l'usure de l'outil en analysant le volume de matière perdu par le patin de guidage après usinage, définie par :

$$W_V = \frac{W_m}{W_0} = \frac{m_0 - m_1}{m_0} = \frac{V_0 - V_1}{V_0} \qquad \text{(I. 28)}$$

où W_m représente la perte de masse engendrée par l'usure, W_0 correspond à la masse initiale du patin de guidage, m_0 la masse initiale du patin de guidage et m_1 la masse du patin de guidage au temps t_1. Deux cas de figure sont alors possibles. Une valeur positive du rapport précédemment décrit, qui signifie une perte de masse effective du patin de guidage, synonyme d'une usure, ou une valeur négative de ce même rapport décrivant un gain de masse, synonyme d'un transfert de matière du corps usiné vers le corps usinant. Ce phénomène vaut surtout pour les faibles vitesses de coupe (*Vc*).

Les résultats (*Figure I. 27*) montrent que les patins de guidage en nitrure de silicium et en nitrure de bore présentent un niveau d'usure plus faible que les autres patins de guidage testés. L'auteur conclut sur le fait qu'un développement des dents qui assurent la coupe est nécessaire afin d'exploiter idéalement le potentiel offert par les patins de guidage analysés.

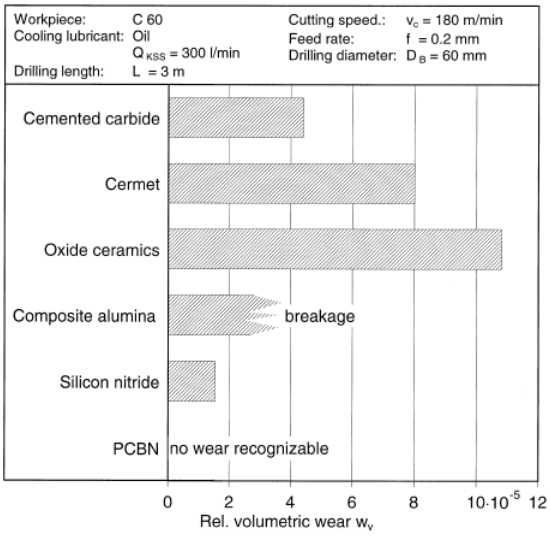


Figure I. 27. Evolution de l'usure évaluée en volume des patins de guidage expérimentés issus d'outils de forage BTA, d'après Weinert [45]

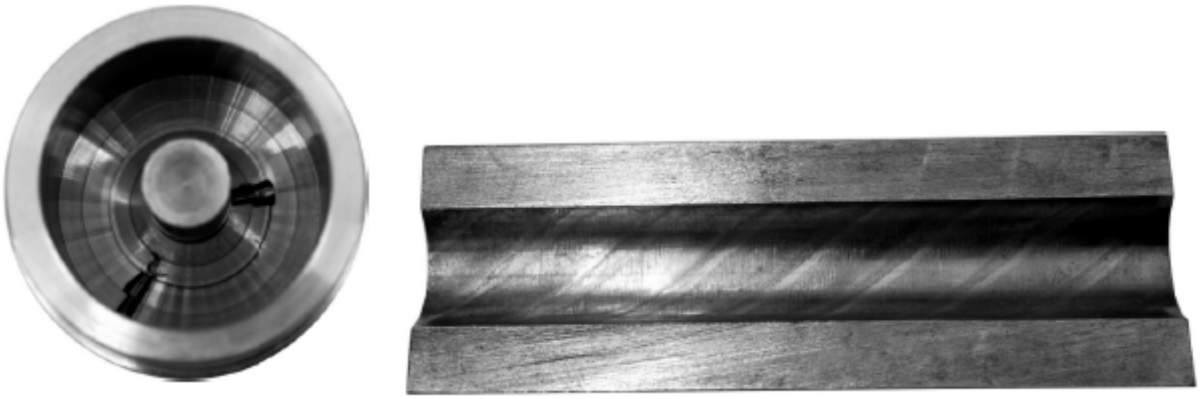
La démarche d'analyse expérimentale de Weinert [45] soulève quelques interrogations. L'auteur ne précise pas par exemple, comment est définie la valeur de l'engagement du patin de guidage par rapport à la paroi de l'alésage pour les essais numériques. N'est pas évoquée non plus l'influence sur les résultats de la prise en compte ou non du fluide de coupe, dont l'auteur n'a pas tenu compte dans sa démarche numérique. Concernant cette fois-ci la démarche expérimentale avec tribomètre, l'auteur ne discute pas le fait qu'il ait réalisé son expérimentation avec un chargement (F_N) constant, et ce alors qu'il a été démontré que celui-ci pouvait varier en fonction des paramètres de coupe employés. D'ailleurs, l'auteur lui-même le précise dans son article. Un autre paramètre n'a pas fait l'objet de discussion approfondie, il s'agit du fait que les expérimentations, pour l'approche numérique et tribologique, aient été réalisées en milieu « ouvert ». Or, le perçage est une opération d'usinage en milieu confiné, dont les paramètres physiques s'en retrouvent singulièrement modifiés eu égard à cette configuration particulière. Concernant enfin la caractérisation de l'évolution de l'usure par calcul du volume de matière perdu, l'auteur n'évoque pas la robustesse de ses résultats, dont la véracité dépend directement de la précision des relevés des masses. Toutes ces remarques permettent donc de s'interroger sur la pertinence des résultats.

La compréhension des phénomènes physiques qui régissent l'interaction des patins de guidage sur l'alésage durant l'usinage est donc bien établie. Il ressort de cette analyse que, dans les différents travaux recensés et traités de la littérature, les hypothèses sont souvent fortes. Le dernier article traité en est un exemple. L'un des paramètres récurrents dans ces études est l'effort de coupe. Il apparaît donc particulièrement intéressant de prolonger l'analyse et la compréhension des phénomènes physiques de la coupe en caractérisant les forces de coupe plus finement et peut être différemment.

4.2. Etude des perturbations dynamiques de la coupe

Les phénomènes dynamiques de la coupe sont des sujets ayant également fait l'objet de plusieurs travaux. Les aspects théoriques et expérimentaux ont été traités dans différentes approches. Plusieurs points de vue ont été abordés dont, l'effet de l'évolution des efforts de coupe sur la coaxialité entre la tête de forage et l'alésage, évoqué par Chyn-Shu Deng et Al-Hamdan [55, 56], ou l'effet de l'instabilité dynamique de l'outil de forage sur la circularité de l'alésage, évoqué par Chyn-Shu Deng [47, 57]. Les perturbations dynamiques de la coupe et leur influence sur l'usinage représentent également un axe de recherche important. Pour le cas particulier du forage, elles ont été identifiées comme suit :

- ***Le broutage*** est un phénomène vibratoire récurrent en perçage profond et abordé dans de nombreuses études, dont [46, 58-65]. Selon Biermann [66], il se manifeste sous forme de vibrations auto-excitées suivant un mouvement de torsion, et provoque généralement une usure accélérée des outils de coupe ainsi qu'un mauvais état de surface au fond de l'alésage (*Figure I. 28 - (a)*) pour les usinages non débouchants,
- ***L'effet de spiral*** est un autre type de perturbations dynamiques, décrit par plusieurs auteurs, dont [46, 60-65, 67]. Weinert [46] indique que la source de ce phénomène est décrit comme provenant d'une usure excessive des patins de guidage provoquant une instabilité dynamique de la barre d'alésage (flexions vibratoires). Il se manifeste visuellement par l'apparition de spirales le long de la paroi de l'alésage (*Figure I. 28 – (b)*).



(a) *(b)*

Figure I. 28. Effets visuels des perturbations dynamiques. (a) Marques radiales dues au phénomène de broutage. (b) Marques longitudinales dues à l'effet dit de spirales, d'après Weinert [46]

En réponse à ces phénomènes de perturbation dynamique de la coupe, et comme système de prévention, des études basées sur la surveillance en ligne ont été initiées, dont [42, 61-64, 67]. Pour cela, des méthodes basées sur le traitement statistique de données ou encore sur la mise en œuvre des réseaux de neurones ont été développées.

Etant entendu que l'une des causes de ces perturbations dynamiques résulte de la variation dans le temps de la fréquence propre de la barre d'alésage, le traitement statistique des données permet, selon Raabe [67], de prévenir ces phénomènes néfastes, pour ce cas précis et par l'intermédiaire de l'étude de phénomènes aléatoires en fonction du temps (calculs stochastiques).

Différents travaux, dont [46, 61, 68], ont permis de définir que, toujours dans l'optique de prévenir ces phénomènes néfastes, les réseaux de neurones, associés à des analyses statistiques des séries de temps, permettent quant à eux, par exemple, de supprimer le bruit lié à l'acquisition d'un signal ou encore d'éviter les hypothèses restrictives des méthodes basées sur des régressions linéaires.

4.3. Etude et caractérisation des efforts de coupe pour le procédé de forage BTA

En usinage, la connaissance de l'évolution des efforts de coupe en fonction des différents paramètres de coupe facilite la compréhension des phénomènes physiques qui conditionnent le procédé de forage. Beaucoup de travaux, dont [11, 69-74], portent sur la modélisation analytique et empirique des efforts de coupe afin de permettre aussi de rationaliser les essais expérimentaux pour caractériser, par exemple, le domaine de fonctionnement d'un outil de coupe, l'usinabilité d'un matériau ou pour prévenir de certains phénomènes négatifs de la coupe, tels que le ‘’talonnage’’. Parmi les travaux qui ont abordé la caractérisation des efforts de coupe lors du procédé de forage profond avec système BTA, il est possible de citer les références suivantes : [72, 73, 75, 76].

Dans ses travaux, Gao [77] a étudié l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur la déformation plastique des copeaux. L'auteur indique que son étude est basée sur la théorie de la coupe des métaux, rappelée par Trent [78], laquelle théorie est définie par les équations suivantes :

$$\gamma = \frac{\cos\alpha}{\sin\varphi.\cos(\varphi-\alpha)} \qquad \text{(I. 29)}$$

avec

$$\cos\varphi = \frac{(t_2/t_1)-\sin\alpha}{\cos\alpha} \qquad \text{(I. 30)}$$

où t_1 correspond à l'épaisseur du copeau non déformé. L'épaisseur moyenne du copeau déformé t_2 peut être obtenue en mesurant la longueur l et le poids W du copeau. Le paramètre t_2 peut donc être défini comme suit :

$$t_2 = \frac{W}{\rho.w.l} \qquad \text{(I. 31)}$$

Gao [77] conclut sur le fait que, selon la nature de ses résultats expérimentaux, la déformation plastique du copeau augmente lorsque l'avance par tour de l'outil (f) augmente, tandis que ce même paramètre diminue lorsque la vitesse de coupe (Vc) et l'angle de coupe (γ) augmentent. L'auteur précise également que ses résultats expérimentaux ont permis de constater que l'effort d'avance (Fa) résulte principalement de l'action des arêtes de coupe qui composent l'outil, et que par conséquent l'action du fluide de coupe, et l'action des patins de guidage (effets de frottement et de polissage) peuvent être négligés. Fort de ce constat, l'auteur [77] a défini le modèle empirique de l'effort d'avance (Fa) qui suit, et a établi une comparaison avec les différents modèles existants dans la littérature (*Tableau I. 2*) :

$$Fa = 39044.f^{0,95}.Vc^{-0,15} \qquad \text{(I. 32)}$$

Auteur(s)	Matériau expérimenté	Modèle empirique de l'effort d'avance [N]
Griffiths (1982)	EN8	$Fa = 1912.f_m^{1,06}.d^{0,78}$
Weber (1984)	C60	$Fa = 33300.f_m.Vc.d^{-0,78}.10^{0,026.d-0,137}$
SANDVIK	Inconnu	$Fa = 0,65.a_p.f.K_{cf}.\sin x_r$
Osman (1985)	AISI 1020	$Fa = 430.f_m^{0,982}.d^{1,144}$
Gao & al. (2000)	AISI 1045	$Fa = 39044.f^{0,95}.Vc^{-0,15}$

Tableau I. 2. Comparaison des modèles empiriques pour le calcul de l'effort d'avance (Fa) en forage profond avec système BTA, d'après Gao [77]

Concernant son approche expérimentale globale, Gao [77] a conclu que pour les cas tests[2] de son étude, l'évolution de l'usure en dépouille (*Figure I. 29 - Vb*) suit une tendance identique à celle observée à l'aide des courbes de Taylor, dont est rappelée ci-après la définition :

$$C = Vc.T^n \qquad \text{(I. 33)}$$

En outre, pour les basses vitesses de coupe (Vc) l'usure en dépouille (Vb) de l'outil est relativement lente et progressive (*Figure I. 29*). A contrario, pour la valeur la plus importante de la vitesse de coupe (Vc) testée, l'évolution de l'usure en dépouille (Vb) est plus rapide avec un décrochement aux environs de 0,25mm (*Figure I. 29*). Cela illustre bien la sensibilité de l'outil à la vitesse de coupe (Vc).

[2] Tête BTA Ø25mm

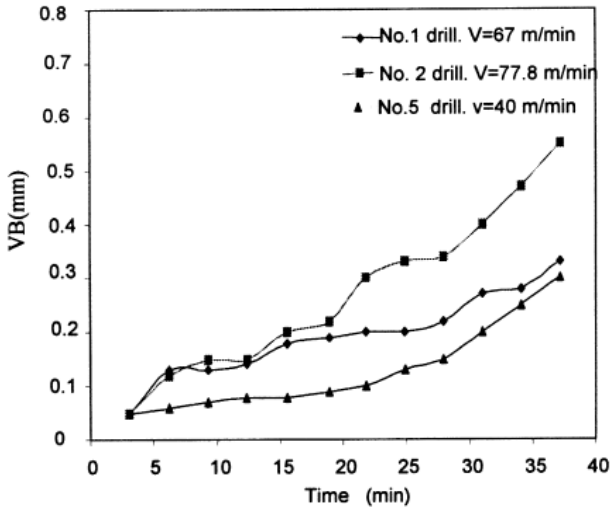


Figure I. 29. Evolutions de l'usure en dépouille (Vb) d'une tête BTA Ø25mm pour différentes vitesses de coupe (Vc) testées, d'après Gao [77]

Astakhov [72, 73] propose une démarche complète concernant l'identification d'un modèle analytique de la coupe utilisant le modèle de la bande de cisaillement d'Oxley [8], et ce afin d'évaluer les forces de coupe agissant sur une tête BTA. Les travaux de l'auteur trouvent leur origine dans l'identification d'un modèle fiable permettant l'aide au développement d'outils de coupe. Pour cela, l'auteur souhaite intégrer divers paramètres caractéristiques de l'opération concernée, dont la géométrie de l'outil, la cinématique de la coupe, les données du matériau usiné, etc. Ces travaux sont donc réalisés sur la base d'hypothèses simplificatrices consistant à négliger partiellement l'effet d'obliquité de la coupe des différentes arêtes considérées. L'hypothèse que la coupe opère localement avec un effort résultant qui comporte deux composantes, est considérée (cas de la coupe orthogonale). D'autres hypothèses ont accompagné cette démarche, à savoir que le matériau a été considéré comme ayant un comportement parfaitement plastique, l'outil comme ayant un rayon d'arête de coupe nul, la nature du contact à l'interface outil-copeau comme étant parfaitement glissant, etc. L'étude entière d'Astakhov [72, 73] est basée sur un outil de coupe avec une seule arête de coupe. Or, l'auteur précise l'influence de la géométrie sur les efforts de coupe résultants et plus particulièrement sur les différences pouvant subsister entre un outil mono ou multi arêtes de coupe. Pour le calcul des efforts de coupe, de surcroît en forage profond avec système BTA, l'élément de coupe considéré doit intégrer la coordonnée radiale car la vitesse de coupe (Vc), l'angle de coupe en travail (γ_N), l'angle de dépouille en travail (α_N) sont autant d'éléments qui varient significativement le long de l'arête de coupe. Un élément de coupe peut être représenté comme un corps en trois dimensions, et sa géométrie basique peut être analysée à l'aide de l'étude des composantes vectorielles dans un système tridimensionnel de coordonnées cartésiennes (*Figure I. 30* : x, y, z).

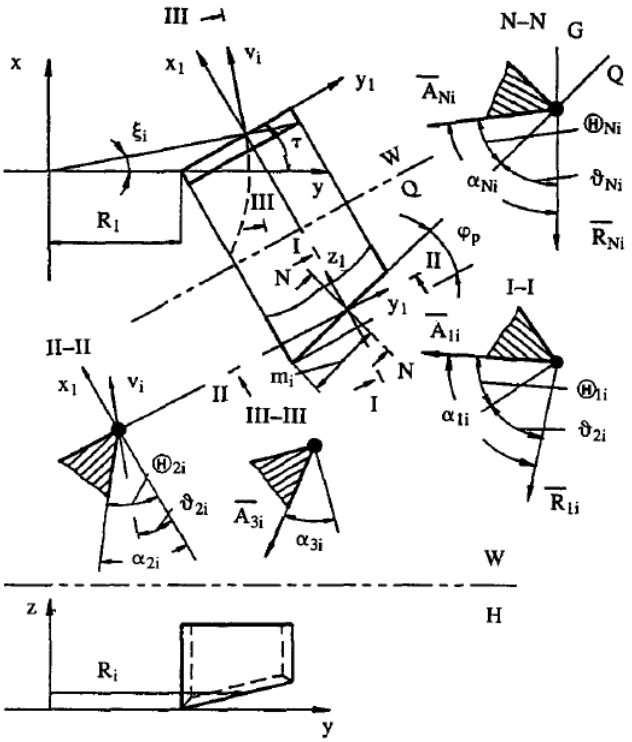


Figure I. 30. Système de coordonnées géométriques dans un repère cartésien pour le cas particulier d'un outil BTA, d'après Astakhov [72]

Le développement d'Astakhov induit un certain nombre de relations, par exemple (I. 34) et (I. 35), permettant de caractériser toutes les composantes des efforts de coupe agissant sur chacune des arêtes de coupe élémentaires de l'outil. A l'instar de la méthodologie appliquée à chaque arête de coupe, qui consiste à effectuer une sommation élémentaire des composantes des efforts de coupe, le modèle complet pour le calcul des efforts de coupe se distingue par une sommation vectorielle de l'ensemble des composantes des efforts de coupe agissant sur les parties actives de l'outil.

L'angle de coupe normal (γ_N) est calculé de la façon suivante :

$$\gamma_N(\xi) = \gamma_{Ni} = \tan^{-1}(-\tan(\tau - \xi_i).\tan\varphi_p.\cos\varphi_p) = -\tan((\tau - \xi_i).\sin\varphi_p) \qquad \text{(I. 34)}$$

où γ_{Ni} correspond à l'angle de coupe normal au point de coupe considéré ''i''. ξ_i correspond à l'angle local au point de coupe considéré relatif au système de référence de l'outil de coupe considéré. τ correspond à l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe. Pour ce qui concerne les besoins de cette étude, rappelons que ces deux angles prendront une valeur nulle puisque les arêtes de coupe qui composent l'outil sont alignées dans le même plan et de surcroit avec l'axe de référence de l'outil. φ_p est l'angle principal de l'arête de coupe.

L'épaisseur du copeau déformé ($a(\xi)$) le long de l'arête de coupe est calculée de la façon suivante :

$$a(\xi) = \frac{f}{\sqrt{1+\left(\frac{\tan\varphi_p}{\cos(\tau-\xi_i)}\right)}} \qquad \text{(I. 35)}$$

Astakhov [72] précise dans le cadre de la définition des composantes des efforts de coupe qu'il faut tenir compte des variations locales de l'épaisseur du copeau déformé ($a(\xi)$) ainsi que de l'évolution des principaux angles de coupe en travail, et ce afin d'être le plus représentatif possible. L'auteur propose donc un modèle intégrant la variation locale en travail de l'angle de coupe ($\gamma(\xi)$) et de l'épaisseur du copeau déformé ($a(\xi)$) :

$$\frac{q_F}{\sigma_{uts}} = \int_0^{\xi_{\max}} \frac{\tau_y}{\sigma_{uts}}\left(1-39.10^{-3}.\left(\frac{\tau_y}{\sigma_{uts}}.\frac{\sigma_{uts}}{100.C_v}\right)^{0,8}.\left(\frac{va(\xi)}{w}.\frac{l_p}{a(\xi)}.\frac{1}{\zeta}\right)^{0,4}\right)d\xi \qquad \text{(I. 36)}$$

avec

$$\frac{\tau_y}{\sigma_{uts}} = \frac{1}{1+0,5.10^{-3}.\left(\frac{\sigma_{uts}}{C_v}\right).\left(\frac{\zeta+\frac{1}{\zeta}-2\sin[\gamma(\xi)]}{\cos[\gamma(\xi)]}\right)} \qquad \text{(I. 37)}$$

Pour calculer les composantes des forces agissant selon l'axe longitudinal de l'outil et donc plus précisément sur la face de dépouille et les flancs de chaque dent qui composent une tête BTA (*Figure I. 31*), Astakhov rappelle que, selon les mécanismes de la coupe des métaux établis par Zorev [79], celles-ci peuvent être décrites comme suit :

$$N_1 = \frac{HB}{3}.\frac{ap}{\sin\varphi_p}.h_1 \qquad \text{(I. 38)}$$

$$N_2 = \frac{HB}{3}.\frac{s}{\sin\varphi_2}.h_2 \qquad \text{(I. 39)}$$

$$N_3 = \frac{HB}{3}.\frac{s}{\sin\varphi_3}.h_3 \qquad \text{(I. 40)}$$

$$F_1 = 0,2HB.\left(\frac{ap}{\sin\varphi_p}+s\right) \qquad \text{(I. 41)}$$

où h_n correspond à la longueur de contact entre la face de dépouille et la matière usinée. L'avance par tour de l'outil est représentée par le paramètre s. La profondeur de passe est représentée par le paramètre ap. φ_p caractérise l'angle d'attaque de l'outil et φ_n l'angle d'attaque auxiliaire.

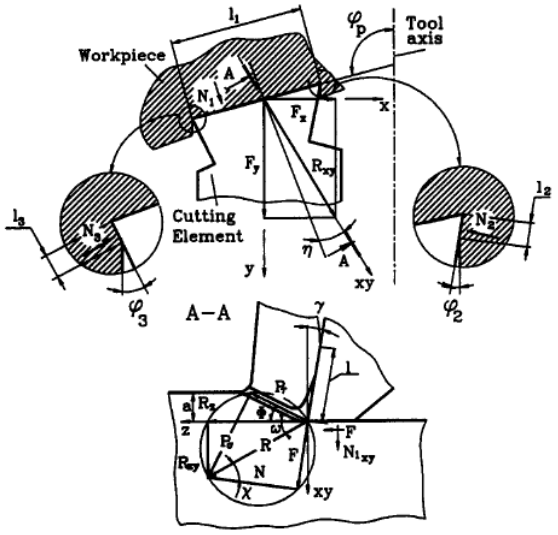


Figure I. 31. Composants physiques et géométriques des efforts de coupe longitudinale agissant sur l'élément d'un outil BTA, d'après Astakhov [72]

La coupe est un cas particulier de la déformation plastique sous l'effet de contraintes mécaniques selon Daymi [21]. De ce phénomène, il est possible de déduire la relation de la déformation plastique du copeau, les efforts de coupe et la vitesse de coupe. C'est en partie dans ce sens que sont orientés les travaux précédemment cités. La modélisation des efforts de coupe ne peut donc passer outre l'intégration du paramètre qui est le rapport de compression du copeau ζ. D'un point de vue physique, la compression plastique de la tranche cisaillée rend le copeau généré plus épais que l'avance par tour de l'outil - paramètre dont il dépend directement - pendant l'opération d'usinage. Ce paramètre peut être déduit via différents types de modèles et les paramètres qui en dépendent peuvent être identifiés à partir d'essais expérimentaux (*Tableau I. 3*).

Auteur(s)	Modèle du rapport de compression du copeau
Thil & Al. [80]	$\zeta = \frac{t_2}{t_1} = \frac{\left(m_c / \rho.w.l\right)}{t_1} = \frac{\sum_{i=1}^{i=N} t_2^i}{t_1}$
Astakhov [72]	$\zeta = \xi_0 \left(\frac{va}{\sqrt{(va)_1 (va)_2}} \right)^x = \sqrt{\xi_1 \xi_2} \left(\frac{va}{\sqrt{(va)_1 (va)_2}} \right)^{\frac{\ln(\xi_2/\xi_1)}{\ln[(va)_1 (va)_2]}}$
Jrad [13]	$F_\theta = \frac{f}{2} \tau_s \left(A - B\alpha_e + \xi \right)$ et/ou $C_z = \int_{r_1}^{r_2} fr \tau_s \left(A - B\alpha_e + \xi \right) dr + C_F$
Daymi [21]	$\zeta = \frac{t_2}{f}$ ou $K_r = A_1 . f^{-x_1} . Vc^{-x_2}$

Tableau I. 3. Comparaison des modèles pour le calcul du rapport de compression

Pour valider son étude, Astakhov [72] a réalisé une campagne d'essais expérimentaux sur l'acier AISI 1040 (σ_{uts}=580MPa) avec un outil BTA de diamètre 26mm (dent unique). A noter que dans les tableaux qui suivent (*Tableau I. 4* et *Tableau I. 5*), le paramètre t correspond à la largeur de coupe effective. L'auteur obtient les résultats suivants :

Localisation radiale du point de coupe considéré	Relation statistique des composantes des efforts de coupe		
	Composante de l'effort de coupe [N]	Composante de l'effort radial [N]	Composante de l'effort d'avance [N]
Dent intérieure (t_1)	$1497 \times t^{0,98} \times f^{0,81}$	$450 \times t^{1,00} \times f^{0,81}$	$594 \times t^{0,94} \times f^{0,61}$
Dent centrale (t_2)	$1560 \times t^{0,99} \times f^{0,78}$	$585 \times t^{1,07} \times f^{0,96}$	$636 \times t^{0,93} \times f^{0,66}$
Dent extérieure (t_3)	$1620 \times t^{0,94} \times f^{0,77}$	$770 \times t^{0,92} \times f^{0,90}$	$728 \times t^{0,93} \times f^{0,63}$

Tableau I. 4. Modèles empiriques issus d'essais expérimentaux de forage avec système BTA, d'après Astakhov [72]

Sur la base de ses résultats, une étude comparative est proposée :

f [mm.tr^{-1}]	Composante de l'effort de coupe [N]			Composante de l'effort radial [N]			Composante de l'effort d'avance [N]		
	Mesurée	Calculée	Erreur [%]	Mesurée	Calculée	Erreur [%]	Mesurée	Calculée	Erreur [%]
t_1=2,7mm, t_2=4mm, t_3=6,3mm, t_4=Ø/2=13mm=constant									
0,07	2609	2478	5	496	536	8	1729	1884	9
0,10	3439	3784	10	698	631	9,6	1938	1724	11
0,12	3966	4265	7,5	831	874	5,2	2207	2356	6,8
t_1=4mm, t_2=6mm, t_3=3mm, t_4=Ø/2=13mm=constant									
0,07	2418	2265	6,3	712	775	8,8	1592	1462	8,2
0,10	3201	3612	12,8	423	369	12,8	1747	1856	6,2
0,12	1046	932	10,9	510	550	7,8	2003	1867	6,8

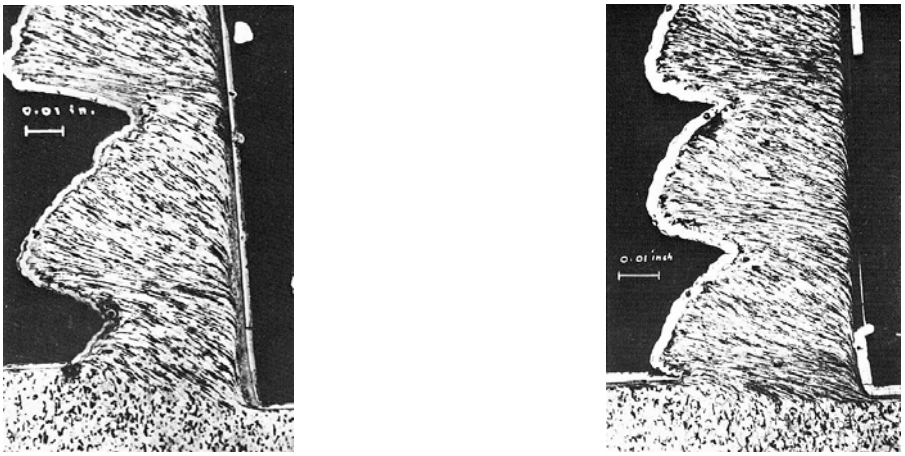
Tableau I. 5. Résultats expérimentaux de forage avec système BTA, d'après Astakhov [72]

L'ensemble de la démarche d'Astakhov a permis de caractériser une modélisation analytique intéressante permettant d'introduire de nombreux paramètres influents. Néanmoins, cette approche reste restrictive puisqu'elle ne tient pas compte d'outil de coupe composé de plusieurs dents et ce comme c'est le cas dans une grande majorité d'outils actuellement sur le marché.

4.4. Etude de la caractérisation morphologique des copeaux

L'observation et la caractérisation morphologique des copeaux, surtout pour des procédés d'usinage en milieu confiné, comme ceux de la famille du perçage, représentent un enjeu important. Selon Puerta Velasquez [22], la formation de copeaux est un phénomène micro-géométrique influant sur plusieurs grandeurs macro-géométriques liées à la qualité de la pièce obtenue. L'étude des copeaux obtenus lors de la mise en forme par enlèvement de matière caractérise donc le comportement d'un usinage dans un contexte donné. Peu de travaux ont été consacrés à la caractérisation de la matière usinée pour le procédé de forage profond. Ce constat est d'autant plus paradoxal qu'il est couramment admis que la formation et l'évacuation de la matière usinée, donc des copeaux, constituent un rôle important dans le bon déroulement d'une opération de forage profond. A contrario, l'observation et la caractérisation des copeaux pour d'autres procédés d'usinage comme le tournage et le fraisage ont été largement abordées dans de nombreux travaux, dont [81-97]. La segmentation du copeau est parmi les phénomènes les plus étudiés en usinage, preuve en est les nombreuses études, dont [83, 85, 86, 97-102]. Il s'agit d'un phénomène correspondant au développement de la bande de cisaillement adiabatique. Celui-ci donne lieu à une morphologie particulière du copeau et de surcroit à l'oscillation des efforts de coupe, à la variation de l'état de surface du composant usiné ainsi qu'à des changements concernant le contact outil/pièce.

Komanduri et Brown [83] ont identifié et défini quatre types de copeaux (continu, continu avec arête rapportée, segmenté et dentelé). Les différents types de copeaux dépendent de plusieurs paramètres dont, les paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance par tour et profondeur de passe), la configuration géométrique de l'outil (angles de coupe, etc.) et les caractéristiques du matériau usiné (caractéristiques thermomécaniques et nature du contact outil/pièce). Pour comprendre les mécanismes de formation des copeaux (*Figure I. 32*), des analyses microscopiques ont été réalisées dans différents travaux de recherche, dont [83, 97, 98, 100].



(a) ***(b)***

Figure I. 32. Illustration de différents niveaux de formation d'un copeau segmenté. (a) segment en cours de formation. (b) segment en fin de formation, suivra ensuite le déclenchement d'un autre segment ou la fragmentation du copeau, d'après Komanduri [83]

Bayoumi et Xie [99] ont, par exemple, analysé les aspects métallurgiques lors de l'usinage d'un alliage de titane aéronautique, le Ti-6Al-4V. A l'aide des techniques de microscopie électronique à balayage, de diffraction des rayons X et d'analyses chimiques, les auteurs ont identifié la transformation de phase dans les bandes de cisaillement. Shaw et Vyas [101] indiquent, quant à eux, que si la vitesse d'écoulement du copeau est assez élevée lors d'une opération tournage dur d'acier, la température peut atteindre un niveau suffisamment élevé pour provoquer une transformation de phase austénitique, et que après refroidissement rapide du matériau, les bandes de cisaillement forment une couche très dure et blanche. Barry et Byrne [97] ont étudié les mécanismes de formation des copeaux segmentés pour l'usinage d'aciers trempés. Ils ont également caractérisé l'influence et les effets des paramètres de coupe et des caractéristiques du matériau usiné sur la morphologie du copeau ainsi que sur la phase de transition d'un copeau continu à un copeau segmenté. Les auteurs ont déclaré que l'instabilité plastique dans la zone primaire de cisaillement donne lieu à la segmentation du copeau, et que celle-ci est initiée par la naissance d'une zone de cisaillement adiabatique qui se propage depuis la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau pour former la zone de cisaillement primaire. En examinant la surface libre du copeau, les auteurs ont identifié la phase de transformation se produisant pendant l'usinage au cours du passage d'un copeau continu à un copeau segmenté (observation sur la surface libre du copeau de la transition d'une structure lamellaire vers une structure pliée).

Davies et al. [85] ont observé des phénomènes similaires en examinant la surface libre du copeau (transition d'une structure lamellaire vers une structure segmentée). Shaw et Vyas [101] indiquent que, pour les aciers à haute résistance mécanique, le processus de fragmentation des copeaux débute par une fissure au niveau de la surface libre du copeau et se propage le long de la zone de cisaillement primaire jusqu'à la face intérieure du copeau, celle en contact avec la face de coupe de l'outil. Cette fissure peut être partielle (copeau dentelé) ou totale (copeau fragmenté), et varie en fonction des conditions de coupe.

D'un point de vue scientifique, pour caractériser la morphologie d'un copeau, il apparaît plus intéressant, selon Atlati et al. [82], de caractériser des paramètres pertinents (*Ratio de Compression*, *Ratio de Segmentation*, etc.) indiquant une estimation quantitative du phénomène de segmentation, plutôt que de caractériser ceux-ci à l'aide par exemple, de clichés microscopiques et d'adjectifs qualificatifs (continu, dentelé, segmenté, etc). Dans leurs travaux, Zhang & al. [102] explorent, par la méthode des éléments finis, les effets de l'avance, de la vitesse de coupe et des angles de coupe sur la morphologie du copeau pour le cas particulier du tournage dur. En outre, les auteurs caractérisent l'évolution de la morphologie des copeaux continus jusqu'à des copeaux dentelés. Les résultats montrent que la transition morphologique des copeaux évolue de pair avec la vitesse de coupe. Il existe une valeur critique au delà de laquelle, lors du passage d'un copeau continu à dentelé, la morphologie du copeau n'évolue plus.

La fréquence de segmentation des copeaux dentelés diminue lorsque l'avance et la valeur de l'angle de coupe augmentent. Par contre, cette même fréquence augmente linéairement lorsque la vitesse de coupe croît. Pour l'analyse graphique des différents résultats, les auteurs utilisent des paramètres tout à fait pertinents (épaisseur copeau minimale et maximale, etc.) car ils permettent de rendre compte directement de la nature de la segmentation du copeau. Dans un travail qui concerne également l'analyse de l'évolution morphologique du copeau, Atlati & al. [82] ont utilisé des paramètres équivalents. Les auteurs proposent une démarche d'analyse qui permet d'identifier un nouveau paramètre appelé SIR : Segmentation Intensity Ratio (Ratio de l'Intensité de Segmentation). Ce paramètre, qui permet une analyse plus fine des éléments influents sur la morphologie du copeau, est défini comme étant le rapport de la déformation plastique équivalente à l'intérieur et à l'extérieur des bandes de cisaillement du copeau. Il permet donc de quantifier la variation relative de la déformation des segments d'un copeau (*Figure I. 33*). Ce faisant, la morphologie des copeaux peut être analysée de façon quantitative et non plus uniquement de façon qualitative (segmenté, continu, etc.) à la manière du classement établi par Komanduri and Brown [83].

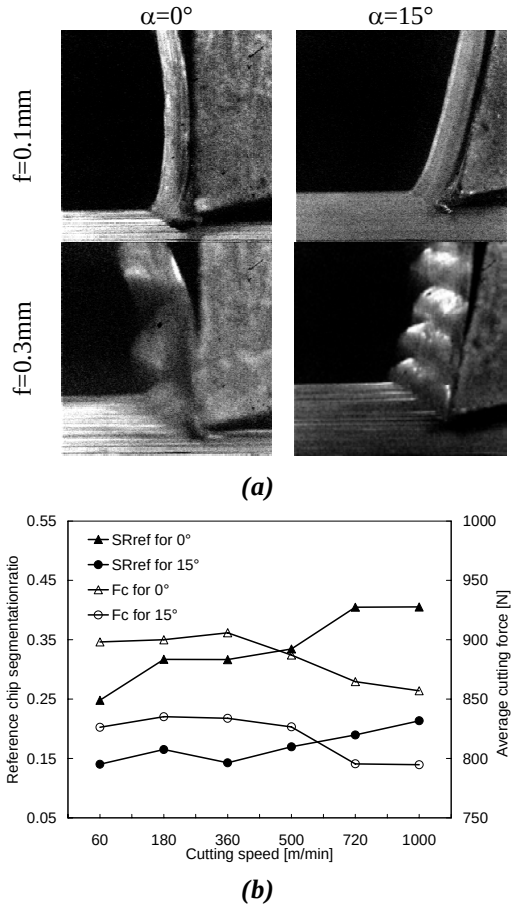


Figure I. 33. Analyse quantitative de la segmentation des copeaux. (a) influence de l'avance et de l'angle de coupe sur la morphologie du copeau. (b) corrélation entre l'évolution de l'effort de coupe et le paramètre quantifiant l'intensité de la segmentation, d'après Kouadri et al. [103]

Page délibérément blanche…

5. Conclusions

L'analyse de l'état de l'art scientifique et technologique sur le procédé de forage BTA montre que de nombreux problèmes subsistent, tels que l'usure prématurée de l'outil de coupe, les erreurs de forme et de rectitude, la fragmentation et l'évacuation des copeaux, les vibrations, etc… Pour une part importante, l'origine de ces problèmes provient d'un choix inadapté des paramètres de coupe, au premier rang desquels, pour le cas particulier du forage BTA, il y a la vitesse de coupe (Vc), l'avance par tour (f) et le débit du fluide de coupe (q). Le choix de l'outil et sa conception peuvent également intervenir dans l'origine de ces problèmes. A cet effet, de nouveaux outils sont développés pour lesquels une phase de caractérisation de l'usinabilité est indispensable.

La solution à ces problèmes pourrait être d'adapter le plus possible au couple outil/matière considéré les paramètres de coupe, la géométrie, le fluide de coupe ainsi que les substrats et revêtements ad hoc. La démarche liée à ces développements spécifiques induit inévitablement de nombreux essais expérimentaux de caractérisation. L'optimisation de la productivité et de la qualité avec comme idée sous jacente un gain financier, le tout associé à un contexte d'étude et de mise en œuvre peu évident, soutient l'idée fondatrice de la modélisation en usinage qui est de se substituer un maximum aux essais expérimentaux.

Dans ce contexte, l'analyse de l'état de l'art sur le sujet spécifique du forage avec système BTA n'a pas révélé une abondance significative de travaux de recherche scientifique depuis la création de la technologie au cours du 20^{eme} siècle. Les principales approches développées pour traiter ce procédé ont été abordées dans ce chapitre. La modélisation analytique est un sujet ayant fait l'objet de quelques rares travaux. La modélisation empirique a, quant à elle, été plus largement traitée. S'agissant de la modélisation numérique, aucun travail n'a été recensé. Les approches de caractérisation expérimentale du procédé sont probablement parmi les plus développées. La suite de ces travaux consistera à apporter une contribution en termes d'analyse et de compréhension des phénomènes physiques qui régissent la coupe de ce procédé d'usinage exclusif. Pour ce faire, les sujets spécifiques de la modélisation des forces de coupe et la formation des copeaux seront abordés. Des approches expérimentales seront également développées afin de capitaliser les données nécessaires au traitement des deux sujets énoncés précédemment. Une étude fonctionnelle de la géométrie effective de coupe viendra compléter ces travaux.

-o-o-o-o-o-o-o-

Page délibérément blanche…

6. Références bibliographiques du Chapitre I

1. SANDVIK-COROMAT, *Catalogue général.* 2009.

2. F. Girardin, *Etude de l'usinage des matériaux performants et surveillance de l'usinage.* Thèse de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2010.

3. N. Guibert, *Etude et modélisation de l'influence des phénomènes de coupe sur les performances du forage vibratoire.* Thèse de l'université Joseph Fournier de Grenoble 1, 2008.

4. V.P. Astakhov, *What is the meaning of self piloting.*

5. R. Richardson and R. Bhatti, *A review of research into the role of guide pads in BTA deep-hole machining.* Journal of Materials Processing Technology, 2001. 110, p. 61-69.

6. J. A. Yang, V. Janagathan, and R. Du, *A new dynamic model for drilling and reaming processes.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2002, p. 299-311.

7. D. Toulouse, *Contribution à la modélisation et à la métrologie de la coupe dans le cas d'un usinage tridimensionnel.* Thèse de doctorat de mécanique, 1998. Université Bordeaux 1.

8. P. L. B. Oxley, *Modelling machining processes with a view to their optimization.* 1988.

9. A. O. Tay and M. G. Stevenson, *Using the finite element method to determine temperature distribution in orthogonal machining.* Proc Instn Mech Engrs, 1974. 188, p. 627-638.

10. A. O. Tay, et al., *A numerical method for calculating temperature distributions in machining, from forces and shear angle measurements.* International Journal of Machine Tool Design Reserch., 1976. 16, p. 335-349.

11. S. Bissey, *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement.* Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2005.

12. M. E. Marinescu, *Mesure et estimation de la température lors du perçage de l'alliage Ti6Al4V.* Thèse de l'universite de Metz, 2009.

13. M. Jrad, *Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale.* Thèse de l'universite de Metz, 2007.

14. C. Bonnet, *Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone.* Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers 2010.

15. M. Al-Ahmad, *Industrialisation de procédé : contribution à la maitrise de l'opération de tréflage ou fraisage vertical - approche analytique et expérimentale.* Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers 2008.

16. D. Dudzinski, et al., *A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2004. 44, p. 439-456.

17. A. Moufki and A. Molinari, *A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part II. Parametric study.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2004.

18. A. Molinari and A. Moufki, *A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2004.

19. M. E. Merchant, *Twentieth century evolution of machining in the United States – An interpretative review.* Sadhana, 2003. 28, p. 867-874.

20. F. Dargnat, *Modélisation semi-analytique par approche énergétique du procédé de perçage de matériaux monolithiques.* Thèse de l'universite de Bordeaux I, 2006.

21. A. Daymi, et al., *Mécanisme de formation de copeau pour l'alliage de titane TiAl6V en tournage à grande vitesse.* 17ème Congrès Français de Mécanique, 2005.

22. J. D. Puerta Velasquez, *Etude des copeaux et de l'integrite de surface en usinage a grande vitesse de l'alliage de titane TA6V.* Thèse de l'universite Paul Verlaine de Metz, 2007.

23. L. Deshayes, *Méthodologie d'étude de la coupe. Liaison entre Couple Outil Matière et système Pièce Outil Machine.* Thèse de l'Institut National des Sciences Appliquees de Lyon, 2003.

24. J. P. Cordebois, *Fabrication par usinage.* Industrie et technologies, série matériaux, 2003.

25. M. Nouari, *Contribution à la compréhension et à la modélisation des mécanismes d'usure dans un contact à sec en conditions de chargement complexe : Application à l'usinage des alliages aéronautique.* HDR de l'Université de Bordeaux 1, 2006.

26. Ernst, *Physics of metal cutting.* Machining of Metals, 1938, p. 1-34.

27. W. Grzesik, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials : Theory, Modelling and Applications.* Handbook : Elsevier, 2008.

28. I. S. Jawahir and C. A. Van Luttervelt, *Recent developments in chip control research and applications.* CIRP Annals – Manufacturing Technology, 1993. 42, p. 659-693.

29. S. Bahi, *Modelisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques.* Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2010.

30. GARANT, *Manuel d'usinage.* 2007.

31. P. Darnis, O. Cahuc, and Y. Couétard, *Energy balance with mechanical actions measurement during a turning process.* CIRP. 8th CIRP Workshop on Modeling of Machining Operations, 2000. 2005, p. 183-190.

32. SANDVIK, *Hole making application guide.* Product catalogue and application guide, 2010.

33. SANDVIK, *Deep hole drilling.* Compagny information leaflet, 1984.

34. FRANKEN, E., *Technique de taraudage - Technique de serrage : informations technique.* Informations technique 140.

35. FETTE, *Outils de taillage : fraises méres, fraises module et fraises de forme.*

36. C. Barlier, *MEMOTECH Plus : Industrialisation & mécanique.* 2010.

37. SANDVIK, *Deep hole drilling.* Product catalogue and application guide, 2003.

38. S. Laporte, *Modélisation des phénomènes physiques impliqués dans la coupe : Application au perçage des matériaux monolithiques.* Thèse de doctorat de mécanique, 2005.

39. B.J. Griffiths, *Deep hole drilling and boring.* The prod. eng., 1975, p. 98-105.

40. J. Frazao, et al., *On the design and development of a new BTA Tool to increase productivity and workpiece accuracy in deep hole machining.* The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 1986. 1, p. 3-23.

41. B.J. Griffiths, *An Investigation into the Role of the Burnishing Pads in the Deep Hole Drilling Process.* Ph. D; Thesis, 1982.

42. W. Theis, O. Webber, and C. Wheihs, *Statistics, Dynamics and Quality. Improving BTA deep hole drilling.* 2004.

43. W. Theis and O. Webber, *Modellierung der Bohrgute in Abhangigkeit von den Fertigungsparametern beim BTA Tiefbohren.* 2002.

44. M. Al-Ata and M. T. Hayajneh, *An investigation of bell mouthing in precision hole machining with self-piloting tools.* Int J Adv Manuf Technol, 2008.

45. K. Weinert and T. Bruchhaus, *Tribological investigations into the operational behavior of self-piloting drilling tools.* Wear, 1999. 225-229, p. 925-935.

46. K. Weinert, et al., *Experimental Investigation of the Dynamics of the BTA Deep Hole Drilling Process.* 2001.

47. Chyn-Shu Deng and Jih-Hua Chin, *Roundness Errors in BTA Drilling and a Model of Waviness and Lobing Caused by Resonant Forced Vibrations of Its Long Drill Shaft.* Journal of manufacturing science and engineering, 2004. 126.

48. J. Corney, B.J.G., *A study of the cutting and burnishing operation during deep hole drilling and its relationship to drill wear.* Int. J. Prod. Res., 1976. 14, p. 1-9.

49. P.K. Ramakrishna Rao and M.S. Shunmugam, *Investigations into surface topography, microhardness and residual stress in boring trepanning association machining.* Wear, 1987. 119, p. 89-100.

50. M.M. El-Khabeery, S.M. Saleh, and M.R. Ramadan, *Some observations of surface integrity of seed drilling holes.* Wear, 1991. 142, p. 331-349.

51. Sakuma, K. Taguchi, and A. Katsuki, *Self guiding action of deep hole drilling tools.* Ann. CIRP, 1981. 30, p. 311-315.

52. Sakuma, K. Taguchi, and A. Katsuki, *Study on deep-hole-drilling with solid boring tool - the burnishing action of guide pads and their influence on hole accuracy's.* Mech. Eng., 1980. 23, p. 1921-1928.

53. Sakuma, K. Taguchi, and A. Katsuki, *Study on deep-hole-drilling with solid boring tool - the effect of tool material on the cutting performance.* Mech. Eng., 1978. 21, p. 532-542.

54. M.C. Shaw and C.J. Oxford Jr., *On the drilling of metals, 2: The torque and thrust in drilling.* Trans. ASME, 1957. 79, p. 139-148.

55. Chyn-Shu Deng, Jen-Chen Huang, and Jih-Hua Chin, *Effects of support misalignments in deep-hole drill shafts on hole straightness.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2001. 41, p. 1165–1188.

56. A. Al-Hamdan, *Effect of misalignment on the cutting force signature in drilling.* Journal of Materials Processing Technology, 2002. 124, p. 83-91.

57. Chyn-Shu Deng and Jih-Hua Chin, *Hole roundness in deep-hole drilling as analysed by Taguchi methods.* Int J Adv Manuf Technol, 2005. 25, p. 420-426.

58. N. Guibert, H. Paris, and J. Rech, *A numerical simulator to predict the dynamical behavior of the self-vibratory drilling head.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2008. 48, p. 644-655.

59. K. Weinert, O. Webber, and C. Peters, *On the Influence of Drilling Depth Dependent Modal Damping on Chatter Vibration in BTA Deep Hole Drilling.* 2005.

60. K. Weinert, et al., *Analysis and Prediction of Dynamic Disturbances of the BTA deep hole drilling process.* 2002.

61. K. Weinert, et al., *Statistics and time series analyses of BTA deep hole drilling.* International Conference "Non-linear Dynamics in Mechanical Processing", 2001.

62. A. Messaoud, et al., *Monitoring of the BTA Deep Hole Drilling Process Using Residual Control Charts.* 2004.

63. A. Messaoud and C. Weihs, *Monitoring a deep hole drilling process by nonlinear time series modeling.* Journal of Sound and Vibration, 2008.

64. A. Messaoud, C. Weihs, and F. Hering, *Detection of chatter vibration in a drilling process using multivariate control charts.* Computational Statistics & Data Analysis, 2008. 52, p. 3208-3219.

65. A. Messaoud, C. Weihs, and F. Hering, *Time series analysis, control charts : an industrial application.* 2005.

66. D. Biermann, A. Sacharow, and K. Wohlgemuth, *Simulation of the BTA deep-hole drilling process.* Prod. Eng. Res. Devel., 2009. 3, p. 339-346.

67. N. Raabe, et al., *Spiralling in BTA Deep-hole Drilling : Models of Varying Frequencies.*

68. R. Tahmi, *Conception optimisée d'un réseau de neurones pour la surveillance en ligne de l'usure des outils coupants.* 2006.

69. S. Yaqub, *Proposition d'une demarche pour identifier les efforts de coupe en presence de talonnage.* Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2010.

70. S. Campocasso, et al., *Identification d'un modèle d'efforts de coupe mécanistique et application dans le cas d'un contournage de cuivre pur.* INTERCUT 2012.

71. S. Bissey, G. Poulachon, and F. Lapujoulade, *Integration de la geometrie d'outil dans la prediction des efforts de coupe en fraisage de materiaux durs.* Mécanique & Industries, 2005. 6, p. 391-398.

72. V.P. Astakhov and M.O.M. Osman, *An analytical evaluation of the cutting forces in self piloting drilling using the model of shear zone with parallel boundaries. Part II : Application.* International Journal of Machine Tools & Manufacture 1996. 36, p. 1335-1345.

73. V.P. Astakhov and M.O.M. Osman, *An analytical evaluation of the cutting forces in self piloting drilling using the model of shear zone with parallel boundaries. Part I : Theory.* International Journal of Machine Tools & Manufacture 1996. 36, p. 1187-1200.

74. M.T. Hayajneh, V.P. Astakhov, and M.O.M. Osman, *An analytical evaluation of the cutting forces in orthogonal cutting using a dynamic model of the shear zone with parallel boundaries.* Journal of Materials Processing Technology, 1998. 82, p. 61-77.

75. V.P. Astakhov, P.S. Subramanya, and M.O.M. Osman, *On the design of ejectors for deep hole machining.* International Journal of Machine Tools & Manufacture 1996. 36, p. 155-171.

76. Uday A. Dabade, Dilip Dapkekar, and Suhas S. Joshi, *Modeling of chip–tool interface friction to predict cutting forces in machining of Al/SiCpcomposites.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2009. 49, p. 690-700.

77. C.H. Gao, K. Chenga, and D. Kirkwood, *The investigation on the machining process of BTA deep hole drilling.* Journal of Materials Processing Technology, 2000. 107, p. 222-227.

78. E. Trent and P. Wright, *Metal cutting.* Handbook : Butterworth–Heinemann, 2000. 4rd edition.

79. N.N. Zorev, *Metal Cutting Mechanics.* Pergamon, 1966.

80. J. Thil, et al., *A study of the BTA deep drilling process through a quantitative and qualitative analysis of the chip formation process.* Key Engineering Materials, 2013. 554-557, p. 1992-2008.

81. Yongguo Wang, et al., *The study on the chip formation and wear behavior for drilling forged steel S48CS1V with TiAlN-coated gun drill.* Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2012. 30, p. 200-207.

82. S. Atlati, et al., *Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio ‘‘SIR’’ to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2011. 51, p. 687-700.

83. R. Komanduri and R. H. Brown, *On the mechanics of chip segmentation in machining.* Journal of Engineering for Industry, 1981. 103, p. 33-51.

84. M. Cotterell and G. Byrne, *Characterisation of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy TI-6Al-4V.* CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2008. 1, p. 81-85.

85. M.A. Davies, T. J. Burns, and C. J. Evans, *On the Dynamics of Chip Formation in Machining Hard Metals.* Annals of the ClRP, 1997. 46.

86. M.A. Davies, Y. Chou, and C. J. Evans, *On Chip Morphology, Tool Wear and Cutting Mechanics in Finish Hard Turning.* Annals of the ClRP, 1996. 45.

87. M. Cotterell and G. Byrne, *Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti–6Al–4V.* CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2008. 57, p. 93-96.

88. Liu Zhanqiang and Su Guosheng, *Characteristics of chip evolution with elevating cutting speed from low to very high.* International Journal of MachineTools & Manufacture. 54-55, p. 82-85.

89. J.D. Puerta Velasquez, et al., *Metallurgical study on chips obtained by high speed machining of a Ti–6 wt.%Al–4 wt.%V alloy.* Materials Science and Engineering, 2007. 452-453, p. 469-474.

90. J. Sun and Y.B. Guo, *A new multi-view approach to characterize 3D chip morphology and properties in end milling titanium Ti–6Al–4V.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2008. 48, p. 1486-1494.

91. J. Lorentzon, N. Järvstråt, and B.L. Josefson, *Modelling chip formation of alloy 718.* Journal of Materials Processing Technology, 2009. 209, p. 4645-4653.

92. I. Korkut, et al., *Investigation of chip-back temperature during machining depending on cutting parameters.* Materials and Design, 2007. 28, p. 2329-2335.

93. Feng Ke, Jun Nib, and D.A. Stephenson, *Chip thickening in deep-hole drilling.* International Journal of Machine Tools & Manufacture 2005. 46, p. 1500-1507.

94. Dursun Sedat Kilic and Shivakumar Raman, *Observations of the tool–chip boundary conditions in turning of aluminium alloys.* Wear, 2007. 262, p. 889-904.

95. Ali Akhavan Farid, Safian Sharif, and Mohd Hasbullah Idris, *Chip morphology study in high speed drilling of Al–Si alloy.* Int J Adv Manuf Technol, 2011. 57, p. 55-564.

96. A. Gente and H.-W. Hoffmeister, *Chip Formation in Machining Ti6Al4V at Extremely High Cutting Speeds.*

97. J. Barry and G. Byrne, *The Mechanisms of Chip Formation in Machining Hardened Steels.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2002. 124, p. 528-535.

98. R. Komanduri, Z.B.H., *A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology.* Tribology International, 2001. 34, p. 653-682.

99. A.E. Bayoumi and J.Q. Xie, *Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt.%Al-4wt.%V alloy.* Materials Science and Engineering, 1995. A190, p. 173-180.

100. J. Barry, G. Byrne, and D. Lennon, *Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti-6Al-4V Alloy.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2001. 41, p. 1055-1070.

101. M.C. Shaw and A.Vyas, *The Mechanism of Chip Formation with Hard Turning Steel.* Annals of the ClRP, 1998. 47/1/1998, p. 77-82.

102. X. Zhang, et al., *Predicting the Effects of Cutting Parameters and Tool Geometry on Hard Turning Process Using Finite Element Method.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2011. 133.

103. S. Kouadri, et al., *Quantification of the chip segmentation in metal machining : Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013. 64, p. 102-113.

CHAPITRE II

ÉTUDE FONCTIONNELLE DE LA GEOMETRIE DE COUPE D'UN OUTIL DE FORAGE AVEC SYSTEME BTA

Sommaire

1. PRINCIPES FONCTIONNELS D'UN OUTIL DE FORAGE 67
   1.1. Plans conventionnels, caractéristiques de « l'outil en main » 68
   1.2. Plans effectifs, caractéristiques de « l'outil en travail » 73
   1.3. Angles conventionnels, caractéristiques de « l'outil en main » 75
   1.4. Angles effectifs, caractéristiques de « l'outil en travail » 77
      1.4.1. Les risques liés au phénomène de « talonnement » 77
      1.4.2. Les risques liés au « positionnement de l'outil » 79
2. ETUDE FONCTIONNELLE DE LA COUPE EN FORAGE BTA 81
   2.1. Paramétrage théorique de l'outil 82
      2.1.1. Définition des référentiels 82
      2.1.2. Définition des surfaces de coupe 83
      2.1.3. Définition de l'arête de coupe rectiligne et des angles de coupe associés 84
      2.1.4. Définition des éléments géométriques de référence de la coupe 85
      2.1.5. Définition de la géométrie effective de coupe 87
      2.1.6. Calcul des angles d'outils en travail 88
   2.2. Analyse cinématique de la coupe 89
3. CONCLUSIONS 99
4. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE II 101

Page délibérément blanche…

Nomenclature du Chapitre II

Acronymes :

B.T.A. :	Boring Trepanning Association (en Français : association de l'alésage et du trépanage) [/]
C.A.O. :	Conception Assistée par Ordinateur [/]
D.C. :	Dent Centrale [/]
D.I. :	Dent Intermédiaire [/]
D.E. :	Dent Externe [/]

Paramètres de coupe :

ap :	Profondeur de passe (dans le cas d'une opération de perçage : ap=R) [mm]
N :	Fréquence de rotation de l'outil de coupe [$tr.min^{-1}$]
f :	Avance par tour de l'outil de coupe [$mm.tr^{-1}$]
Vf :	Vitesse d'avance de l'outil de coupe [$mm.min^{-1}$]
Vc :	Vitesse de coupe de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
Ve :	Vitesse de coupe effective de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
ω :	Vitesse angulaire de l'outil de coupe [$rad.s^{-1}$]

Paramètres de l'outil de coupe :

Ø, d :	Diamètre de l'outil de coupe [mm]
r_β :	Rayon d'arête de l'outil de coupe [mm]

Paramètres géométriques de la coupe :

Pr :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan de référence [/]
Ps :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan d'arête [/]
Pf :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan de travail ou d'avance [/]
Pp :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan perpendiculaire [/]
Po :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan orthogonal [/]
γ_o :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle de coupe indiqué dans le plan orthogonal, outil en main [°]
α_o :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle de taillant indiqué dans le plan orthogonal, outil en main [°]
δ_{oe} :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle d'inclinaison de la vitesse de coupe effective indiqué dans le plan orthogonal, outil en travail [°]
β_o :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle de dépouille indiqué dans le plan orthogonal, outil en main [°]

λ_s : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle d'inclinaison d'arête indiqué dans le plan de travail, outil en main [°]

κ_r : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle d'attaque ou direction d'arête indiqué dans le plan de référence, outil en main [°]

Paramètres de la modélisation géométrique de la coupe :

$\overrightarrow{e_x}, \overrightarrow{e_y}, \overrightarrow{e_z}$: Référentiel de base lié à l'outil de coupe [/]

G_O : Origine du référentiel de base lié à l'outil de coupe [/]

$\overrightarrow{e_r}, \overrightarrow{e_\theta}, \overrightarrow{e_z}$: Référentiel lié au point de coupe considéré [/]

L_{ij} : Origine du référentiel lié au point de coupe considéré [/]

$\overrightarrow{n_o^a}$: Projection du vecteur normal à l'arête de coupe [/]

$\overrightarrow{n_o^c}$: Projection du vecteur normal à la surface de coupe [/]

$\overrightarrow{n_o^d}$: Projection du vecteur normal à la surface de dépouille [/]

La caractérisation de l'influence de la géométrie de l'outil de coupe pour le cas particulier du forage sera présentée dans ce chapitre. Une étude fonctionnelle complète de la géométrie d'une tête de forage BTA est réalisée afin de mieux comprendre le procédé d'usinage en question et la cinématique de la coupe qui le concerne. Tout d'abord, les fondements cinématiques de la coupe seront établis dans le but de proposer une démarche scientifique rigoureuse. Une étude de cas réel sera ensuite traitée.

1. Principes fonctionnels d'un outil de forage

Un outil de coupe, et plus particulièrement une tête de forage profond se caractérise par une ou plusieurs parties actives que l'on nomme dent(s) ou plaquette(s). Les dents se caractérisent quant à elles par les matériaux qui les composent, souvent du carbure (WC-Co) pour ce qui concerne le substrat mais également par différents revêtements. Une donnée importante permet néanmoins de spécifier un outil de coupe, à savoir sa géométrie. Il s'agit d'une donnée qui va conditionner les mécanismes de cisaillement de la matière et de formation de copeaux pendant l'opération d'usinage. Les principaux paramètres géométriques sont rappelés comme suit :

- **Les principaux angles de coupe sont définis par :** l'angle de coupe noté γ, l'angle de dépouille noté α, l'angle d'attaque noté κ, l'angle de taillant ε,
- **Le rayon d'arête ou acuité d'arête est défini par :** une valeur en millimètres,
- **Le brise copeau est défini par :** une valeur en millimètres.

D'après Bedrin [1], l'étude physique du processus de coupe et la détermination des conditions rationnelles de coupe, nécessitent en premier lieu une définition précise et générale des éléments cinématiques spécifiques du mouvement relatif de l'outil par rapport à la pièce, ainsi que des éléments géométriques caractéristiques de l'orientation de la partie active de l'outil (arête de coupe, face coupe et face de dépouille). Ainsi, dans le cadre d'une modélisation des actions thermomécaniques de la coupe, la modélisation géométrique de l'outil et donc la caractérisation des principaux angles de coupe, doit fournir les informations nécessaires aux calculs des forces et des températures de coupe.

Ce chapitre traite donc de la démarche mise en œuvre pour la modélisation de l'outil BTA, ainsi que les grandeurs nécessaires aux modèles de coupe. Cette approche est fondée sur une description mathématique des éléments surfaciques impliqués dans la coupe du matériau lors de l'usinage. Enfin, la géométrie effective de coupe en tout point des arêtes de coupe sera caractérisée.

1.1. Plans conventionnels, caractéristiques de « l'outil en main »

Le cas du forage profond tel que pratiqué dans cette étude concerne un outil comportant 3 arêtes tranchantes considérées rectilignes, et centrées respectivement au point de coupe C, I et E. Celles-ci effectuent une opération de perçage en vue de l'usinage d'une surface cylindrique de révolution dans un matériau plein. Pour simplifier l'approche et la compréhension dans la définition des plans et angles conventionnels, les explications ne concerneront que le point de coupe E correspondant à la dent externe de l'outil BTA (*Figure II. 1*).

Etant donné la nature du mouvement de l'outil en cours d'usinage, c'est-à-dire animé d'un mouvement d'avance et de rotation cumulés, les axes principaux seront orientés suivant les composantes des mouvements relatifs outil/pièce et déterminés respectivement :

- **Pour l'axe Ex :** par la chaîne principale donnant le mouvement de coupe. Ce mouvement est caractérisé par la vitesse tangentielle *Vc* , appelée aussi vitesse de coupe.
- **Pour l'axe Ez :** par la chaîne secondaire donnant le mouvement d'avance longitudinale. Ce mouvement est caractérisé par *Vf* , appelé vitesse d'avance. Comme dans une grande majorité d'usinage, celui-ci décrit la génération de la surface usinée.

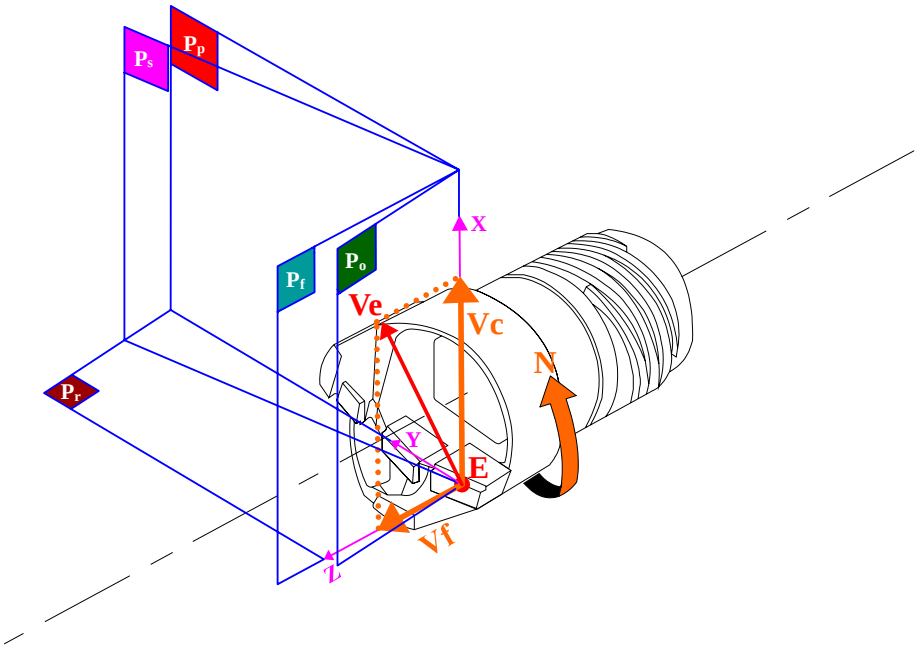


Figure II. 1. Paramétrage des plans de coupe caractéristiques de « l'outil en main » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA), définis conventionnellement en fonction des vitesses de coupe (Vc) et d'avance (Vf)

Au regard des orientations respectives de ces axes ainsi que de l'arête tranchante considérée, il est possible de définir, au point de coupe considéré E, les principaux plans de coupe caractéristiques de « l'outil en main » (*Figure II. 7*) :

- **Plan de référence** Pr **(***Figure II. 2***) :** passant par le point de coupe considéré sur l'arête tranchante et contenant l'axe de l'outil. Ce plan est orthogonal au vecteur de la vitesse de coupe $\overrightarrow{Vc}$ en E (plan zEy). A noter que le positionnement de ce plan conditionne directement le positionnement de tous les autres plans de coupe
- **Plan d'arête** *Ps* **(***Figure II. 3***) :** tangent à l'arête tranchante au point de coupe considéré, et orthogonal à Pr
- **Plan de travail ou d'avance** *Pf* **(***Figure II. 4***) :** orthogonal à Pr au point de coupe considéré de l'arête tranchante, et parallèle à la direction d'avance. Il contient les vecteurs $\overrightarrow{Vc}$ et $\overrightarrow{Vf}$ ainsi que la vitesse résultante qui s'exprime :

$$\overrightarrow{Ve} = \overrightarrow{Vc} + \overrightarrow{Vf} \qquad \text{(II. 1)}$$

- **Plan perpendiculaire** *Pp* **(***Figure II. 5***) :** perpendiculaire à Pr et *Pf* au point de coupe considéré de l'arête tranchante.
- **Plan orthogonal** *Po* **(***Figure II. 6***) :** orthogonal à Pr et *Ps* au point de coupe considéré de l'arête tranchante.

La définition de ces plans ne dépend pas de la valeur intrinsèque des paramètres de coupe $\overrightarrow{Vc}$ et $\overrightarrow{Vf}$. Ils sont néanmoins spécifiques à l'opération d'usinage considérée, et servent pour la définition des angles de coupe caractéristiques de l'arête tranchante. Toutefois, il n'y a aucune indication particulière à la convention géométrique d'un outil de coupe de type BTA. Et pour cause, s'agissant d'un outil de perçage, cette convention s'appuie sur celle du cas particulier d'un outil de perçage conventionnel. Barlier [2] rappelle que la norme qui décrit la convention géométrique pour le cas particulier du perçage conventionnel est : « NF ISO 3002-1 ».

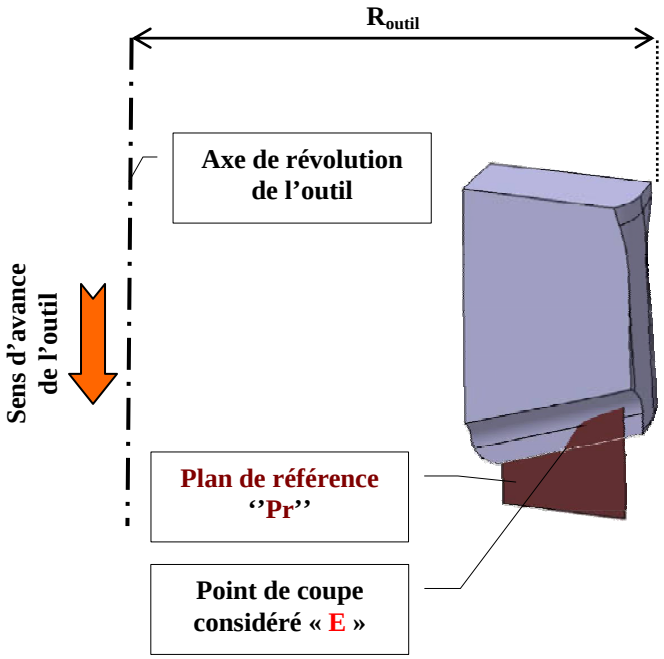


Figure II. 2. Vue de détail du paramétrage du plan de référence, caractéristique de « l'outil en main » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

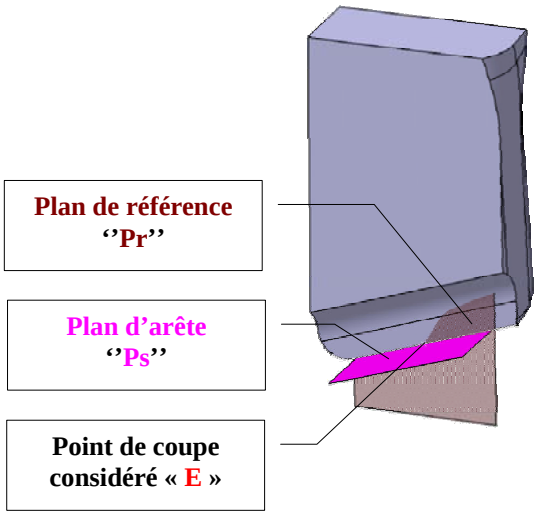


Figure II. 3. Vue de détail du paramétrage du plan d'arête, caractéristique de « l'outil en main » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

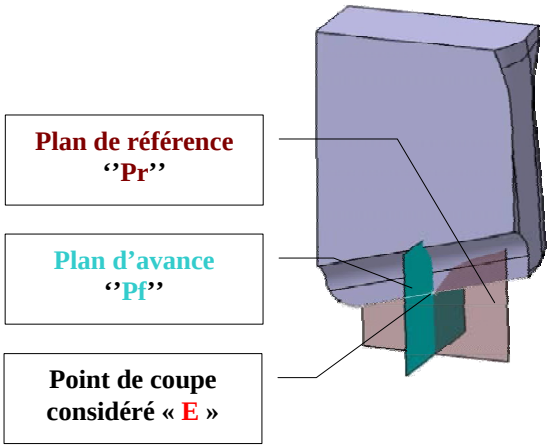


Figure II. 4. Vue de détail du paramétrage du plan d'avance, caractéristique de « l'outil en main » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

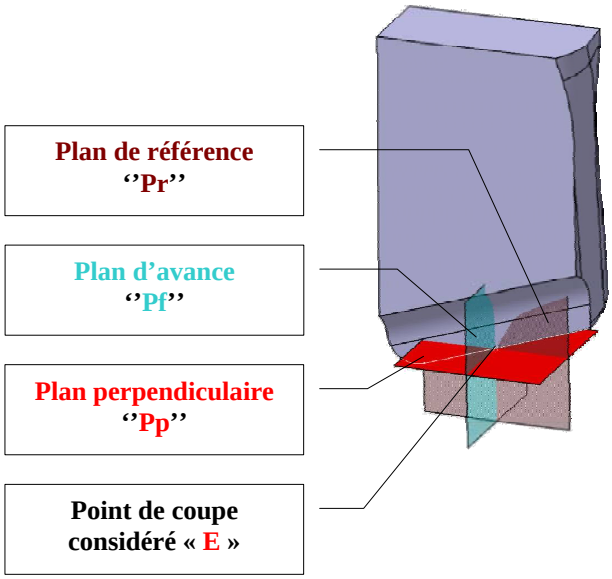


Figure II. 5. Vue de détail du paramétrage du plan perpendiculaire, caractéristique de « l'outil en main » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

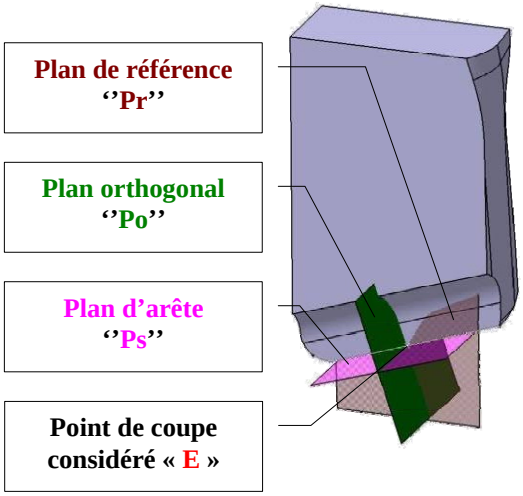


Figure II. 6. Vue de détail du paramétrage du plan orthogonal, caractéristique de « l'outil en main » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

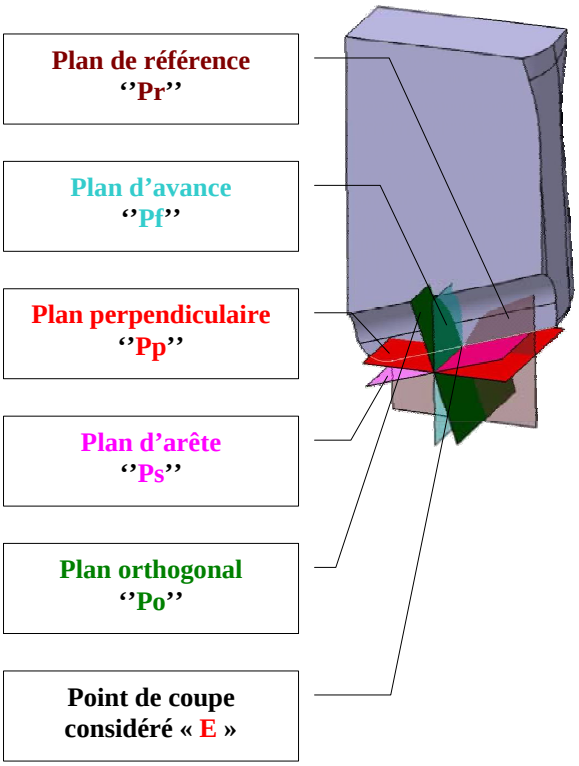


Figure II. 7. Vue de détail du paramétrage de l'ensemble des plans de coupe, caractéristiques de « l'outil en main » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

1.2. Plans effectifs, caractéristiques de « l'outil en travail »

Un rapport de 1000, lié à l'unité de mesure, existe entre les vecteurs de la vitesse de coupe $|\overrightarrow{Vc}|$ et la vitesse d'avance $|\overrightarrow{Vf}|$ (*Figure II. 8*). Ce faisant, le vecteur résultant, à savoir la vitesse effective $|\overrightarrow{Ve}|$, est très proche en terme de valeur de celui de la vitesse de coupe $|\overrightarrow{Vc}|$. Il est donc courant en première approximation, d'assimiler ces deux vecteurs. Dans ce cas, l'angle '' δ '', qui représente l'inclinaison de la vitesse de coupe $|\overrightarrow{Vc}|$ par rapport à la vitesse effective $|\overrightarrow{Ve}|$, est considéré comme nul.

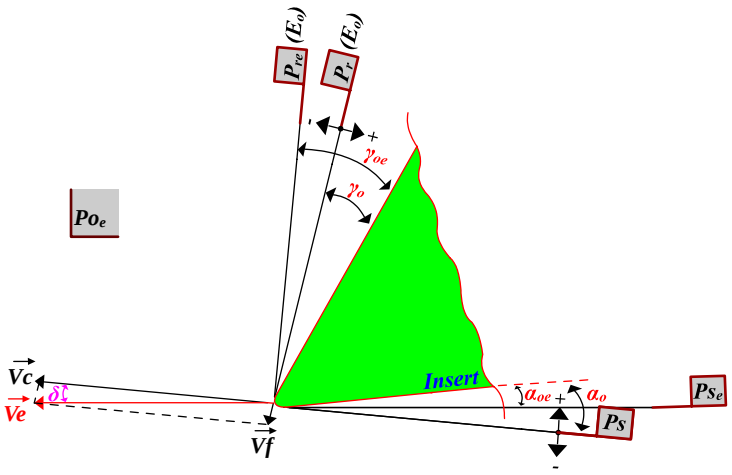


Figure II. 8. Représentation schématique anamorphosée de la construction des plans et angles de coupe relative aux paramètres de coupe

Néanmoins, il est souhaitable malgré tout de prendre rigoureusement en considération la trajectoire effective de l'outil par rapport à la pièce lors de l'usinage, et donc de la surface découpée aux alentours du point de coupe considéré. Il faut alors se référer à l'orientation du vecteur résultant, à savoir le vecteur de la vitesse effective $|\overrightarrow{Ve}|$, lequel vecteur est tangent à la trajectoire effective.

De plus, même si la vitesse d'avance Vf, représente bien le mouvement de génération de la surface usinée, il peut arriver dans le cas d'opérations d'usinages de formes, que ce mouvement résulte de plusieurs composantes, telles que ça peut être le cas pour le tournage de forme par exemple et dont la vitesse d'avance Vf se caractérise comme suit :

$$\overrightarrow{Vf} = \overrightarrow{Vf_1} + \overrightarrow{Vf_2} + \overrightarrow{Vf_3} \qquad \text{(II. 2)}$$

Il devient alors nécessaire de prendre en considération la vitesse d'avance effective Vf_e et non plus la seule vitesse de coupe supposée Vf (portée par l'axe Z).

Le cas du forage profond induit d'un point de vue cinématique l'effet cumulé de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance avec un déplacement longitudinal rigoureusement linéaire. Cela donne place à une trajectoire hélicoïdale. Les trois paramètres pris en compte pour la suite de l'étude sont donc la vitesse de coupe Vc et la vitesse d'avance Vf ainsi que la vitesse effective résultante Ve.

Les explications précédemment énoncées permettent de définir les plans effectifs (*Figure II. 9*), caractéristiques de l'outil en travail, dont la description suit ci-après. Par analogie avec la démarche de paramétrage des plans conventionnels, caractéristiques de « l'outil en main », le paramétrage de l'ensemble des plans de coupe s'effectue relativement au plan de référence en travail '' Pr_e '' dont seul sera illustré le paramétrage **(***Figure II. 10***)** :

- **Plan de référence en travail** Pr_e **(***Figure II. 10***) :** perpendiculaire au point de coupe considéré de l'arête tranchante, à la direction de la vitesse effective $\overrightarrow{Ve}$, c'est-à-dire à la direction instantanée du mouvement résultant du mouvement de coupe et du mouvement d'avance simultané en ce point,
- **Plan d'arête en travail** Ps_e **:** tangent à l'arête tranchante au point de coupe considéré, et perpendiculaire au plan de référence en travail Pr_e. Ce plan contient la direction de la vitesse effective $\overrightarrow{Ve}$,
- **Plan de travail ou d'avance en travail** Pf_e **:** contient la direction de la vitesse de coupe $\overrightarrow{Vc}$ et la direction de la vitesse d'avance $\overrightarrow{Vf}$ au point de coupe considéré de l'arête tranchante. Ce plan est perpendiculaire au plan de référence en travail Pr_e,
- **Plan perpendiculaire en travail** Pp_e **:** plan vers l'arrière en travail, perpendiculaire au plan de référence en travail Pr_e, au point de coupe considéré de l'arête tranchante.

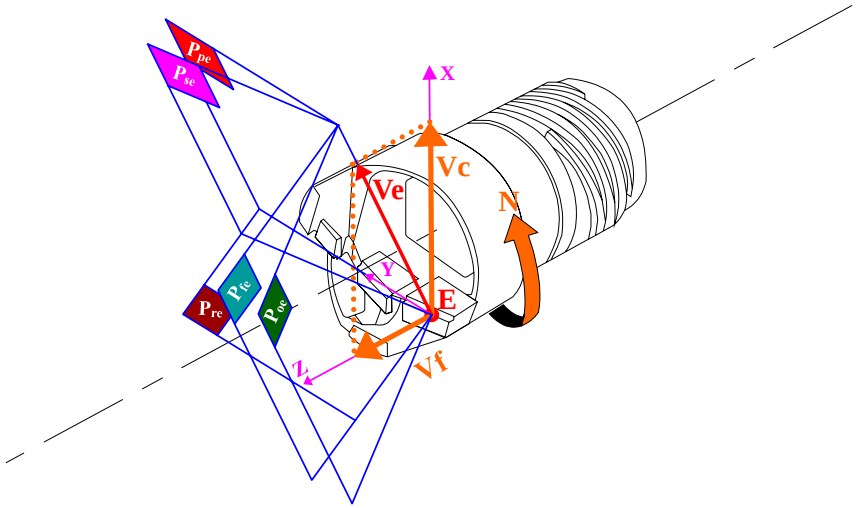


Figure II. 9. Paramétrage des plans de coupe caractéristiques de « l'outil en travail » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA), définis conventionnellement en fonction de la vitesse effective de coupe (Ve)

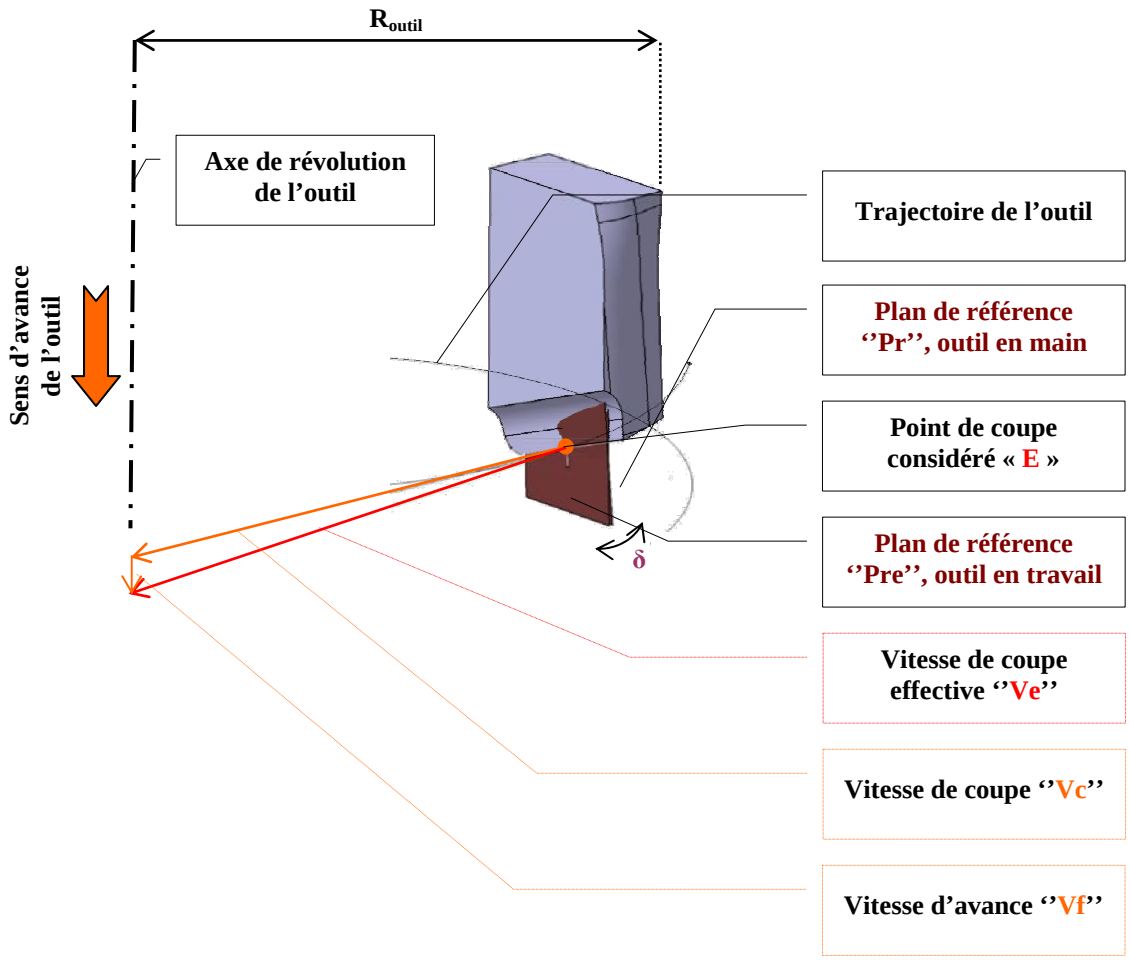


Figure II. 10. Vue de détail du paramétrage du plan de référence, caractéristique de « l'outil en travail » pour l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

1.3. Angles conventionnels, caractéristiques de « l'outil en main »

Sur la base des systèmes de plans caractéristiques de l'outil en main, précédemment spécifiés, il devient possible de définir les angles conventionnels, caractéristiques de l'outil en main. A l'instar des précisions précédemment énoncées, l'outil BTA, et plus particulièrement les parties assurant la coupe, peuvent trouver tout ou partie de sa définition géométrique dans la norme rappelée par Barlier [2], qui décrit la convention géométrique pour le cas particulier du perçage conventionnel est : « NF ISO 3002-1 » (*Figure II. 11*), et ce à l'exception bien sur des spécificités qui caractérisent un foret hélicoïdal, à savoir le listel par exemple.

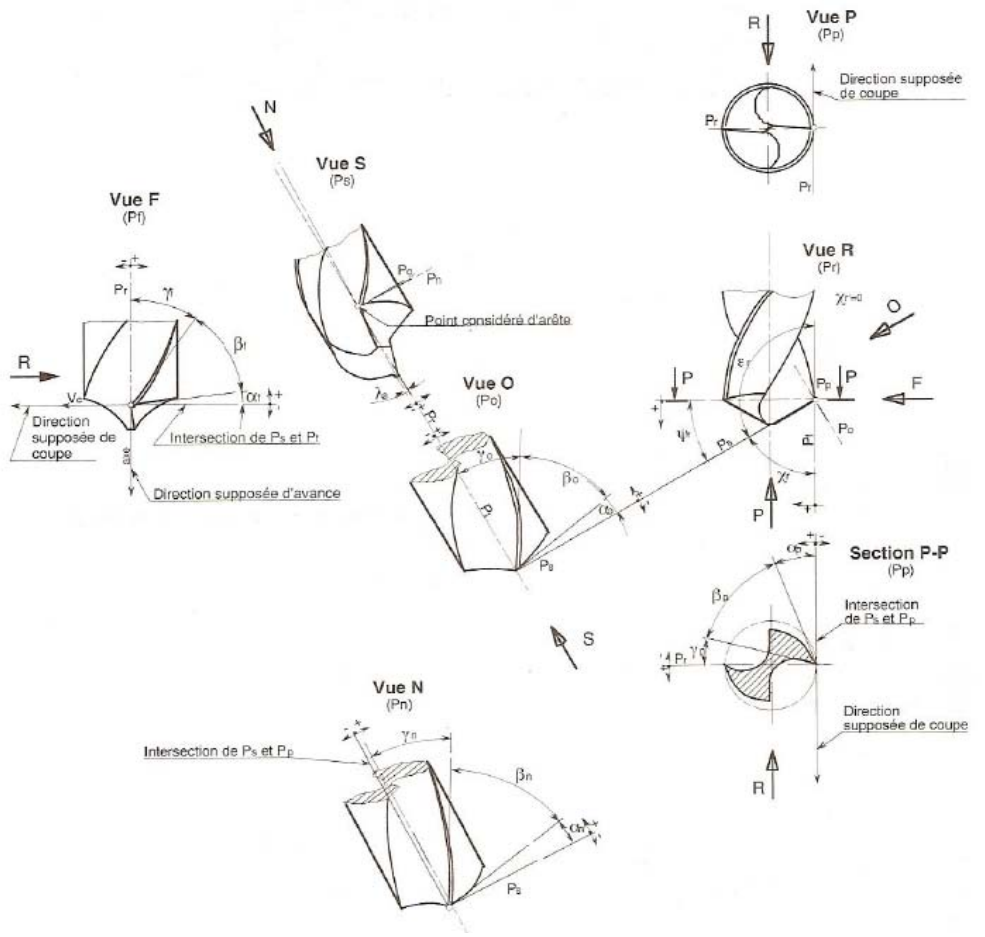


Figure II. 11. Paramétrage des angles de coupe conventionnels, caractéristiques de l'outil en main, en fonction des plans de coupe pour l'opération de perçage avec un foret conventionnel, selon la norme NF ISO 3002-1, d'après Barlier [2]

Les angles des faces, qui caractérisent l'orientation de celles-ci, et qui définissent le dièdre formé par les plans limités par l'arête tranchante principale sont au nombre de trois et détaillés comme suit :

- **Angle de coupe** γ_o **:** angle séparant la face de coupe A_γ de l'outil et le plan de référence Pr,
- **Angle de dépouille** α_o **:** angle séparant la face de dépouille A_α de l'outil et le plan d'arête Ps,
- **Angle de taillant** β_o **:** angle séparant la face de coupe A_γ de l'outil et la face de dépouille A_α.

L'arête tranchante principale est quant à elle positionnée suivant deux angles :

- **Angle de direction d'arête** κ_R **:** relevé dans le plan de référence Pr, et séparé par le plan d'arête Ps et le plan d'avance Pf,

- **Angle d'inclinaison d'arête** λ_S **:** relevé dans le plan d'arête Ps, et séparé par l'arête tranchante et le plan de référence Pr. Généralement, un outil BTA est défini avec un alignement des faces de coupe et de l'axe longitudinal. Dans ce cas, l'angle d'inclinaison d'arête λ_S est nul. A noter également que, pour le cas du forage BTA, la valeur de cet angle influe sur l'orientation radiale des forces de coupe. Ainsi, le fait que les faces de coupe soient alignées avec l'axe longitudinal de l'outil permet d'optimiser l'équilibrage des forces de coupe en cours d'usinage, et donc de limiter les défauts de rectitude.

1.4. Angles effectifs, caractéristiques de « l'outil en travail »

Si l'on veut caractériser strictement, en fonction des conditions de coupe particulières, l'orientation des faces et arêtes de l'outil par rapport à la surface découpée, il faut se référer, comme cela a été fait précédemment, au système des plans effectifs, caractéristiques de l'outil en travail ($\mathrm{Pr}_e, Pf_e, Ps_e$). Pour cela, il devient alors possible de définir, de façon identique à ce qui a été réalisé pour la définition des « angles conventionnels, caractéristiques de l'outil en main », autrement dit :

- **Angle de coupe en travail** γ_{oe} ou γ_{ne} **:** angle séparant la face de coupe A_γ de l'outil et le plan de référence outil en travail Pr_e,
- **Angle de dépouille** α_{oe} ou α_{ne} **:** angle séparant la face de dépouille A_α de l'outil et le plan d'arête en travail Ps_e,
- **Angle de taillant** β_{oe} ou β_{ne}**.**

L'analyse descendante du paramétrage géométrique qui vient d'être établie, précédemment dans ce document permet de mettre en évidence l'importance que revêt dans certains cas, la connaissance des angles effectifs, caractéristiques de l'outil en travail, et plus particulièrement pour tenter de prévenir :

1.4.1. Les risques liés au phénomène de « talonnement »

Il s'agit d'un phénomène au cours duquel la face de dépouille A_α de l'outil entre en contact avec la surface, et qui intervient lorsque $\alpha_e < 0$. Dans ce cas, la face de dépouille A_α de l'outil tend à pénétrer à l'intérieur de la surface usinée (*Figure II. 12*), pouvant ainsi provoquer un écrouissage local de la matière.

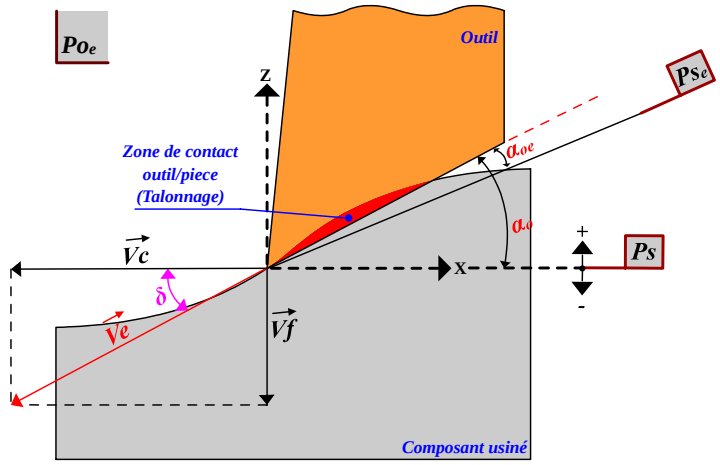


Figure II. 12. Illustration schématique du phénomène de talonnement en perçage, d'après Yaqub [3]

Outre la modification structurelle que peut subir le matériau usiné, ce phénomène peut provoquer une usure prématurée de l'outil de coupe. Les risques liés au talonnage, aussi appelé talonnement, sont d'autant plus sensibles que la vitesse effective $\left|\overrightarrow{Ve}\right|$ s'écarte de la vitesse de coupe $\left|\overrightarrow{Vc}\right|$, c'est-à-dire lorsque le rapport $\left|\overrightarrow{Vf}\right| / \left|\overrightarrow{Vc}\right|$ augmente (*Figure II. 13*).

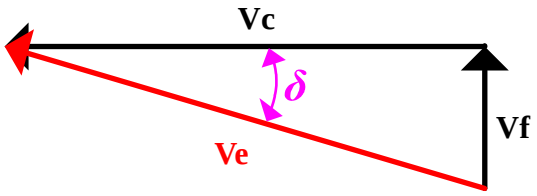


Figure II. 13. Triangle des vitesses au point de coupe considéré

Des études récentes, par exemple : [3-6], dans le domaine de la dynamique non linéaire des machines outils, ont montré l'importance des frottements et des contacts continus ou non, entre l'outil et la surface usinée. Crolet [7] rappelle que ce phénomène a été introduit par Albrecht [8], observé par Cook [9], et expérimentalement prouvé par Bailey [10]. En outre, ces travaux traitent par différentes approches, l'étude et la modélisation du phénomène de talonnage en cours d'usinage. Ceux-ci font notamment référence à des approches de modélisation analytique et numérique, et visent à mieux caractériser le phénomène mécanique en question afin d'optimiser la qualité des résultats des calculs et de surcroit des usinages.

Les efforts de talonnement sont généralement localisés dans une zone qui se situe après le tranchant de l'outil. Les efforts ainsi localisés influent donc de façon importante sur le caractère dynamique du processus de coupe. Et pour cause, Peigne [11] précise que la composante de cette force possède un caractère amortissant et stabilisant sur le processus de coupe.

Le phénomène de talonnement, est lié à la position relative de l'outil par rapport à la pièce, et est défini par quatre paramètres, à savoir la géométrie de l'outil, la géométrie du porte outil, la

vitesse de coupe effective (Ve) au point de coupe considéré et le profil de la surface usinée, lequel dépend pour une grande partie de la vitesse d'avance (Vf).

Pour le cas particulier du perçage, il s'agit d'un phénomène particulièrement sensible car la vitesse tangentielle de l'outil décroit jusqu'à une valeur nulle dans l'axe de l'outil. Il apparaît donc important de définir avec précision les conditions que doivent satisfaire les paramètres de coupe, au regard de la géométrie de l'outil et/ou inversement, et ce afin de limiter au maximum les risques liés à ce phénomène. Guibert [5] indique qu'en perçage conventionnel cette situation est plutôt exclusive. Les fabricants d'outils essaient de prévenir l'apparition de ce phénomène en adaptant la géométrie de l'outil, et plus particulièrement l'angle de dépouille (α), de sorte qu'il n'y ait pas d'interactions entre la matière usinée et l'outil dans le domaine de fonctionnement qui lui convient.

1.4.2. Les risques liés au « positionnement de l'outil »

Un mauvais positionnement de l'outil de coupe par rapport aux axes fonctionnels de la machine (*Figure II. 14* : Δx) peut provoquer des angles effectifs caractéristiques de l'outil en travail, différents des angles conventionnels caractéristiques de l'outil en main. Cette différence pourrait donc apparaître alors même que l'outil de coupe n'est pas animé de mouvement d'avance. Il faut donc s'assurer que le positionnement (en statique) de l'outil de coupe par rapport aux axes fonctionnels de la machine soit bien assuré. Il faut également s'assurer que le système ''outil/porte outil/fixations'' présente un niveau de rigidité suffisant en cours d'usinage (en dynamique), faute de quoi les déformations subies par ce système sous l'effet des forces de coupe peuvent disproportionner la valeur de l'angle de dépouille en travail α_e, et ainsi provoquer des phénomènes qui nuisent à la coupe et/ou une usure prématurée de l'outil de coupe.

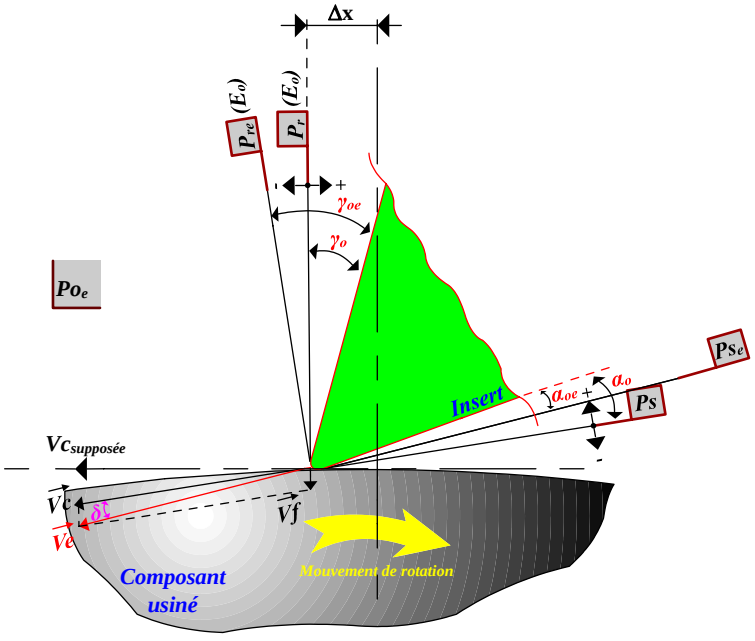


Figure II. 14. Représentation schématique anamorphosée du défaut de positionnement d'un outil de coupe par rapport aux axes de référence de la machine outil

Page délibérément blanche…

2. Etude fonctionnelle de la coupe en forage BTA

L'étude fonctionnelle des principaux angles de coupe de l'outil pendant le travail revêt un rôle important pour la physique de la coupe. Pour rappel, les angles effectifs, caractéristiques de l'outil en travail, intègrent les deux principaux paramètres de coupe que sont la vitesse de coupe (Vc) et la vitesse d'avance (Vf). Ainsi, dans le cadre de la modélisation des actions thermomécaniques de la coupe, l'influence de la géométrie de l'outil de coupe devra être caractérisée et intégrée aux hypothèses de base.

D'un point de vue factuel, l'étude cinématique d'une opération d'usinage consiste à étudier la trajectoire de l'outil pendant l'opération. En outre, l'étude cinématique de la coupe d'un outil permet de caractériser l'évolution des principaux angles de coupe. Dans cette partie qui concerne l'analyse de la cinématique de la coupe pour le cas particulier du forage avec système BTA, deux approches seront présentées et confrontées. La modélisation géométrique de l'outil sera ensuite associée à la modélisation thermomécanique de la coupe. Cette association devra permettre en l'occurrence de caractériser les efforts et la température de coupe qui s'appliquent à l'outil en cours d'usinage, et ce en tenant compte de l'influence de la géométrie de coupe. Au final, la modélisation géométrique de la coupe ainsi que la modélisation thermomécanique de la coupe devront permettre d'optimiser le choix des paramètres de coupe et de la géométrie de l'outil.

L'outil considéré pour ce travail est une tête de forage BTA avec trois dents brasées et deux patins de guidage brasés. Les principales caractéristiques de l'outil en question sont détaillées dans la *Figure II. 15*.

Dans la suite de ce document, la géométrie des éléments qui interviennent lors de l'usinage avec système BTA sera définie, modélisée puis caractérisée. Ainsi, un balayage radial, section par section, permettra de définir l'évolution locale de la géométrie de coupe.

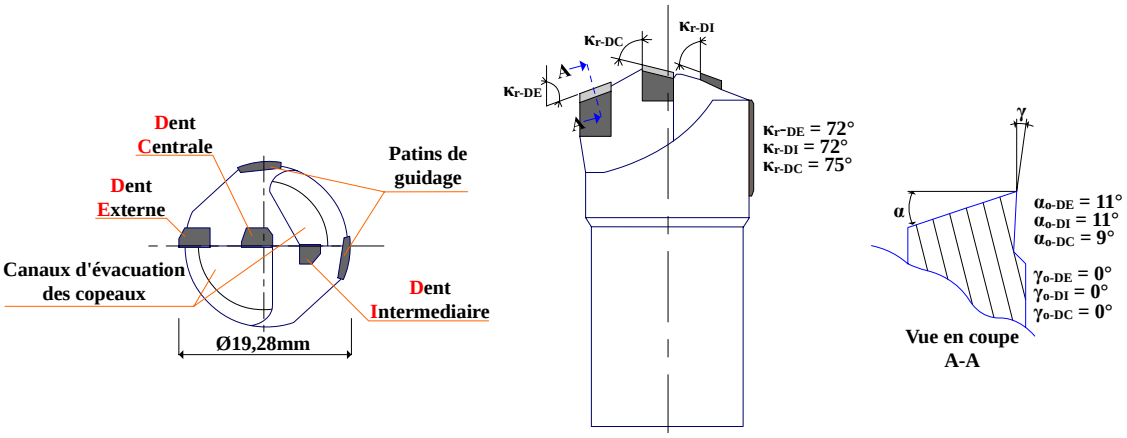


Figure II. 15. Principales caractéristiques géométriques de l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) considéré pour l'étude paramétrique de la cinématique de la coupe

2.1. Paramétrage théorique de l'outil

2.1.1. Définition des référentiels

Pour décrire avec précision la position d'un point dans l'espace, il est indispensable de fixer un référentiel $[G_O, \overrightarrow{e_x}, \overrightarrow{e_y}, \overrightarrow{e_z}]$. Celui-ci est dans une grande majorité des cas choisis comme étant de base orthonormée, autrement dit avec des vecteurs de base unitaires et orthogonaux dans un espace vectoriel euclidien (*Figure II. 16*).

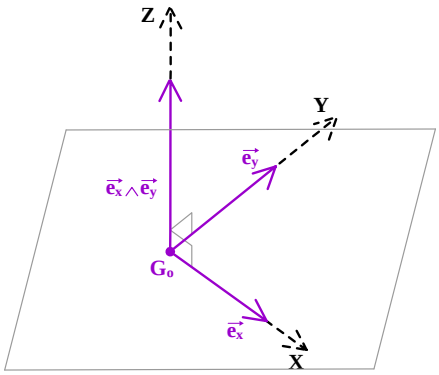


Figure II. 16. Espace vectoriel euclidien orienté de dimension 3

Il est également choisi direct, c'est-à-dire que le produit vectoriel de deux vecteurs non colinéaires $\overrightarrow{e_x}$ et $\overrightarrow{e_y}$ de G_O se définit comme l'unique vecteur $\overrightarrow{e_z}$ tel que :

$$\left[\overrightarrow{e_x}, \overrightarrow{e_y}, \overrightarrow{e_z}\right] = \left(\overrightarrow{e_x} \wedge \overrightarrow{e_y}\right)\overrightarrow{e_z} \qquad \text{(II. 3)}$$

et :

$$\left\|\overrightarrow{e_z}\right\| = \left\|\overrightarrow{e_x}\right\| . \left\|\overrightarrow{e_y}\right\| . \left|\sin\left[\overrightarrow{e_x}, \overrightarrow{e_y}\right]\right| \qquad \text{(II. 4)}$$

Dans un tel repère, la position d'un point matériel est intégralement décrite par les données de trois coordonnées. S'il s'agit d'un solide matériel indéformable, il faut préciser l'orientation du solide par 3 coordonnées d'orientation (r, ϑ, z).

Le mouvement d'un point dépend donc du référentiel d'étude choisi et des paramètres associés.

Les référentiels appliqués au cas particulier du forage avec système BTA peuvent donc être définis comme suit :

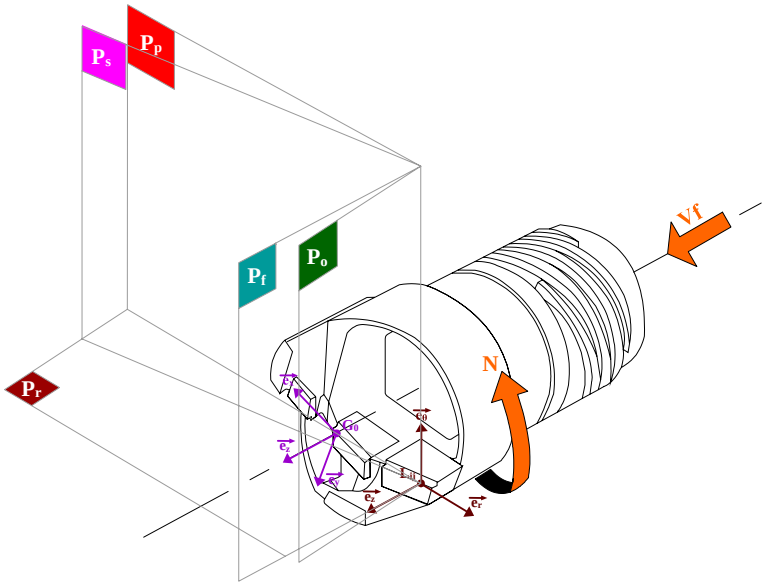


Figure II. 17. Référentiels appliqués au cas particulier de la tête de forage BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

2.1.2. Définition des surfaces de coupe

La zone de coupe a été définie implicitement dans la partie qui concerne le processus de formation du copeau. En usinage, dans la section locale de coupe - nommé plus tard dans ce travail, section locale de coupe dans le plan de coupe orthogonal - à l'endroit précis de la formation du copeau apparaissent trois principaux éléments géométriques (*Figure II. 18*), à savoir l'arête de coupe, la face de coupe et la face de dépouille. A noter que l'arête de coupe d'un outil constitue forcément la jonction entre la face de coupe et de dépouille.

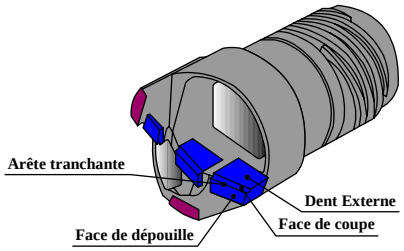


Figure II. 18. Eléments géométriques de base caractérisant la zone de coupe de l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

Jrad [12] indique dans son travail que trois points suffisent à l'obtention de l'équation de la surface plan de coupe à partir d'une définition CAO de l'outil. La face de coupe de l'outil, sous réserve de planéité, peut donc être représentée par l'équation cartésienne du plan définie par (II. 5) :

$$C(x,y,z) = A_C x + B_C y + C_C z + D_C = 0 \qquad \text{(II. 5)}$$

La face de dépouille quant à elle peut être caractérisée de la même façon par l'équation (II. 6) :

$$D(x,y,z) = A_D x + B_D y + C_D z + D_D = 0 \qquad \text{(II. 6)}$$

Les constantes et variables qui caractérisent les deux équations précédentes peuvent être identifiées à l'aide de relevés sur les fichiers CAO de l'outil concerné.

2.1.3. Définition de l'arête de coupe rectiligne et des angles de coupe associés

Comme évoqué dans la partie précédente, l'arête de coupe d'un outil se caractérise par l'intersection de deux plans, eux-mêmes représentés en usinage par la face de coupe et de dépouille. Dans la réalité des faits un outil de coupe ne présente jamais une arête de coupe parfaitement rectiligne. Celle-ci comporte donc toujours un rayon d'arête ($r_\beta \neq 0$) non nul. Néanmoins, en modélisation de l'usinage, l'hypothèse simplificatrice d'un rayon d'arête ($r_\beta = 0$) nul est souvent considérée. Compte tenu des faibles rayons d'arête ($r_\beta \leq 0{,}05mm$) constatés sur les outils BTA faisant l'objet de cette étude, l'hypothèse simplificatrice du rayon d'arête nul sera retenue. Par conséquent, il devient possible de déterminer par le calcul les coordonnées des points appartenant à l'arête tranchante car ceux-ci constituent l'intersection des deux plans de coupe préalablement définis. Les coordonnées (x, y, z) d'un point L_{ij} appartenant à $C \cap D$ doivent vérifier le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} A_C x + B_C y + C_C z + D_C = 0 \\ A_D x + B_D y + C_D z + D_D = 0 \end{cases} \quad \text{(II. 7)}$$

Sous réserve d'identification des constantes des équations du système (II. 7), il devient possible de résoudre ce système et ainsi de déterminer la représentation paramétrique de l'arête tranchante définie par la droite rectiligne correspondant à l'intersection de la face de coupe et de dépouille. La représentation paramétrique de l'arête tranchante sera alors symbolisée par une droite de vecteur directeur $\vec{u}$ dont les trois composantes sont u_1, u_2, u_3, et passant par un point A dont les coordonnées sont x, y, z. Après avoir défini les parties actives dans la zone de coupe, Jrad [12] introduit la notion de gradient, laquelle grandeur vectorielle indique la façon dont va varier une fonction selon les différents paramètres qui la composent. Donc un point A d'une arête tranchante peut être repérée par ses coordonnées cartésiennes, telles que x, y, z ou par ses coordonnées cylindriques $\vec{e_r}, \vec{e_\vartheta}, \vec{e_z}$ qui correspondent à la norme d'une base mobile. La base de coordonnées cylindriques, *Figure II. 17* : $\vec{e_r}, \vec{e_\vartheta}, \vec{e_z}$, ainsi caractérisée suggère que $\vec{e_r}$ correspond au vecteur unitaire de la direction radiale, $\vec{e_\vartheta}$ à celui du vecteur unitaire de la direction circonférentielle et $\vec{e_z}$ à celui du vecteur unitaire de la direction longitudinale.

2.1.4. Définition des éléments géométriques de référence de la coupe

Il s'agit ici de définir les principaux éléments de référence qui composent la géométrie de coupe de l'outil considéré. Pour cela, la cinématique locale en un point L_{ij} (*Figure II. 17*) de l'arête de coupe va être décrite. De cette façon, les principaux vecteurs qui composent la trajectoire de l'outil en un point L_{ij} vont être définis. Cette approche permettra de définir ensuite la géométrie locale de coupe.

La première étape, avant de définir les angles de coupe, consiste à définir les équations des arêtes de coupe. Comme précisé dans la partie précédente, les arêtes de coupe peuvent être obtenues par résolution du système d'équation (II. 7).

Comme évoqué dans le *Chapitre I* dans la partie qui concerne le *mouvement générateur de la coupe*, l'outil de forage BTA est animé simultanément d'un mouvement d'avance et de rotation. Ainsi, selon la description des *plans conventionnels, « caractéristiques de l'outil en main »* dans la partie *1.1* de ce chapitre, les vecteurs unitaires peuvent être décrits comme suit en un point L_{ij}, pour exemple, de l'arête de coupe de la Dent Externe d'une tête de forage BTA (*Figure II. 19*) :

- $\overrightarrow{e_\theta}$: est le vecteur unitaire correspondant à la direction circonférentielle de l'outil et normal au plan de référence conventionnel (Pr), défini par :

$$\overrightarrow{e_\theta} = -\overrightarrow{e_x}\sin\theta + \overrightarrow{e_y}\cos\theta = \frac{-y\overrightarrow{e_x} + x\overrightarrow{e_y}}{r} \qquad \text{(II. 8)}$$

- $\overrightarrow{e_z}$: est le vecteur unitaire correspondant à la direction d'avance de l'outil et contenu dans le plan de référence conventionnel (Pr), défini par l'égalité suivante :

$$\vec{Z} = \overrightarrow{e_z} \qquad \text{(II. 9)}$$

- $\overrightarrow{e_r}$: est le vecteur unitaire correspondant à la direction radiale de l'outil et contenu dans le plan de référence conventionnel (Pr), défini par :

$$\overrightarrow{e_r} = \overrightarrow{e_x}\cos\theta + \overrightarrow{e_y}\sin\theta = \frac{x\overrightarrow{e_x} + y\overrightarrow{e_y}}{r} \qquad \text{(II. 10)}$$

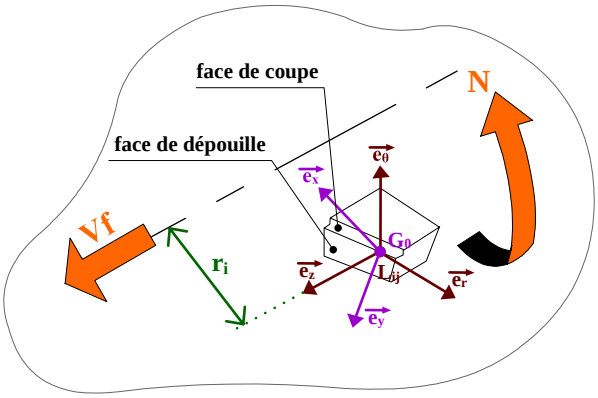


Figure II. 19. Illustration schématique de la définition locale des référentiels de l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA). Exemple appliqué à la Dent Externe

Les deux principaux mouvements de l'outil BTA, portés par leur vecteur unitaire respectif se décrivent donc comme suit :

Vitesse de coupe au point de coupe considéré, $-V_{Lij}\overrightarrow{e_\theta}$ (II. 11)

Vitesse d'avance, $-V_f\overrightarrow{e_z}$ (II. 12)

Comme le rappel Oxley [13], en un point donné de l'arête de coupe d'un outil, l'écoulement du copeau opère perpendiculairement à l'arête tranchante et ce pour le cas particulier de la coupe orthogonale. Compte tenu des similitudes avérées (cf. *Chapitre III*) entre l'écoulement du copeau en coupe orthogonale et en forage avec système BTA, le plan qui est donc utilisé pour les différentes modélisations et calculs est le plan de coupe perpendiculaire à l'arête tranchante au point de coupe considéré, à savoir le plan orthogonal (*Po*). Pour cette raison, dans les formulations vectorielles qui le nécessitent, l'indice O sera rajouté. Le vecteur local de direction d'arête est le vecteur commun des plans tangents à la face en dépouille et à la face de coupe. Il est donc orthogonal au vecteur normal à la surface de coupe et au vecteur normal à la surface de dépouille :

$$\overrightarrow{n_O^a} = \frac{\overrightarrow{n_O^C} \wedge \overrightarrow{n_O^D}}{\left\| \overrightarrow{n_O^C} \wedge \overrightarrow{n_O^D} \right\|} \qquad \text{(II. 13)}$$

où $\overrightarrow{n_O^a}$ est le vecteur de direction d'arête, normé et correspondant au vecteur normal au plan de orthogonal (*Po*). La base orthonormée liée au plan orthogonal (*Po*) peut être ensuite déterminée en prenant la vitesse effective (*Ve*) comme référence :

$$\left(e_r, e_\theta, e_z\right) = \left(\frac{-\overrightarrow{Ve}}{\left\|\overrightarrow{Ve}\right\|}, \frac{\overrightarrow{Ve}}{\left\|\overrightarrow{Ve}\right\|} \wedge \overrightarrow{n_O^a}, \overrightarrow{n_O^a} \right) \qquad \text{(II. 14)}$$

Les vecteurs normaux aux surfaces de références que sont la face de coupe et la face de dépouille doivent être préalablement définis. Dans son étude, Dargnat [14] effectue pour cela le produit vectoriel des deux vecteurs tangents à la section du foret dans le plan de référence. Ces vecteurs tangents sont obtenus par dérivation. Jrad [12] quant à lui met en avant la fonction gradient qu'il applique respectivement à la face de coupe et à la face de dépouille de l'outil afin d'en extraire les vecteurs normaux. Pour le cas particulier de l'outil de forage BTA, les vecteurs normaux unitaires peuvent être calculés par les relations suivantes :

$$\overrightarrow{n_O^C} = \frac{\nabla C}{\|\nabla C\|} = \frac{C_x' \overrightarrow{e_x} + C_Y' \overrightarrow{e_y} + C_z' \overrightarrow{e_z}}{\sqrt{C_x'^2 + C_Y'^2 + C_z'^2}} \qquad \text{(II. 15)}$$

et

$$\overrightarrow{n_O^D} = \frac{\nabla D}{\|\nabla D\|} = \frac{D_x' \overrightarrow{e_x} + D_Y' \overrightarrow{e_y} + D_z' \overrightarrow{e_z}}{\sqrt{D_x'^2 + D_Y'^2 + D_z'^2}} \qquad \text{(II. 16)}$$

2.1.5. Définition de la géométrie effective de coupe

Au point de coupe considéré, la vitesse effective (*Ve*) correspond à la vitesse relative de l'outil par rapport au composant usiné (*Figure II. 20*).

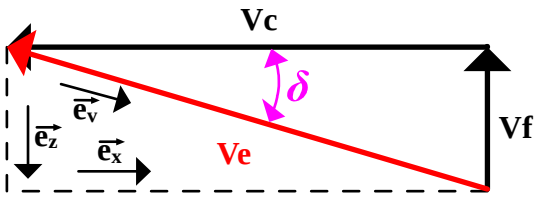


Figure II. 20. Triangle des vitesses au point de coupe considéré (Lij)

En introduisant la notion vectorielle, cette vitesse relative s'exprime de la façon suivante :

$$V_e = -V_{Lij} \overrightarrow{e_\theta} - V_f \overrightarrow{e_z} \qquad \text{(II. 17)}$$

donc

$$|V_e| = \sqrt{V_{Lij}^2 + V_f^2} \qquad \text{(II. 18)}$$

avec

$$V_{Lij} = \frac{2.\pi.N.r}{60000}[m/s] \qquad \text{(II. 19)}$$

et

$$V_f = \frac{N.f}{60000}[m/s] \qquad \text{(II. 20)}$$

Le vecteur unitaire correspondant à la direction de la vitesse de coupe effective (*Ve*) au point de coupe considéré. Il est alors défini comme suit :

$$\overrightarrow{e_V} = \frac{V_{Lij}\overrightarrow{e_\theta} + V_f \overrightarrow{e_z}}{V_e} = \cos\delta\overrightarrow{e_\theta} + \sin\delta\overrightarrow{e_z} \qquad \text{(II. 21)}$$

avec

$$\tan\delta = \frac{V_f}{V_{Lij}} = \frac{f}{2.\pi.r} \qquad \text{(II. 22)}$$

L'angle d'inclinaison de la vitesse effective (δ) ainsi défini va directement conditionner la géométrie locale de coupe de l'outil en travail. Il devient alors intéressant de considérer la géométrie de l'outil en travail afin de caractériser l'influence des paramètres de coupe sur la nature du contact outil/matière usinée.

2.1.6. Calcul des angles d'outils en travail

Les angles de coupe qui caractérisent la géométrie active de l'outil pendant l'usinage, sont définis des plans de projection. Les deux principaux angles de coupe que sont l'angle de coupe (γ) et l'angle de dépouille (α), seront définis - pour le cas particulier de l'étude cinématique de la coupe du procédé de forage - dans le plan orthogonal (*Po*). A noter que les modèles les plus couramment utilisés pour la modélisation des usinages, utilisent une section locale de coupe située dans le plan orthogonal (*Po*) car ayant un lien avec la direction d'écoulement du copeau, laquelle est selon Oxley [13], pour rappel, perpendiculaire à l'arête tranchante pour le cas particulier de la coupe orthogonale. A noter que ce cas de figure vaut pour cette étude car l'outil BTA analysé présente un angle d'inclinaison d'arête (λ_s) nul. Ainsi, les deux principaux angles de coupe sus cités sont caractérisés (*Figure II. 21*) grâce aux projections des vecteurs normaux aux surfaces de coupe, et des vecteurs caractéristiques de la cinématique de l'outil, à savoir la vitesse de coupe (*Vc*) et la vitesse d'avance (*Vf*). Il est alors possible de calculer, selon la définition de l'angle qui sépare deux vecteurs, la valeur des angles de coupe en travail (γ_e et α_e). Le calcul en question fait donc intervenir le vecteur de la vitesse effective (*Ve*) et les vecteurs normaux respectifs de chacune des faces de coupe ($\overrightarrow{n_O^C}$ et $\overrightarrow{n_O^D}$). Les angles de coupe en travail (γ_e et α_e) se déterminent de la façon suivante :

$$\gamma_e = \cos^{-1}\left(\frac{\overrightarrow{n_O^C}.\overrightarrow{Ve}}{\left\|\overrightarrow{n_O^C}\right\|.\left\|\overrightarrow{Ve}\right\|}\right) \qquad \text{(II. 23)}$$

$$\alpha_e = \cos^{-1}\left(\frac{\overrightarrow{n_O^D}.\overrightarrow{Ve}}{\left\|\overrightarrow{n_O^D}\right\|.\left\|\overrightarrow{Ve}\right\|}\right) - \frac{\pi}{2} \qquad \text{(II. 24)}$$

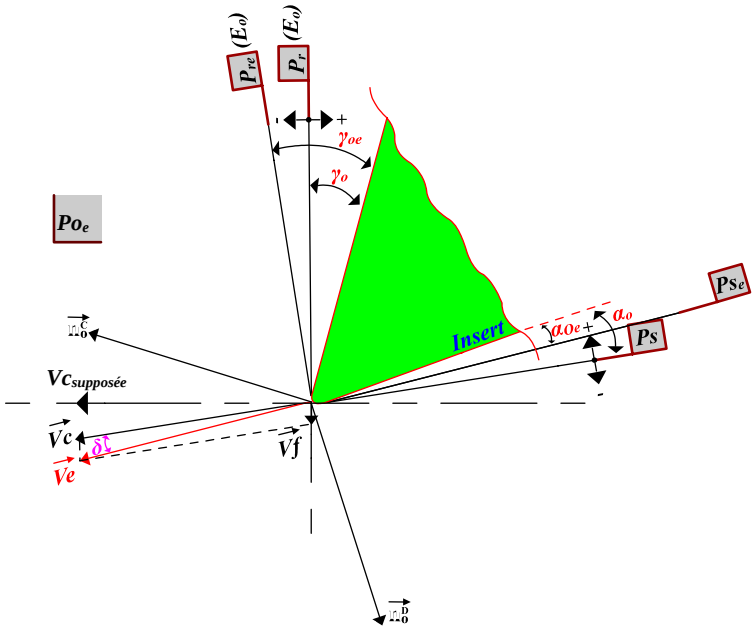


Figure II. 21. Représentation schématique anamorphosée du positionnement des vecteurs normaux aux faces de coupe et de l'angle de coupe (γ) et dépouille (α)

2.2. Analyse cinématique de la coupe

Pour cette partie, une étude paramétrique a été réalisée. Celle-ci vise à caractériser l'influence des deux principaux paramètres de coupe (Vc et f) sur l'évolution de l'angle de coupe effectif (γ_{oe}) et de l'angle de dépouille effectif (α_{oe}) dans le plan orthogonal effectif (P_{oe}). Les trois paramètres en question sont caractéristiques de l'outil en travail. Pour disposer d'une étude la plus complète possible, une comparaison des résultats obtenus par mesures et par calculs a été effectuée :

- **Angles de coupe obtenus par calculs :** une routine a été développée sous Matlab® à cet effet. Une discrétisation élémentaire de l'arête de coupe considérée, d'une valeur d'un dixième de millimètre a été prise en compte.
- **Angles de coupe obtenus par mesures :** la valeur des angles, caractéristique de l'outil en travail, a été relevée directement dans le fichier CAO de l'outil numérisé, et après paramétrage des plans de coupe, des angles de coupe et des paramétres de coupe. Pour cette approche, *deux configurations différentes* de l'outil ont été considérées :
  La première configuration (relevés identifiés par ○ sur les graphiques dans la *Figure II. 26* et *Figure II. 27*) correspond à celle d'un outil BTA neuf et numérisé en l'état. Pour précision, l'outil en question répond au cahier des charges de l'industriel partenaire de ces travaux et utilisateur final de l'outil pour la production de certains composants.

La deuxième configuration (relevés identifiés par △ sur les graphiques dans la *Figure II. 26* et *Figure II. 27*) reprend quant à elle les caractéristiques de la première configuration, à ceci prêt que les parties actives de coupe (face de coupe et de dépouille) ont été redéfinies selon les spécifications originales du fabricant. Dans cette configuration, l'outil présente donc une définition géométrique théoriquement parfaite des parties actives de coupe.

La numérisation de l'outil BTA a été effectuée avec un système de mesure topométrique 3D OptoTOP-HE de marque BREUCKMANN, associé au logiciel de traitement d'images 3D OPTOCAT de la même marque. L'ensemble de ce matériel est présent sur le site du GIP-InSIC à Saint-Dié-des-Vosges. La taille de l'outil de coupe a nécessité l'emploi d'un champ de type HE-50. Le système utilisé fonctionne sur le principe de projection de lumière structurée faisant appel à la technique du moiré par décalage de phase. Il s'agit d'une technique de triangulation optique et projection de franges (c'est à dire des raies claires et sombres alternées, *Figure II. 22*), codage de lumière et analyse d'images. Une caméra CCD capte l'image de l'objet, puis la projection d'une séquence de code de GRAY et de 4 images de franges à décalage de phase connu afin de déterminer pour chaque point la différence de hauteur.

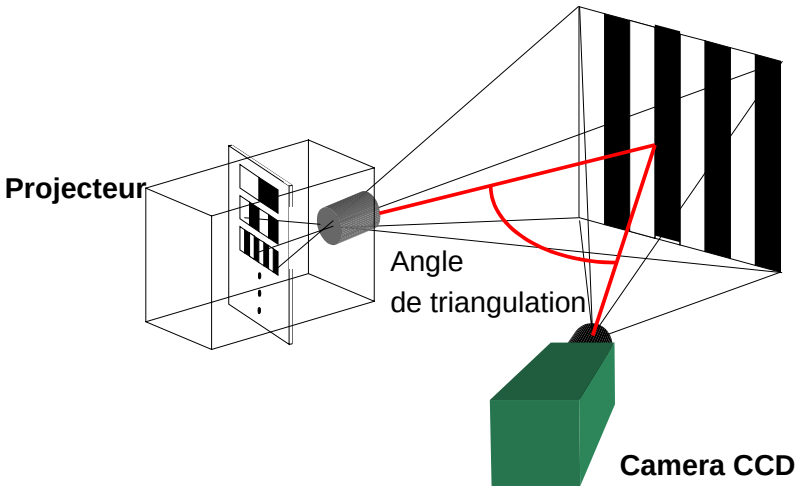


Figure II. 22. Schéma de principe de numérisation du système Breuckmann

Le dispositif utilisé ayant permis la numérisation se trouve ainsi composé des éléments suivants (*Figure II. 23*) :

- Une caméra CCD (certains dispositifs disposent de plus d'une caméra),
- Un projecteur de franges de lumière,
- Un ordinateur équipé du logiciel OPTOCAT.



Figure II. 23. Dispositif de numérisation

Plusieurs prises de vue, par ailleurs fusionnées via un algorithme de recalage du logiciel OPTOCAT, ont été nécessaires à l'acquisition complète de la géométrie 3D de l'outil BTA. Les images alors combinées se trouvent sous forme d'un nuage de points (*Figure II. 24*). La précision des mesures obtenues à partir de l'objet numérisé à l'aide de ce dispositif est de l'ordre de 6µm.

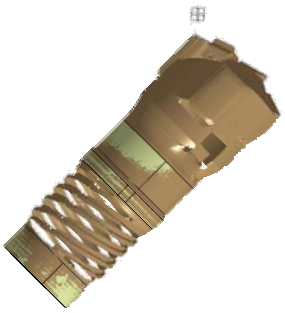


Figure II. 24. Nuage de points issu de la numérisation de l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

A partir du nuage de points, une phase de rétro-conception de l'outil a été nécessaire. Cette opération a été réalisée à l'aide du logiciel de CAO CATIA. Ainsi, tous les éléments surfaciques caractéristiques de la géométrie de l'outil ont été reconstruits (*Figure II. 25*). A l'issue de cette étape l'outil BTA est prêt pour être exploité dans le cadre des mesures des angles effectifs de coupe, après avoir bien évidement paramétré numériquement les conditions de coupe à explorer.

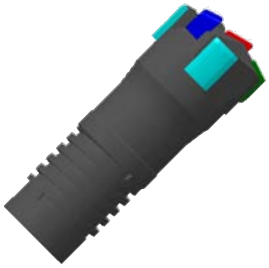


Figure II. 25. Outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) rétro-conçu

Une étude paramétrique a permis d'explorer un total de huit vitesses de coupe (Vc) et huit avances par tour (f), avec comme point de départ les paramètres de coupe (Vc et f) utilisés par l'industriel partenaire de cette étude et utilisateur de l'outil concerné. Les paramètres ont été pour un tiers variés à la baisse et pour deux tiers variés à la hausse, et ce selon une évolution constante fixée en pourcentage. Un domaine, volontairement large, de paramètres de coupe a ainsi été testé.

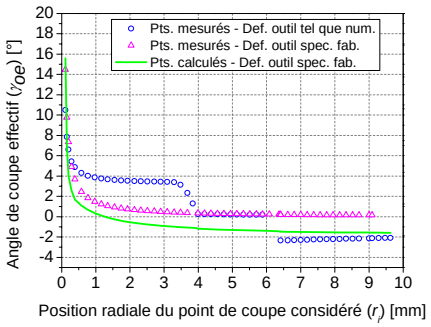
La différence entre les deux types de résultats qui concernent l'approche par mesure et par modélisation géométrique est commentée. Des comparaisons avec des résultats issus de la littérature sont présentées. L'ensemble des résultats est présenté sous forme de graphiques dans la *Figure II. 26* et *Figure II. 27*.

Pour une meilleure analyse des résultats il faut savoir que, concernant la configuration géométrique des trois dents, celles-ci sont théoriquement alignées avec l'axe radial de l'outil. A savoir également que :

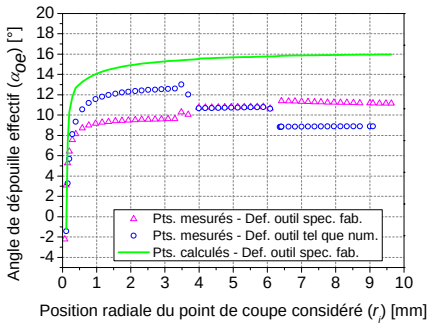
- La dent centrale opère sur une longueur radiale comprise entre l'axe de l'outil, donc son centre théorique, et 4mm,
- La dent intermédiaire opère sur une longueur radiale comprise entre 4mm et 6,4mm,
- La dent externe opère sur une longueur radiale comprise entre 6,4mm et 9,64mm.

Pour rappel, l'hypothèse que chaque dent ne contient pas de rayon d'arête (r_β) a été formulée. L'arête de coupe est donc considérée comme parfaitement rectiligne. Cette hypothèse simplifie les calculs et les mesures sans modifier considérablement la précision des résultats.

Vc = 69 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

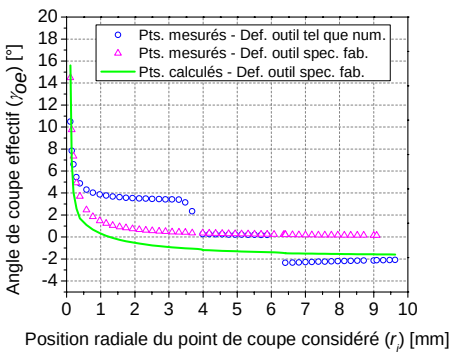


(a)

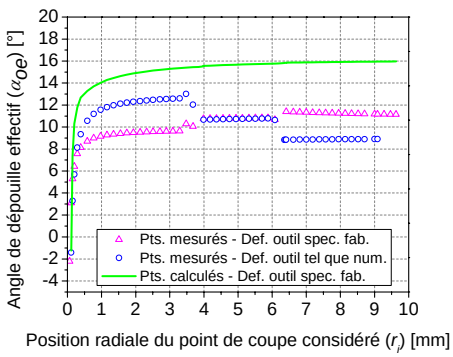


(b)

Vc = 77 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

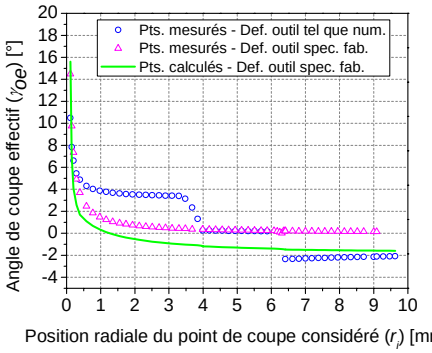


(c)

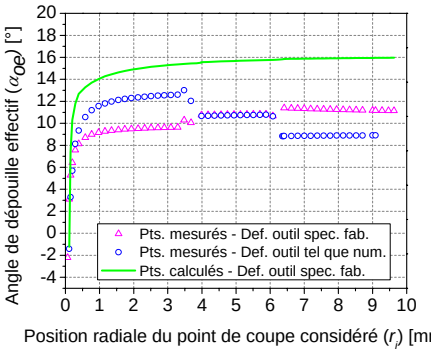


(d)

Vc = 85 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

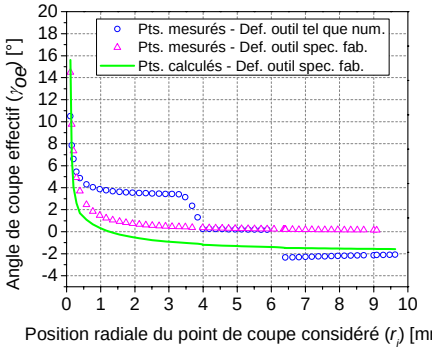


(e)

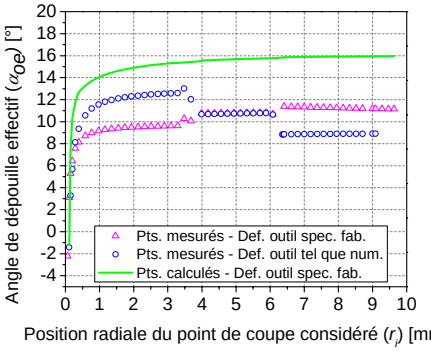


(f)

Vc = 94 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

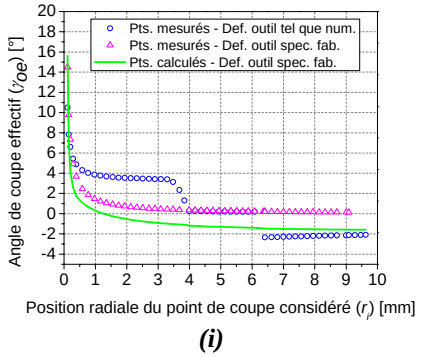


(g)

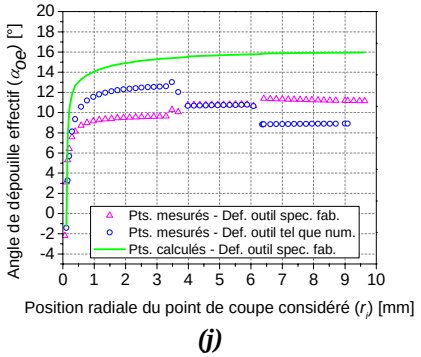


(h)

Vc = 102 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

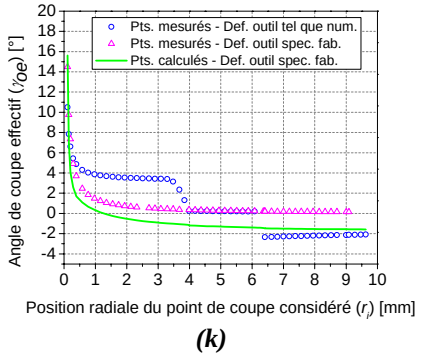


(i)

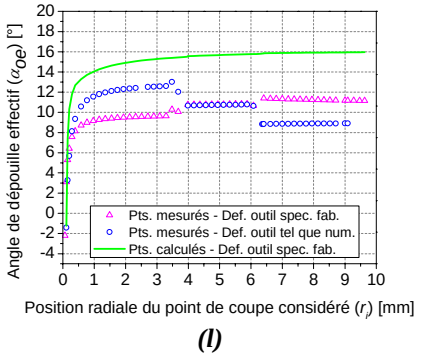


(j)

Vc = 111 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

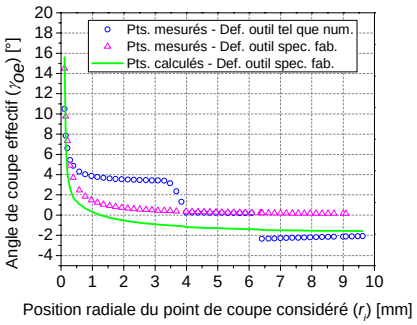


(k)

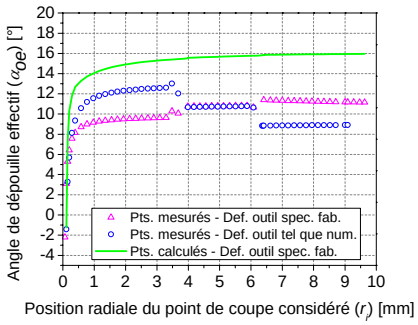


(l)

Vc = 119 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

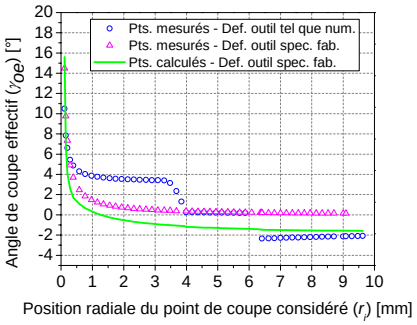


(m)

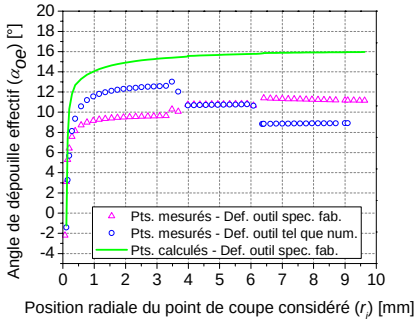


(n)

Vc = 128 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}



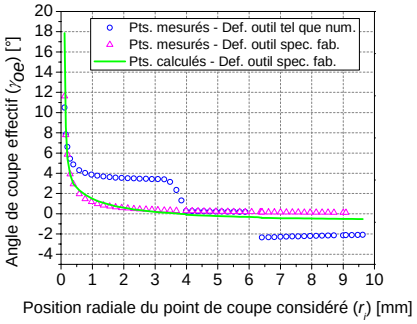
(o)



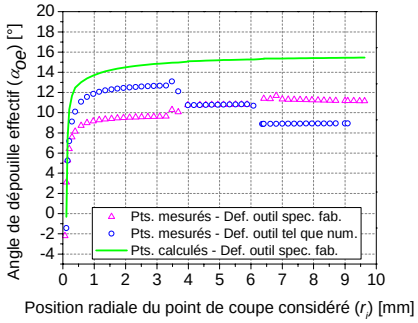
(p)

Figure II. 26. Caractérisation pour un outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA), de l'évolution de l'angle de coupe (γ_{oe}) et de l'angle de dépouille (α_{oe}) en fonction de la position radiale de la section de coupe (Po_e) considérée et pour différentes vitesses de coupe (Vc)

Vc = 85 m.min^{-1} **f = 0,129 mm.tr^{-1}**

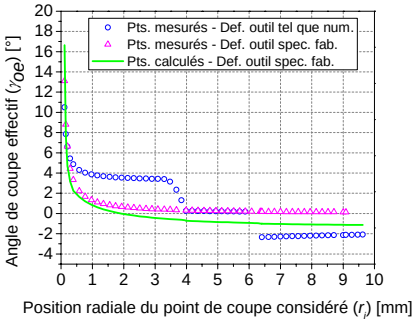


(a)

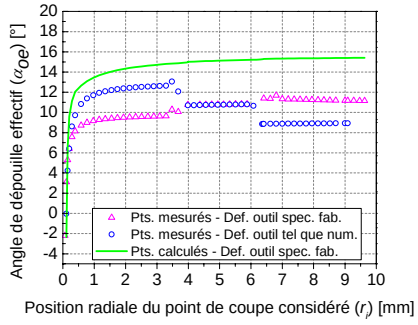


(b)

Vc = 85 m.min^{-1} **f = 0,146 mm.tr^{-1}**

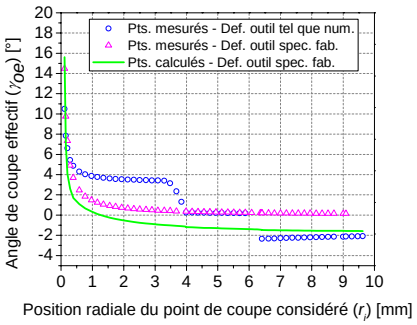


(c)

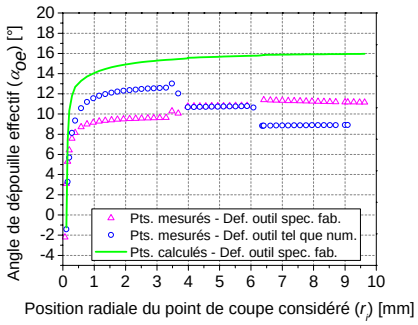


(d)

Vc = 85 m.min^{-1}
f = 0,162 mm.tr^{-1}

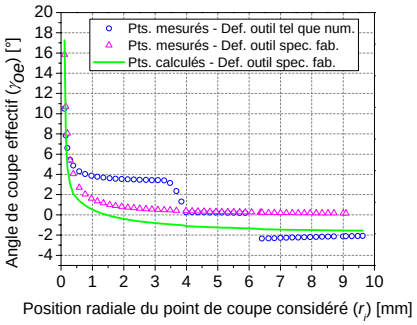


(e)

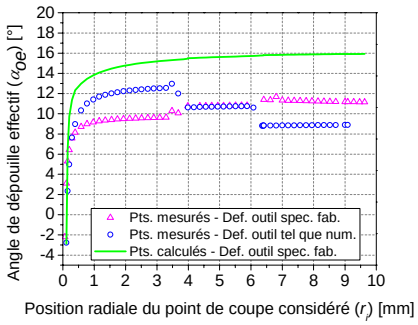


(f)

Vc = 85 m.min^{-1}
f = 0,178 mm.tr^{-1}

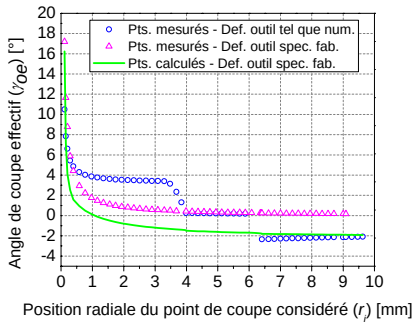


(g)

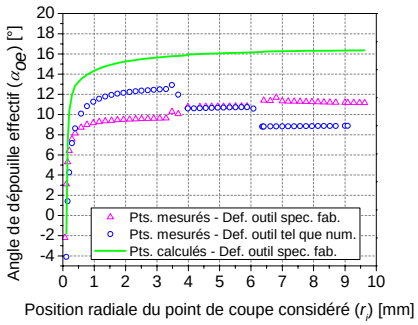


(h)

Vc = 85 m.min^{-1}
f = 0,194 mm.tr^{-1}

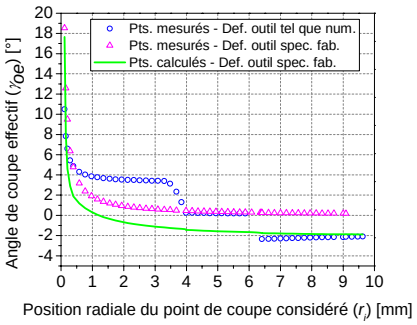


(i)

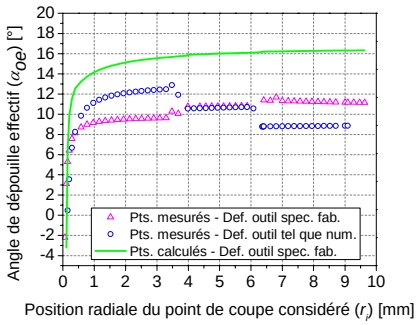


(j)

Vc = 85 m.min^{-1}
f = 0,210 mm.tr^{-1}



(k)



(l)

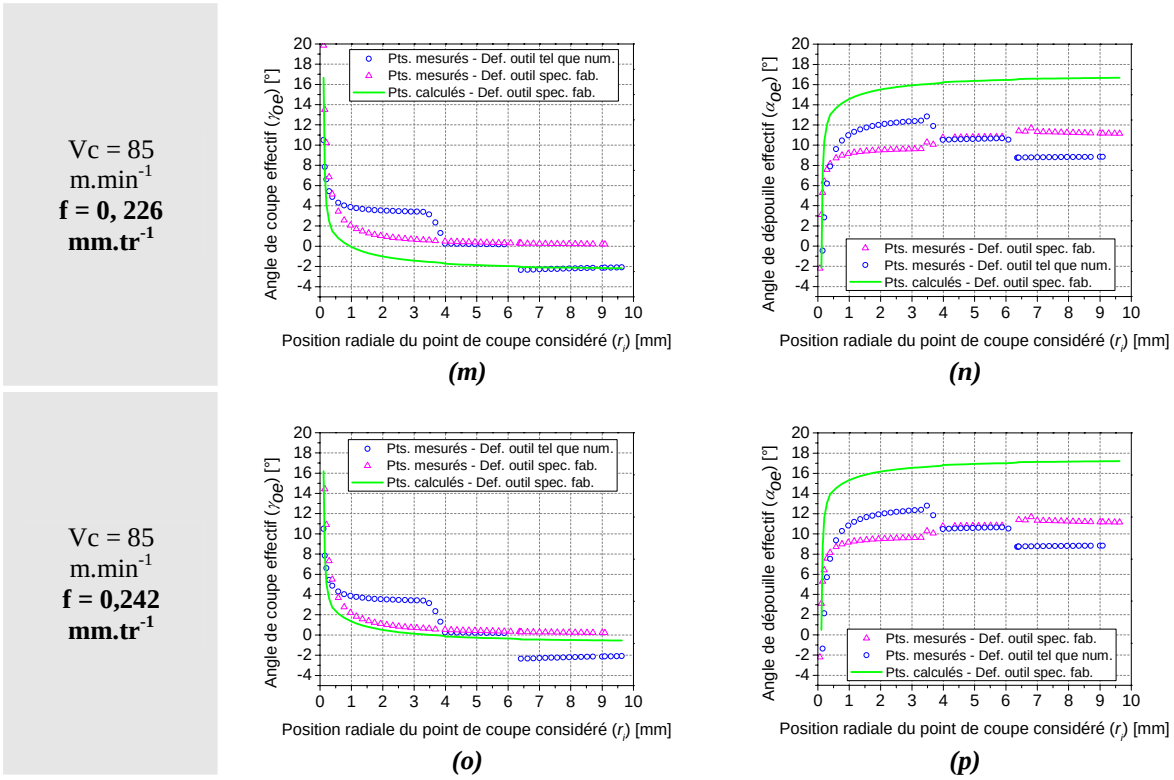


Figure II. 27. Caractérisation pour un outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA), de l'évolution de l'angle de coupe (γ_{oe}) et de l'angle de dépouille (α_{oe}) en fonction de la position radiale de la section de coupe (Po_e) considérée et pour différentes avances par tour (f)

De façon générale, les résultats montrent une tendance identique mais une corrélation aléatoire entre les valeurs calculées et celles obtenues par mesure. Ceci peut trouver son explication dans le fait que différents types d'erreurs géométriques peuvent être liées à l'outil numérisé, à savoir que des erreurs géométriques peuvent être induites par :

- La réalisation/production de l'outil par le fabricant,
- La phase de numérisation de l'outil, donc des erreurs directement liées à l'utilisation et à la précision du système d'acquisition,
- La phase de rétro-conception de l'outil, donc de la reconstruction des différentes surfaces utiles.

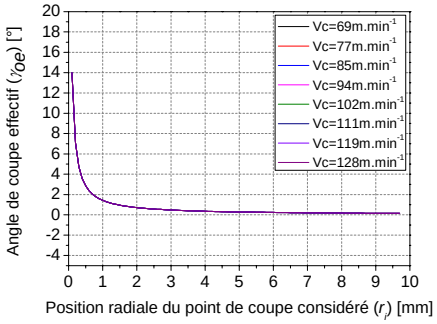
Pour une analyse la plus complète possible, la synthèse des résultats obtenus par calcul a été réalisée et présentée dans la *Figure II. 28*. Cela permet de constater que les angles de coupe effectifs, caractéristiques de l'outil en travail, ne présentent pas de sensibilité à l'influence de la vitesse de coupe (Vc : *Figure II. 28* – (a) et (b)). Hors pour rappel, la vitesse effective (Ve) évolue relativement à la vitesse de coupe (Vc) et à la vitesse d'avance (Vf). L'effet de la vitesse de coupe (Vc) sur le domaine dans lequel vont évoluer les angles de coupe effectifs est donc logiquement nul. En revanche, l'effet de la variation de la vitesse de coupe locale (Vc_i) en fonction de la position radiale du point de coupe considéré influe directement sur l'évolution des angles de coupe effectifs. Dans une zone comprise entre l'axe longitudinal de

l'outil et une position sur le rayon de l'outil égale à 1mm, les angles de coupe effectifs évoluent brutalement car précisément dans cette zone, les vitesses de coupe locales (Vc_i) tendent vers des valeurs nulles.

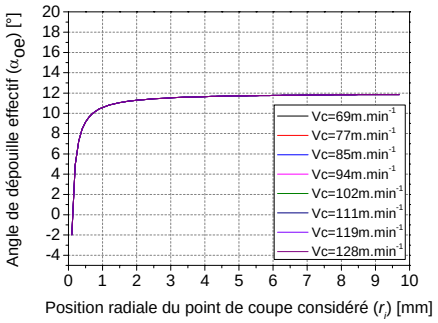
L'évolution des angles de coupe effectifs présentent cependant une sensibilité plus importante à l'avance par tour (f : *Figure II. 28* – (c) et (d)). Plus la valeur de l'avance par tour (f) va être importante et plus le domaine dans lequel évolue les angles effectifs de coupe va être important. Ainsi, pour éviter par exemple des phénomènes tel que le talonnement, il faudra préférer des avances par tour (f) moins importantes. Une autre solution pourrait être d'adapter localement la configuration géométrique de l'outil.

Dans tous les cas de figures explorés, une tendance identique apparaît (*Figure II. 28*). Sur l'axe radial de l'outil, dans une zone comprise entre l'axe de l'outil longitudinal et environ 1mm, la valeur des angles effectifs (γ_{oe} et α_{oe}) augmente rapidement et atteint des valeurs importantes. Cela résulte notamment du fait que dans cette zone, les vitesses de coupe locales (Vc_i) tendent vers des valeurs nulles. Les risques de talonnements deviennent alors importants. Guibert [5] précise à ce sujet que dans cette zone, les vitesses de coupe locales (Vc_i), quasi nulles du fait de la valeur très faible du rayon, ne permettent pas de cisailler la matière. Il n'y a donc pas de phénomène d'enlèvement de matière mais d'indentation, autrement dit de refoulement de la matière. La matière se retrouve alors simplement repoussée vers l'extérieur de la zone en question. Il s'agit d'une déformation plastique de la matière usinée.

Vc = diff. valeurs
f = 0,162mm.tr^{-1}

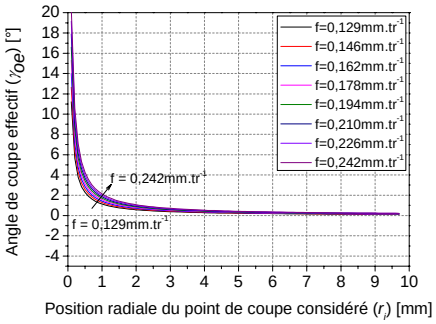


(a)

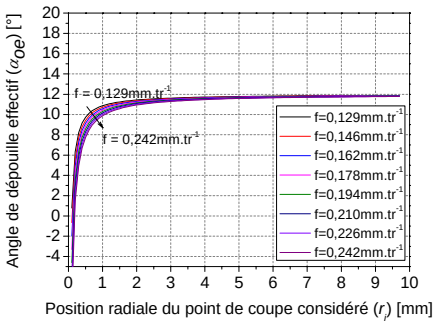


(b)

Vc = 85m.min^{-1}
f = diff. valeurs



(c)



(d)

Figure II. 28. Synthèse des résultats obtenus par les calculs des angles effectifs de coupe (a) et (c) et de dépouille (c) et (d), pour un outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA), en fonction de la position radiale de la section de coupe (P_{oe}) considérée et pour différents paramètres de coupe (Vc et f)

3. Conclusions

Dans cette partie, les principes fondamentaux de la définition géométrique d'un outil coupant ont été traités et appliqués au cas particulier du forage avec système BTA. Ce travail a permis de souligner l'importance de la définition géométrique de l'outil BTA lors du processus d'usinage par forage.

L'étude du mouvement des parties actives de l'outil BTA a permis de mettre en évidence l'influence des principaux paramètres (Vc et f) qui régissent la cinématique de la coupe de ce procédé d'usinage.

L'approche originale proposée dans ce chapitre a permis de caractériser l'évolution des angles effectifs de coupe (γ_{oe} et α_{oe}) caractéristiques de l'outil en travail. La forte interaction mécanique entre l'outil, sa géométrie et la pièce usinée a ainsi été mis en évidence. Cette démarche particulière peut avantageusement permettre de rationaliser les différentes approches expérimentales, que cela soit pour un utilisateur industriel ou pour un fabricant d'outil BTA.

En outre, la modélisation CAO réalisée a été testée et approuvée comme étant une solution efficace lorsqu'il s'agit de mettre en œuvre l'outil BTA à partir de son existant physique ou alors directement à partir du fichier numérique fourni par le fabricant. Elle permet également de disposer rapidement de résultats directement exploitables. Cette démarche permet également de valider ou d'invalider la démarche d'étude cinématique de la coupe dont les résultats sont obtenus par calcul.

Les résultats obtenus par calcul ont permis de caractériser précisément la géométrie effective de l'outil BTA (γ_{oe} et α_{oe}) pour différents paramètres de coupe (Vc et f).

L'étude fonctionnelle de l'outil BTA a permis de rendre compte de la géométrie effective de coupe et de son influence sur le processus physique d'usinage. La modélisation des efforts de coupe se doit donc d'intégrer la géométrie effective de coupe. Sachant que la détermination des efforts de coupe opérant pendant le processus de coupe pourrait permettre d'apporter un niveau supplémentaire de compréhension des phénomènes physique de coupe, et de contribuer également à la démarche globale de rationalisation des approches expérimentales.

-o-o-o-o-o-o-o-

Page délibérément blanche…

4. Références bibliographiques du Chapitre II

1. C. Bedrin, *Principes fonctionnels de l'usinage.* 1976.

2. C. Barlier, *MEMOTECH Plus : Industrialisation & mécanique.* 2010.

3. S. Yaqub, *Proposition d'une démarche pour identifier les efforts de coupe en présence de talonnage.* Thèse de l'Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers, 2010.

4. V. Thevenot, *Contribution à la maîtrise des phénomènes vibratoires en usinage de parois minces : Application à l'usinage de pales aéronautiques.* 2005.

5. N. Guibert, *Etude et modélisation de l'influence des phénomènes de coupe sur les performances du forage vibratoire.* Thèse de l'universite Joseph Fournier de Grenoble 1, 2008.

6. Y. Altintas, M. Eynian, and H. Onozuka, *Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping.* Manufacturing Technology, 2008. 57, p. 371-374.

7. A. Crolet, *Contribution à l'étude de l'influence du comportement vibratoire du système "Pièce-Outil-Machine" sur la qualité de surface obtenue en tournage de superfinition.* Thèse de l'Institut National Polytechnique de Lorraine, 2008.

8. P. Albrecht, *New developpments in the theory of metal-cutting process, Part 1 : The Ploughing Process in Metal Cutting.* ASME Journal of Engineering for Industry, 1960, p. 348-358.

9. N. H. Cook, *Manufacturing analysis.* MA : Addison Wesley Publishing Co., 1966.

10. J. A. Bailey, *Friction in metal machining - Mechanicals aspects.* Wear, 1975. 31, p. 243-275.

11. G. Peigne, *Etude et simulation des effets dynaliques de la coupe sur la stabilité et la qualité géométrique de la surface usinée : application au fraisage de profil.* 2003, p. 161.

12. M. Jrad, *Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale.* Thèse de l'universite de Metz, 2007.

13. P. L. B. Oxley, *Modelling machining processes with a view to their optimization.* 1988.

14. F. Dargnat, *Modélisation semi-analytique par approche énergétique du procédé de perçage de matériaux monolithiques.* Thèse de l'universite de Bordeaux I, 2006.

Page délibérément blanche…

CHAPITRE III

ÉTUDES EXPÉRIMENTALES POUR LA CARACTERISATION DU PROCÉDÉ DE FORAGE BTA

Sommaire

1. DEMARCHE EXPERIMENTALE UTILISEE : METHODOLOGIE DU C.O.M. 109
2. CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU PROCEDE DE FORAGE BTA 113
   2.1. Dispositif expérimental.....114
      2.1.1. Centre d'usinage 114
      2.1.2. Echantillon.....114
      2.1.3. Outil de coupe 116
      2.1.4. Protocole 116
   2.2. Analyse préliminaire de l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux en forage BTA 117
      2.2.1. Evaluation de la morphologie des copeaux.....117
      2.2.2. Analyse de la morphologie des copeaux issus du forage BTA 120
      2.2.3. Analyse quantitative de la morphologie des copeaux 126
      2.2.4. Discussion sur le choix des paramètres de coupe optimaux en forage BTA avec comme critère de décision le morphotype de copeaux générés...131
   2.3. Conclusions 133
3. CARACTERISATION EXPERIMENTALE PAR DES ESSAIS DE LABORATOIRE 135
   3.1. Dispositif expérimental.....135
      3.1.1. Machine Outil 135
      3.1.2. Echantillon.....135
      3.1.3. Outil de coupe 136
      3.1.4. Surveillance de l'usinage 137
      3.1.5. Protocole 140
   3.2. Analyse préliminaire de l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des efforts de coupe et de la température de l'outil 141
      3.2.1. Proposition d'une nouvelle démarche analytique de l'évolution de la température de l'outil en cours d'usinage 141
      3.2.2. Effet des conditions de coupe sur l'évolution des efforts de coupe 149
   3.3. Conclusions 150
4. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE III 151

Page délibérément blanche…

Nomenclature du Chapitre III

Acronymes :

B.T.A. :	Boring Trepanning Association (en Français : association de l'alésage et du trépanage) [/]
S.T.S. :	Single Tube System (en Français : barre d'alésage à simple paroi) [/]
D.T.S. :	Double Tube System (en Français : barre d'alésage à double paroi) [/]
C.O.M. :	Couple Outil Matière [/]
Z.C.P. :	Zone de Cisaillement Primaire [/]
Z.C.S. :	Zone de Cisaillement Secondaire [/]
Z.C.T. :	Zone de Cisaillement Tertiaire [/]
D.C. :	Dent Centrale [/]
D.I. :	Dent Intermédiaire [/]
D.E. :	Dent Externe [/]
C.C.R. :	Chip Compression Ratio (en Français : rapport de compression du copeau) [/]
C.F.R. :	Chip Fragmentation Ratio (en Français : rapport de fragmentation du copeau) [/]

Paramètres de coupe :

ap :	Profondeur de passe (dans le cas d'une opération de perçage : ap=R) [mm]
N :	Fréquence de rotation de l'outil de coupe [$tr.min^{-1}$]
f :	Avance par tour de l'outil de coupe [$mm.tr^{-1}$]
Vf :	Vitesse d'avance de l'outil de coupe [$mm.min^{-1}$]
Vc :	Vitesse de coupe de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
Ve :	Vitesse de coupe effective de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
Lu :	Longueur d'usinage [mm]
Q :	Volume de matière enlevée par l'outil de coupe [$cm^3.min^{-1}$]
q :	Débit du fluide de coupe [$l.min^{-1}$]
S_c, A_D :	Section du copeau [mm^2]
ω :	Vitesse angulaire de l'outil de coupe [$rad.s^{-1}$]

Paramètres de l'outil de coupe :

Ø, d :	Diamètre de l'outil de coupe [mm]
r_c :	Rayon de la dent centrale [mm]
r_i :	Rayon de la dent intermédiaire [mm]
r_e :	Rayon de la dent externe [mm]

r_β : Rayon d'arête de l'outil de coupe [mm]

w_c : Largeur effective de prise matière de la dent centrale [mm]

w_i : Largeur effective de prise matière de la dent intermédiaire [mm]

w_e : Largeur effective de prise matière de la dent externe [mm]

Vb : Usure en dépouille de l'outil de coupe [mm]

Kt : Usure en cratère de l'outil de coupe [mm]

T : Durée de vie de l'outil de coupe [min]

Paramètres physiques de la coupe :

Kc : Coefficient spécifique de coupe [N.mm^{-2} ou MPa]

$Kc,c_{(Mc)}$: Coefficient spécifique de coupe relatif au couple de perçage [N.mm^{-2} ou MPa]

$Kc,c_{(Pc)}$: Coefficient spécifique de coupe relatif à la puissance de coupe consommée [N.mm^{-2} ou MPa]

Kc,f : Coefficient spécifique de coupe relatif à l'effort d'avance [N.mm^{-2} ou MPa]

Mc, Mz : Couple de perçage [N.m]

Fc : Effort de coupe [N]

Fa : Effort d'avance [N]

Fr : Effort radial [N]

Pc : Puissance de coupe [W]

Paramètres géométriques de la coupe :

Pr : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan de référence [/]

Po : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan orthogonal [/]

Ps : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan d'arête [/]

t_1 : Epaisseur du copeau non déformé [mm]

t_2 : Epaisseur du copeau déformé [mm]

γ_o : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle de coupe indiqué dans le plan orthogonal, outil en main [°]

α_o : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle de dépouille indiqué dans le plan orthogonal, outil en main [°]

δ_{oe} : Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle d'inclinaison de la vitesse de coupe effective indiqué dans le plan orthogonal, outil en travail [°]

ϕ, φ : Angle de cisaillement [°]

η : Angle de direction d'écoulement du copeau [°]

κ_r : Angle d'attaque ou direction d'arête [°]

Paramètres du matériau :

R_m : Résistance mécanique à température ambiante [MPa]

R_p : Résistance pratique à température ambiante [MPa]

R_p^t : Résistance pratique tempérée [MPa]

Q_{plas} : Flux de chaleur totale libéré dans le contact de frottement [W]

c : Capacité thermique massique [$J.Kg^{-1}.°C^{-1}$]

k : Conductivité thermique [$W.m^{-1}.C^{-1}$]

l : Longueur du copeau [mm]

w : Largeur du copeau [mm]

m_c : Masse du copeau [g]

ρ : Densité [$g.cm^{-3}$]

Page délibérément blanche…

Ce chapitre fait état de deux études expérimentales complémentaires visant à caractériser l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux, l'évolution des forces de coupe et l'évolution de la température de l'outil de coupe. La première étude relate une démarche expérimentale réalisée dans un contexte réel d'industrialisation du procédé (essais réalisés sur un site de production industrielle AREVA). Au cours de cette campagne d'essais, l'influence des paramètres de coupe sur la formation des copeaux a été caractérisée. Une seconde étude met en avant une démarche expérimentale de coupe orthogonale (essais réalisés au sein du laboratoire technologique CIRTES). L'objectif de cette démarche est de caractériser l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des efforts de forage BTA. Un modèle représentant l'évolution des efforts de coupe a ensuite été défini. Ces deux approches expérimentales sont partiellement basées (définition des protocoles expérimentaux) sur la méthode normalisée du C.O.M.[1, 2] dont est rappelé en premier lieu, ci-après, le concept.

1. Démarche expérimentale utilisée : méthodologie du C.O.M.

Pour caractériser un procédé de fabrication par enlèvement de matière, il existe une méthode normalisée largement répandue connue sous le nom C.O.M., acronyme de Couple Outil Matière. Cette démarche normalisée vise à rendre la démarche expérimentale rationnelle et pragmatique, et est déclinée en plusieurs parties correspondant chacune aux principaux procédés de coupe, à savoir le fraisage [3, 4], le tournage [5, 6] et le perçage [1, 2]. Il n'existe pas de normalisation spécifique au cas du forage à proprement parlé. C'est pourquoi ces essais expérimentaux ont été conduits en respectant la normalisation du C.O.M. appliquée au cas particulier du perçage, et encadrée par la norme AFNOR NF E 66-520-7&8 [1, 2].

L'enjeu dans le processus d'usinage par enlèvement de matière à l'aide d'outil coupant, réside dans le paramétrage optimal de l'opération considérée. Cela concerne aussi bien le domaine de la recherche scientifique comme celui du milieu industriel. Outre ces différents aspects, cette méthodologie expérimentale permet de capitaliser des informations sur l'usinabilité des matériaux, nécessaires à une certaine pérennisation et aux développements des usinages dans les industries. Le principe fondateur de l'approche du C.O.M. [1, 2] repose sur la définition précise et la caractérisation d'un couple constitué du matériau usiné et de l'outil usinant.

La réalisation d'un protocole du C.O.M. [1, 2] consiste concrètement à caractériser le domaine de fonctionnement optimal d'un outil coupant, en tenant compte de paramètres de liaisons et de paramètres auxiliaires. Le domaine de fonctionnement est défini par les limites des paramètres d'utilisation de l'outil coupant, à savoir les bornes minimums et maximums de :

- **La profondeur de passe ‘’** ap **’’** (invariable pour le cas du perçage) **[mm]**,
- **La vitesse de coupe ‘’** Vc **’’ [m.min^{-1}]**,
- **L’avance par tour ‘’** f **’’ [mm.tr^{-1}]**,
- **La durée de vie ‘’** T **’’ [min]**.

A noter que les paramètres sus cités doivent être considérés indépendamment les uns des autres. Les paramètres de liaison décrivent quant à eux les interactions des paramètres limites, tout en sachant qu’il n’est pas possible d’utiliser tous les paramètres limites à leur maximum et/ou minimum en même temps. Les paramètres de liaison sont les suivants :

- **La section de coupe ‘’** Sc **’’ [mm²]**,
- **Le débit de matière ‘’** Q **’’ [cm^3.min^{-1}]**,
- **La déformation et le couple autorisé**,
- **Les exposants et constantes du modèle de Taylor**.

Concernant les paramètres auxiliaires, ceux-ci tiennent compte des caractéristiques des moyens de production. Ils doivent donc permettre de transposer, par calcul, des conditions de coupe d'un moyen de production à un autre. Pour le cas particulier du perçage cela peut se faire en calculant les efforts spécifiques de coupe $K_{c,f}$, $K_{c,c}(Mc)$ et/ou $K_{c,c}(Pc)$, donnés par :

$$K_{c,f} = \frac{2.Fa}{Sc} = \frac{2.Fa}{Ø_{\text{outil}}.f} \qquad \text{(III. 1)}$$

$$K_{c,c}(Mc) = \frac{8000.Mc}{\left(\left(Ø_{\text{outil}}\right)^2.f\right)} \qquad \text{(III. 2)}$$

$$K_{c,c}(Pc) = \frac{240.Pc}{Ø_{\text{outil}}.Vc.f} \qquad \text{(III. 3)}$$

La *Figure III. 1* schématise l’ensemble des étapes d’un COM [1, 2] pour le cas du tournage. Les données d’entrée décrivent les matériaux usinés et usinants ainsi que la géométrie de l’outil de coupe. Les données de sortie sont les valeurs limites (minimum et maximum) de chacun des paramètres de coupe ($Vc_{\min}, Vc_{\max}$, $f_{\min}, f_{\max}$, $ap_{\min}$, $ap_{\max}$, $T_{\min}, T_{\max}$) et les paramètres auxiliaires Kc_{ref} et mc. Pour exemple, dans le cas général du tournage, l’obtention de ces données de sortie s’effectue au travers de cinq activités principales (*Figure III. 1* : A1 à A5) :

- **A1 : déterminer le point de qualification**,
- **A2 : déterminer la plage de vitesses de coupe (**$Vc_{\min}$ **et** $Vc_{\max}$**)**,
- **A3 : déterminer la zone de fragmentation (** $f_{\min}$ **et** $f_{\max}$**)**,
- **A4 : quantifier l’usure (**$T_{\min}$ **et** $T_{\max}$**)**,
- **A5 : déterminer les paramètres auxiliaires (**$K_{c,c}$ **et** $K_{c,f}$**)**.

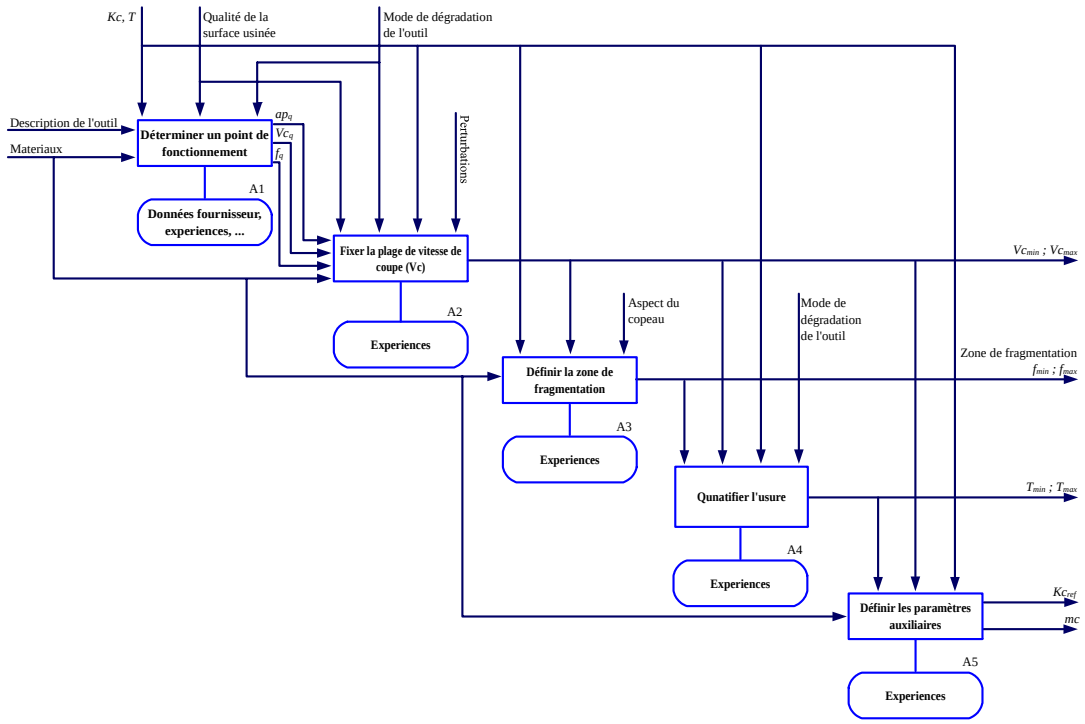


Figure III. 1. Analyse fonctionnelle descendante, type SADT, de la détermination d'un C.O.M. en perçage dans le plein [1, 2], d'après Deshayes [7]

Bissey [8] indique, et ce conformément à la normalisation en vigueur [1, 2], que la définition de la plage de fonctionnement d'un outil de coupe s'effectue en définissant expérimentalement un point de référence sur la courbe caractéristique de l'évolution des efforts spécifiques de coupe en fonction des principaux paramètres de coupe (*Figure III. 2*).

Ce point de référence doit être idéalement situé dans la plage dite de ''fonctionnement'' de l'outil de coupe considéré (*Figure III. 2*). Cette démarche vaut pour la caractérisation de la vitesse de coupe (Vc) ainsi que pour la caractérisation de l'avance par tour (f). La courbe qui permet de définir la plage de fonctionnement d'un outil de coupe peut être établie à l'aide du modèle suivant :

$$Kc = Kc_{ref} \, x \left(\frac{Vc_{ref}}{Vc} \right)^{mc} \qquad \text{(III. 4)}$$

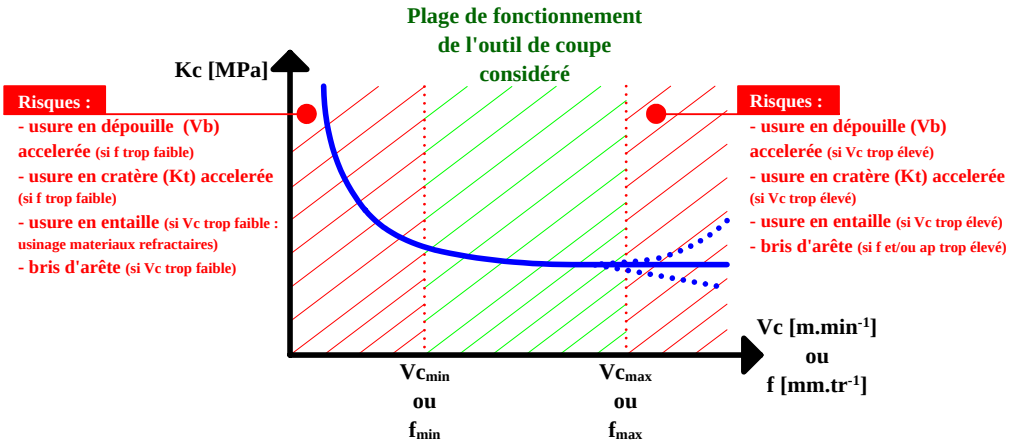


Figure III. 2. Allure générale de l'évolution des efforts spécifiques de coupe en fonction des principaux paramètres de coupe, d'après Bissey [8]

La borne minimum de la plage de fonctionnement peut être fixée graphiquement en considérant le point d'inflexion de la courbe (*Figure III. 2*). Ce dernier correspond à une zone où les efforts spécifiques de coupe, c'est-à-dire l'énergie nécessaire à l'outil pour cisailler la matière et former des copeaux, est minimum. Dans la pratique, la valeur de ce point peut être majorée d'environ 10% afin de tenir compte de l'influence aléatoire sur l'usinage de l'opérateur machine.

La méthodologie du C.O.M. [1, 2] appliquée au cas particulier du perçage dans le plein, prévoit également la caractérisation du taux maximal d'enlèvement de matière, notée « Q_{max} ».

Celui-ci est calculé à partir des valeurs des paramètres de coupe appartenant à la plage de fonctionnement pré-identifiée (*Figure III. 2*). Les formules permettant le calcul de « Q_{max} » sont détaillées dans le *chapitre I* (I.11 à I.14).

En dernier lieu de la démarche normalisée du C.O.M. [1, 2], interviennent des essais d'usure de l'outil considéré et ce dans la plage de fonctionnement pré-identifiée (*Figure III. 2*). Cette étape permet d'affiner le domaine de fonctionnement de l'outil. Le modèle de Taylor (III. 5) est généralement employé. Plusieurs expérimentations permettent dans ce cas de caractériser les coefficients (G, E, D) de ce modèle, lequel se définit comme suit avec C qui est une constante :

$$C = Vc.T^{G}.f^{E}.\left(\frac{Lu}{Ø_{outil}}\right)^{D} \qquad \text{(III. 5)}$$

2. Caractérisation expérimentale du procédé de forage BTA

Crolet [9] rappelle dans ses travaux un principe défini par la norme du C.O.M., à savoir que les conditions de coupe sont jugées stables et acceptables si, entre autres mesures, la forme et la couleur des copeaux sont constantes et répétitives. Or, en forage BTA la morphologie du copeau diffère selon la dent considérée (*Figure III. 3*).

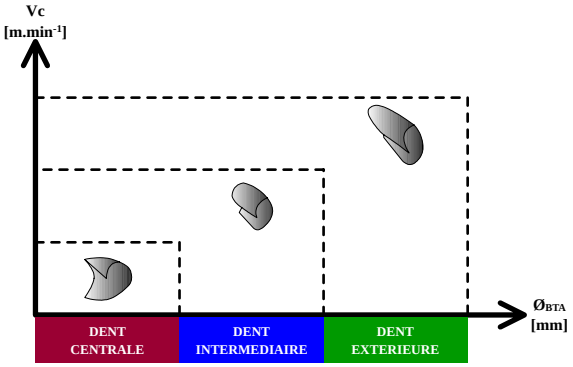


Figure III. 3. Morphologie des copeaux en fonctions de leur provenance, d'après Sandvik [10]

Ce phénomène résulte de la forte variation de la vitesse tangentielle le long de l'axe radial de l'outil. Il s'agit par ailleurs d'un sujet largement traité dans la littérature, dont [11-14], qui concerne le perçage conventionnel. S'agissant du forage BTA, dont la géométrie des parties actives de coupe se distingue par une géométrie particulière, la littérature n'a pas révélé d'études spécifiques concernant la morphologie de la matière usinée.

Ces travaux s'inscrivent dans ce contexte afin d'établir un lien entre les principaux paramètres de coupe et la morphologie des copeaux pour éventuellement, proposer une aide supplémentaire dans le choix et la détermination des paramètres de coupe optimaux. Pour cela, une campagne d'essais expérimentaux de forage a été organisée sur un site de production industrielle AREVA (pièce/outil/machine). Le site industriel AREVA concerné est celui de Chalon/Saint-Marcel (F-71). Il s'agit d'un site de production fournissant des équipements lourds aux centrales nucléaires et constitue également le plus grand site industriel du groupe.

Le but de cette approche expérimentale est de caractériser l'influence des paramètres de coupe sur le processus d'usinage et plus particulièrement sur la formation des copeaux. Des essais sur site ont été réalisés afin de prélever des échantillons de copeaux les plus représentatifs d'un usinage en condition réelle de production. La démarche normalisée du C.O.M. [1, 2] a été employée afin d'identifier et de mettre en œuvre un plan expérimental pragmatique.

2.1. Dispositif expérimental

2.1.1. Centre d'usinage

Un centre d'usinage horizontal multibroches (3 broches) de marque SASS et référencé par le fabricant sous le nom de MORANDO (*Figure III. 4*), a été mis à contribution pour la réalisation de ces essais. La commande numérique qui équipe ce centre d'usinage est une NUM 760.



Caractéristiques :

- Entre-axe broche réglable [mm] : 130 à 180
- Courses [mm] :
  - Axe X : 5 000
  - Axe Y : 3 500
  - Axe Z : 1 025
- Fréquences de rotation broche [$tr.min^{-1}$] : 200 à 3 400
- Vitesses d'avance [$mm.min^{-1}$] : 12,7 à 645
- Précision de positionnement machine [mm] : ±0,2

Figure III. 4. Centre d'usinage horizontal SASS MORANDO utilisé pour le forage avec technologie BTA-STS

Ce centre d'usinage est habituellement utilisé pour la réalisation d'opérations de forage profond avec système BTA-STS. Cela concerne l'usinage de plaques tubulaires en acier faiblement allié revêtues sur une face d'une couche d'inconel. Les plaques tubulaires en question sont localisées sur la partie basse des échangeurs de vapeur des réacteurs nucléaires et comportent entre 10 000 et 20 000 alésages. La longueur des usinages varie en fonction du type de réacteur mais reste comprise entre 500 et 1000 mm. Le volume de matière usinée lors de cette opération représente environ un quart de la masse de départ du composant. Une huile de coupe entière à la pression de 70 bars est utilisée pour cette opération.

2.1.2. Echantillon

Un bloc de matière réalisé sur demande chez le fournisseur matière a servi pour ces essais (*Figure III. 5*). Habituellement, ce type de bloc matière est utilisé pour le réglage machine ainsi que pour le test de nouvelles têtes. Il reprend les caractéristiques d'une plaque tubulaire en termes de propriétés du matériau et de longueur d'usinage.



Figure III. 5. Echantillon bloc matière d'acier faiblement allié 18MND5

L'échantillon est un acier faiblement allié bainitique 18MND5. Plusieurs études, dont [15-17], ont été réalisées sur un acier sensiblement identique, à savoir le 16MND5, qui se distingue par un taux de carbone légèrement plus faible mais dont le mode d'élaboration est identique. Les études en question traitent essentiellement des aspects qui concernent la ténacité du matériau. Toutefois, Vereecke [17] souligne que l'origine du manganèse qui compose ce matériau a été choisie afin d'améliorer la trempabilité et la soudabilité, mais également pour piéger les sulfures, lesquels forment alors les sulfures de manganèse. Cordebois [18] précise au sujet des sulfures de manganèse qu'ils jouent un rôle essentiel lors de la coupe car ils modifient en particulier le déroulement du cisaillement principal à la racine du copeau et les conditions de cisaillement secondaire. L'auteur précise aussi que les sulfures de manganèse contribuent à réduire les contraintes d'abrasion, et que des oxydes d'alumine apparaissant dans la phase de désoxydation de l'acier grâce à leurs capacités d'enrobage de ces oxydes lors de la cristallisation, grâce à leur faible dureté et leur grande ductilité. Vereecke [17] montre que le 18MND5 présente de bonnes caractéristiques mécaniques en traction (*Tableau III. 1*).

Densité	Dureté	$R_{p0,2}$ *(T° ambiante)*	$R^{t}_{p0,2}$ *(T° : 350°C)*	R_m *(T° ambiante)*
[g.cm^{-3}]	[HRC]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
7,8	<20	450	300	600

Tableau III. 1. Principales caractéristiques mécaniques de l'acier faiblement allié 18MND5, d'après Vereecke [17]

Ovono Ovono [19] rappelle quant à lui la composition de ce matériau (*Tableau III. 2*).

Elément [% massique]											
C	Mn	Ni	Mo	Cr	Si	P	S	Al	V	Ti	N
0,18	1,44	0,75	0,51	0,20	0,25	0,004	0,002	0,029	0,0012	0,0012	0,0021

Tableau III. 2. Composition des éléments chimiques du 18MND5, d'après Ovono Ovono [19]

2.1.3. Outil de coupe

Les têtes de forage BTA utilisées pour ces essais expérimentaux sont illustrées sur la *Figure III. 6.*



Figure III. 6. Tête de forage BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)

L'outil dispose de trois dents qui assurent la coupe, et de deux patins de guidage qui, comme leur nom l'indique, assurent le guidage de l'outil pendant l'usinage. Ces éléments sont réalisés en carbure et revêtus en TiAlN, et sont brasés sur le corps de la tête en acier. La première dent en contact avec la matière lorsque l'usinage débute, est la dent centrale. Celle-ci présente un léger décalage radial par rapport à l'axe de l'outil, de manière à réduire les effets négatifs provoqués par la décroissance très rapide de la vitesse tangentielle.

Gao [20] indique que, pour renforcer la pointe de l'outil contre des fortes contraintes mécaniques lors de l'usinage, il est préférable que la valeur de l'angle de coupe (γ) soit négative. Les patins de guidage sont décalés longitudinalement d'une certaine distance par rapport à la dernière dent à entrer en contact avec la matière en début d'usinage, à savoir la dent externe. Ce décalage longitudinal est généralement appelé « longueur de décalage des patins ». Il représente le dégagement qui succède à l'action de coupe des dents. Le *chapitre II* reprend plus en détail les aspects techniques de chacun des éléments de la tête de forage BTA. Les principales caractéristiques de l'outil utilisé pour ces essais sont rappelées dans la *Figure II. 15* du *chapitre II*.

2.1.4. Protocole

Le point de départ de ces essais correspond aux paramètres habituellement utilisés par l'industriel pour cette opération. La valeur de ces paramètres, que sont la vitesse de coupe (Vc) et l'avance par tour (f), a ensuite été variée autour des paramètres initiaux. Comme le suggère le C.O.M. [1, 2], procéder de la sorte permet de caractériser le domaine de fonctionnement d'un couple outil/matière. Les paramètres de coupe expérimentés sont présentés dans le *Tableau III. 3*. Durant toute la campagne d'essais, aucun signe d'usure accélérée et/ou prématurée n'est apparu. Il est à noter que les outils ont également fait l'objet d'un examen attentif après chaque essai. Des copeaux ont été prélevés après chaque essai, lesquels ont été répétés quatre fois. Un outil neuf est utilisé après chaque série de 4 forages.

	N° test	Vitesse de coupe [m.min^{-1}]	Avance par tour [mm.tr^{-1}]	Longueur d'usinage [mm]	Débit du fluide de coupe [l.min^{-1}]	Pression du fluide de coupe [bar]
1ere phase	1	65	0,145	300	150	85
	2	80				
	3	95				
	4	110				
	5	125				
	6	140				
	7	155				
2eme phase	8	120	0,100			
	9		0,130			
	10		0,155			
	11		0,165			
	12		0,175			
	13		0,190			

Tableau III. 3. Plan expérimental des essais de coupe oblique

2.2. Analyse préliminaire de l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux en forage BTA

2.2.1. Evaluation de la morphologie des copeaux

L'analyse de la morphologie des copeaux permet d'interpréter le processus de coupe, en particulier pour les procédés de perçage. Cela permet de donner des indications sur la stabilité du processus de coupe. Pour le cas particulier du forage BTA cela est d'autant plus vrai que la formation du copeau opère dans un milieu confiné, et est donc à plus forte raison soumis à des contraintes thermomécaniques extrêmes. Le problème est que cette zone où se forme le copeau, est inaccessible à l'observation par les moyens et techniques conventionnels de caractérisation. Un nombre important de travaux de recherche portent sur la formation des copeaux en usinage, il est possible de citer par exemple : [21-26]. L'analyse de la littérature sur le sujet du forage BTA révèle que très peu de travaux de recherche ont été consacrés à l'analyse de la formation des copeaux pour les procédés de perçage profond (ex : [20, 27, 28]), surtout si l'on considère le sujet spécifique de la technologie de forage BTA (ex : [20]). Ainsi, dans la suite de ce document, des paramètres de la morphologie des copeaux en forage BTA, basés sur des caractéristiques dimensionnelles, vont être analysés.

i. Engagement des arêtes de coupe

Pour l'analyse des copeaux générés par un outil BTA, il est important de distinguer précisément la provenance de chacun des copeaux en fonction de la dent qui est à l'origine du cisaillement de la matière. L'une des différences entre chacun des copeaux, outre leur forme

(*Figure III. 3*), est leur largeur (w). En effet, comme l'illustre la *Figure III. 7*, chaque dent est engagée dans la matière avec une certaine largeur, calculée comme suit :

$$w_c = \frac{r_c}{\sin(\kappa_{rc})} \qquad \text{(III. 6)}$$

$$w_i = \frac{r_i - r_c}{\sin(\kappa_{ri})} \qquad \text{(III. 7)}$$

$$w_e = \frac{r_e - r_i}{\sin(\kappa_{re})} \qquad \text{(III. 8)}$$

où r_c , r_i , r_e et κ_r de chaque dent, sont des caractéristiques géométriques de l'outil de forage BTA.

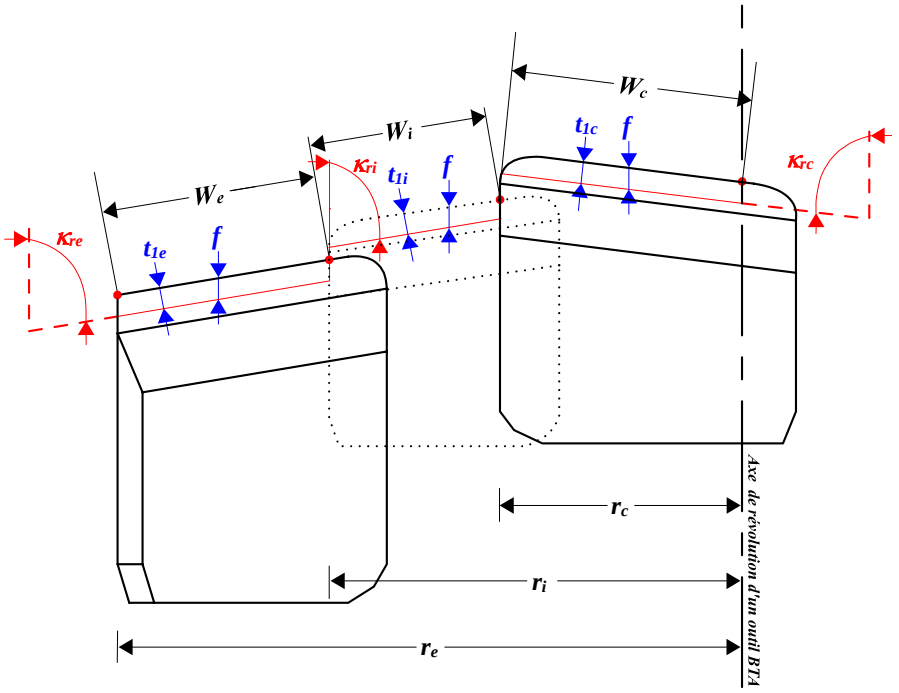


Figure III. 7. Projection sur l'arête de coupe de l'engagement radial (w) et épaisseur du copeau (t_1) sur chacune des dents d'une tête BTA

ii. Rapport de compression des copeaux

Merchant [29] est l'un des premiers auteurs à proposer des paramètres permettant la quantification de la morphologie des copeaux. Pour cela, il a proposé trois paramètres, à savoir la longueur du copeau, le rapport de l'épaisseur du copeau déformé et non déformé et le rapport de la largeur du copeau déformé et non déformé. Le rapport de compression d'un copeau (CCR), est un paramètre qui traite du rapport de l'épaisseur du copeau déformé et non déformé. Il s'agit d'un paramètre ayant fait l'objet de plusieurs études (par ex : [30]), mais proposé pour la première fois par Merchant [29]. Astakhov et al. [30] ont largement utilisé ce

paramètre afin de caractériser les déformations plastiques se produisant au cours de la formation des copeaux en usinage. Le paramètre en question s'exprime de la façon suivante :

$$CCR = \frac{t_2}{t_1} \qquad \text{(III. 9)}$$

où t_1 et t_2 sont respectivement l'épaisseur du copeau non déformé et l'épaisseur du copeau déformé.

Dans le cadre d'une étude expérimentale, le rapport de compression du copeau (CCR) peut être obtenu par une mesure simple de l'épaisseur du copeau déformé (t_2). Pour le cas particulier d'un copeau long, le rapport de compression du copeau (CCR) peut être caractérisé par la formule évoquée précédemment, seulement si l'épaisseur du copeau est constante. Concernant les copeaux segmentés ou dentelés, selon Kouadri et Atlati [25, 31], une valeur moyenne de l'épaisseur doit être définie pour être représentative. Une autre solution consiste à caractériser l'épaisseur du copeau déformé (t_2) en utilisant la masse de ce dernier, et ce à l'instar des travaux d'Astakhov [30]. A partir de la masse du copeau (m_c), de sa longueur (l), de sa largeur (w) et de la densité du matériau expérimenté (ρ), l'épaisseur du copeau déformé (t_2) peut être classiquement défini par la relation suivante :

$$t_2 = \frac{m_c}{\rho.w.l} \qquad \text{(III. 10)}$$

La longueur (l) du copeau est toutefois relativement difficile à mesurer. Le rapport de compression d'un copeau (CCR) peut alors être évalué par la valeur moyenne de l'épaisseur du copeau déformé ($\overline{t_2}$). Celle-ci peut être obtenue en mesurant différents points de l'épaisseur libre du copeau. Pour $Nb.$ mesures de t_2 (t_2^i), une valeur moyenne de l'épaisseur du copeau déformé ($\overline{t_2}$) est obtenue, et le rapport de compression d'un copeau (CCR) peut dans ce cas être déduit par la formule suivante :

$$CCR = \frac{\bar{t}_2}{t_1} = \frac{\sum_{i=1}^{i=N} t_2^i / Nb.}{t_1} \qquad \text{(III. 11)}$$

iii. Rapport de fragmentation des copeaux

La taille des copeaux générés pendant l'usinage influence le bon déroulement de l'opération, surtout lorsqu'il s'agit d'une opération en milieu confiné, comme c'est le cas des perçages. L'évacuation des copeaux hors de la zone de coupe, puis hors de l'outil, est directement conditionnée par la taille des copeaux. Lorsque ceux-ci sont de petite taille, ils sont naturellement plus faciles à évacuer par le fluide de coupe.

Dans ce contexte, il devient donc intéressant de proposer un paramètre permettant de quantifier la taille des copeaux pour le forage avec système BTA.

En usinage, la fragmentation des copeaux est fortement liée à leur épaisseur non déformée (t_1). Un nouveau paramètre, appelé ‘’rapport de fragmentation des copeaux’’ (CFR), est proposé dans cette étude. Ce paramètre est défini comme étant le ratio de la longueur (l) sur l'épaisseur du copeau non déformé (t_1) :

$$CFR = \frac{l}{t_1} \tag{III. 12}$$

où l, la longueur du copeau, est évaluée à partir de la masse du copeau :

$$l = \frac{m_c}{\rho.w.t_2} \tag{III. 13}$$

alors, le rapport de fragmentation du copeau (CFR) peut être obtenu par :

$$CFR = \frac{l}{t_1} = \frac{m_c}{\rho.w.t_1.t_2} \tag{III. 14}$$

Dans la réalité des faits la longueur des copeaux (l) fluctue d'un copeau à un autre, pour donner une valeur représentative de la taille des copeaux, une valeur moyenne de la longueur des copeaux (l) peut être défini en se basant sur un certain nombre de copeaux (N) et en mesurant leur masse (m_c). La valeur de la longueur moyenne des copeaux ($\bar{l}$) est donc décrit par la formule :

$$\bar{l} = \frac{m_c}{N.\rho.w.\bar{t}_2} \tag{III. 15}$$

le rapport de fragmentation du copeau (CFR) est alors calculé avec :

$$CFR = \frac{\bar{l}}{t_1} = \frac{m_c}{N.\rho.w.t_1.\bar{t}_2} \tag{III. 16}$$

2.2.2. Analyse de la morphologie des copeaux issus du forage BTA

Une analyse de l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur le processus de coupe du forage avec système BTA est proposée. Le rapport de fragmentation du copeau (CFR) est ainsi évalué. De même, différents paramètres de la morphologie du copeau seront observés. Une observation macroscopique permettra de proposer un premier niveau d'analyse. Cette étape permet, à minima, de classifier les copeaux en fonction de leur provenance. Des observations microscopiques permettront quant à elles de compléter l'analyse générale en proposant un niveau supplémentaire d'informations. L'interprétation des résultats obtenus

devrait donner quelques indications sur les conditions de coupe optimales pour le couple outil/matière considéré.

i. Caractérisation macroscopique des copeaux et de leur provenance

Chaque alésage avec un outil BTA génère différents copeaux (*Figure III. 3*), tant en forme, qu'en longueur, largeur et épaisseur. Cela est dû notamment au fait que l'outil dispose de plusieurs dents (*Figure III. 7*) qui assurent la coupe du matériau usiné. Sans compter que la configuration géométrique et cinématique (position, inclinaison, vitesses tangentielles, etc) ont également un effet direct sur le morphotype de copeaux générés. Une des premières étapes dans l'analyse de la morphologie des copeaux, consiste donc à les séparer en fonction de leur provenance (dent externe, dent intermédiaire ou dent centrale). En forage avec système BTA, la dent centrale va plutôt générer des copeaux en spirale (*Figure III. 8*), relativement faciles à identifier. Cette forme de copeau résulte probablement de l'évolution rapide des vitesses tangentielles au sein de la dent centrale. A contrario, les dents intermédiaires et externes génèrent quant à elles des copeaux plus longs et ouverts, également plus difficiles à dissocier macroscopiquement.

Lorsque les dents sont engagées dans la matière lors de l'opération de forage, chacune des trois dents qui compose la tête cisaille la matière sur une certaine largeur radiale. Ainsi, pour distinguer objectivement la provenance des copeaux, l'une des méthodologies possibles est de comparer la valeur théorique de la largeur des copeaux, valeur donnée par les équations (III. 6) - (III. 7) - (III. 8), avec la valeur effective de la largeur des copeaux mesurée (*Figure III. 10*) sur un échantillon représentatif, prélevé lors d'un usinage. Pour compléter cette approche, ou alors pour s'en substituer, la largeur théorique des copeaux peut être comparée à la trace laissée sur chaque face de coupe par le copeau lorsque celui-ci s'est formé (*Figure III. 9*). Procéder de la sorte permet donc de valider définitivement et objectivement la provenance de chacun des copeaux.

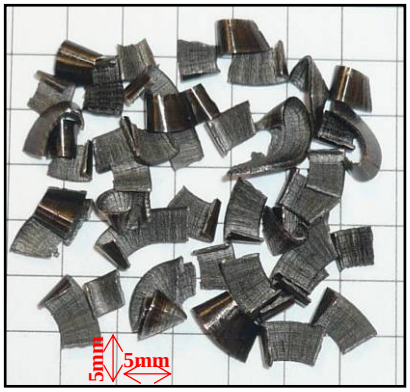


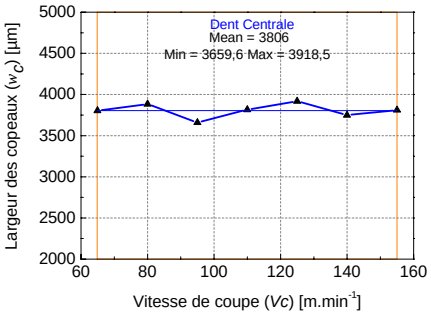
Figure III. 8. Exemple de copeaux obtenus lors d'un essai expérimental (Vc=95m.min^{-1} et f=0,145mm.tr^{-1}) à l'aide d'un outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA)



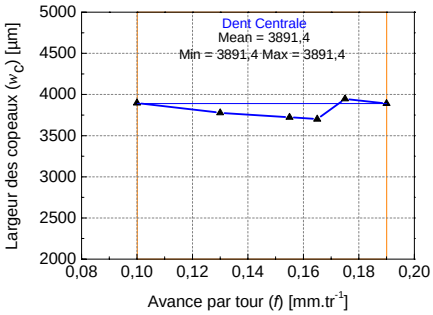
(a) *(b)* *(c)*

Figure III. 9. Observation microscopique des traces laissées par les copeaux sur la face de coupe d'un outil BTA. (a) Dent Centrale, (b) Dent Intermédiaire et (c) Dent Externe. Estimation de la valeur d'engagement de chacune des dents dans la matière

Dent Centrale

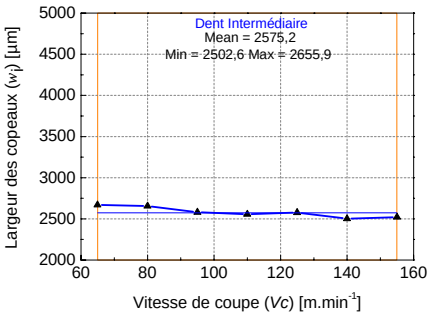


(a)

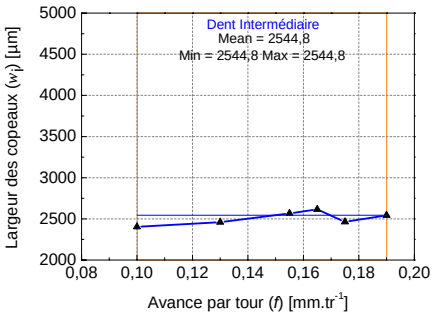


(d)

Dent Intermédiaire

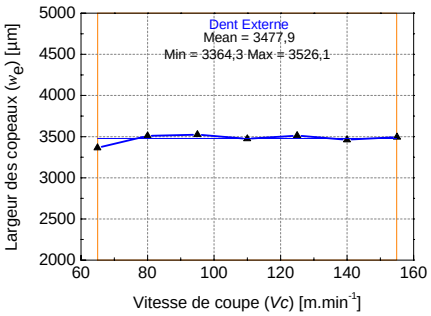


(b)

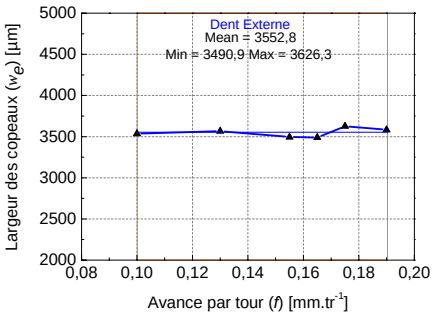


(e)

Dent Externe



(c)



(f)

Figure III. 10. Evolution de la valeur mesurée de la largeur des copeaux (w) issus d'une opération de forage BTA en fonction de différents paramètres de coupe (Vc et f)

Le *Tableau III. 4* et le *Tableau III. 5* présentent les différents types de copeaux recensés lors des essais expérimentaux présentés dans la première partie de ce manuscrit. Un échantillon représentatif de cinq copeaux est à chaque fois illustré. Un premier niveau d'analyse permet de constater une différence en terme de morphologie selon la provenance de chacun des copeaux. La géométrie de coupe, la forte variation de la vitesse tangentielle, les caractéristiques du matériau ainsi que les caractéristiques du matériau usinant, peuvent être autant de facteurs influents sur la coupe et le morphotype de chacun des copeaux recensés. Un second niveau d'analyse permet de constater que la vitesse de coupe (Vc) semble avoir un effet limité sur le morphotype de copeaux générés lors de l'usinage (*Tableau III. 4*). Le domaine de variation de la vitesse de coupe (Vc) progresse d'environ 140%. En dépit de cette progression importante, la morphologie des copeaux recensés semble ne pas différer. L'avance par tour (f) semble avoir une influence sur le morphotype de copeaux recensés, plus importante (*Tableau III. 5*). Le domaine de variation de l'avance par tour (f) progresse d'environ 90%. Il semble que la fragmentation des copeaux opère mieux pour des valeurs de l'avance par tour (f) élevées. A ce propos, la fragmentation des copeaux sera abordée plus en détail dans la suite de ce document. Bien que cette analyse révèle des détails intéressants, il est difficile de conclure précisément quant à l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur l'évolution du morphotype de copeaux recensés. C'est pourquoi l'analyse quantitative des copeaux apparaît comme une étape importante dans l'identification de l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur le processus de coupe.

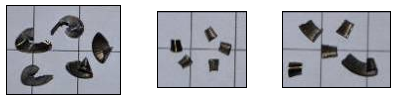
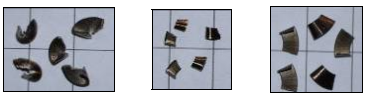
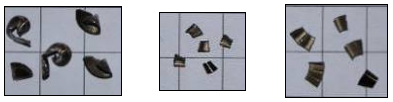
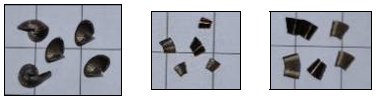
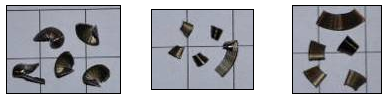
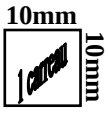
D.C.	***D.I.***	***D.E.***	***D.C.***	***D.I.***	***D.E.***	***D.C.***	***D.I.***	***D.E.***
								
Test n°1 - Vc = 65 m.min^{-1}			**Test n°2 - Vc = 80 m.min^{-1}**			**Test n°3 - Vc = 95 m.min^{-1}**		
								
Test n°4 - Vc = 110 m.min^{-1}			**Test n°5 - Vc = 125 m.min^{-1}**			**Test n°6 - Vc = 140 m.min^{-1}**		
			**Echelle:** 					
Test n°7 - Vc = 155 m.min^{-1}								

Tableau III. 4. Présentation de différents morphotypes de copeaux en fonction de leur provenance et de différentes vitesses de coupe (Vc) testées (f=0,145mm.tr^{-1})

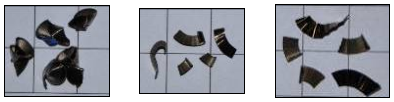
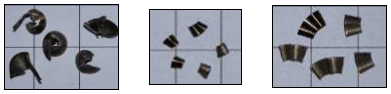
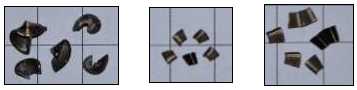
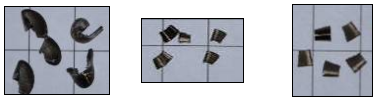
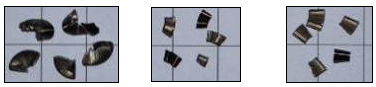
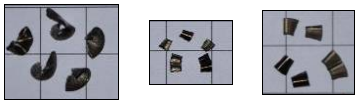
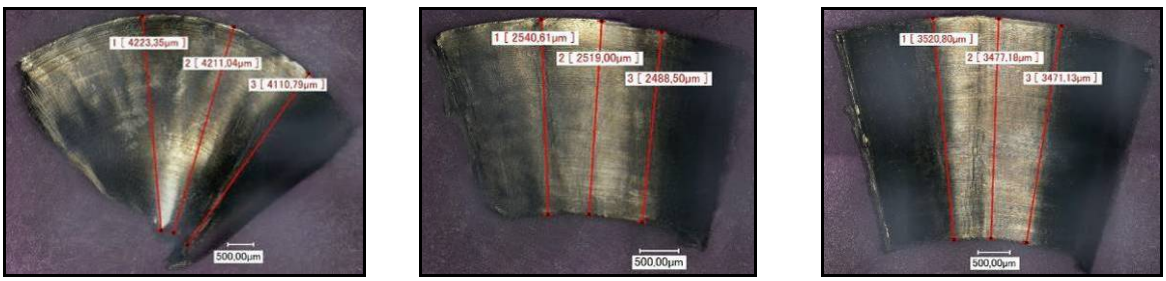
D.C.	D.I.	D.E.	D.C.	D.I.	D.E.	D.C.	D.I.	D.E.
								
Test n°8 - f = 0,100 mm.tr^{-1}			**Test n°9 - f = 0,130 mm.tr^{-1}**			**Test n°10 - f = 0,155 mm.tr^{-1}**		
								
Test n°11 - f = 0,165 mm.tr^{-1}			**Test n°12 - f = 0,175 mm.tr^{-1}**			**Test n°13 - f = 0,190 mm.tr^{-1}**		

Tableau III. 5. Présentation de différents morphotypes de copeaux en fonction de leur provenance et de différentes avances par tour (f) testées (Vc=120m.min^{-1})

ii. Caractérisation microscopique des copeaux

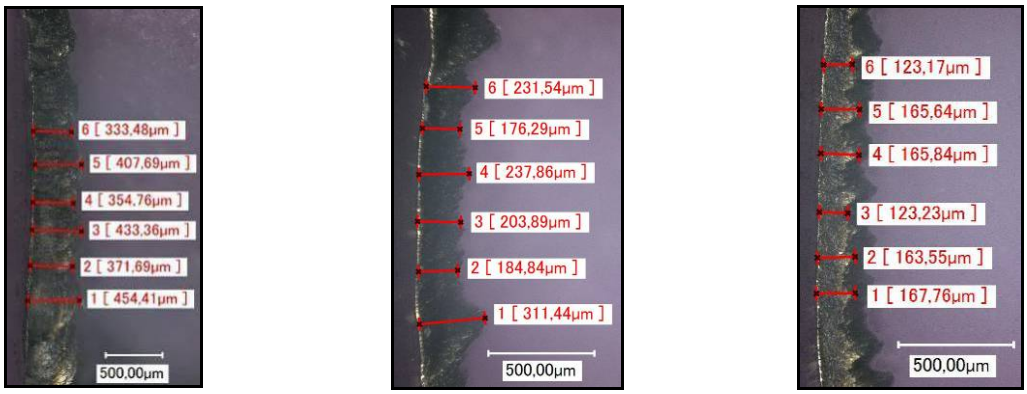
A l'échelle macroscopique (*Tableau III. 4* et *Tableau III. 5*), l'analyse des copeaux n'a pas permis de tirer de conclusions significatives sur l'effet des paramètres de coupe (*Vc* et f) sur le processus de formation des copeaux en forage BTA. Des prises de vue à l'échelle microscopique ont donc été réalisées à l'aide d'un microscope digital KEYENCE® (*Figure III. 11* et *Figure III. 12*). En utilisant la fonction de mesure de distance sur les prises de vue microscopiques, la moyenne de la largeur des copeaux ($\overline{w}$) ainsi que la moyenne de leur épaisseur ($\overline{t_2}$) ont été calculées, et ce pour chaque type de copeaux recensés et pour chaque condition de coupe testée (*Figure III. 13* et *Figure III. 14*).



(a) ***(b)*** ***(c)***

Figure III. 11. Observation microscopique de la largeur de copeaux types générés à l'aide d'un outil BTA. (a) Dent Centrale, (b) Dent Intermédiaire et (c) Dent Externe.

– Essai n°5, Vc=125m.min^{-1} et f=0,145mm.tr^{-1} –



(a) *(b)* *(c)*

Figure III. 12. Observation microscopique de l'épaisseur de copeaux types générés à l'aide d'un outil BTA. (a) Dent Centrale, (b) Dent Intermédiaire et (c) Dent Externe.

– Essai n°5, Vc=125m.min^{-1} et f=0,145mm.tr^{-1} –

L'observation du flanc libre, *Tableau III. 6* et *Tableau III. 7*, ne permet pas de dégager de tendance particulière quant à l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur la morphologie des copeaux. Pour tous les essais réalisés, les copeaux observés sont segmentés ou dentelés. Il n'est pas évident de distinguer l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur la segmentation des copeaux. Par conséquent, une analyse quantitative des copeaux devient indispensable.

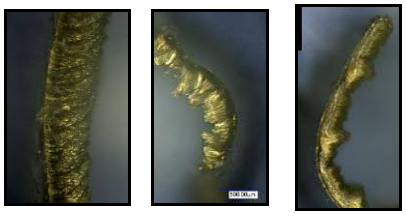
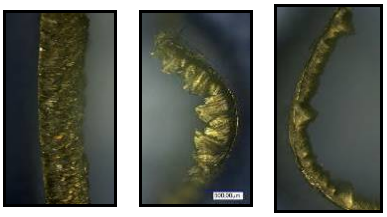
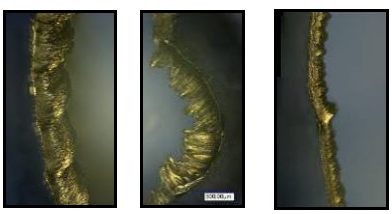
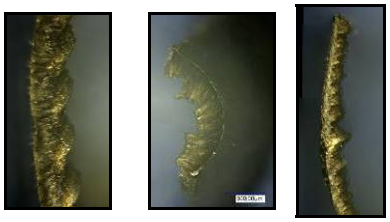
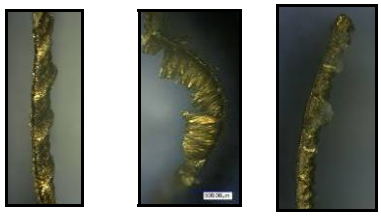
D.C.	***D.I.***	***D.E.***	***D.C.***	***D.I.***	***D.E.***	***D.C.***	***D.I.***	***D.E.***
								
Test n°1 - Vc = 65 m.min^{-1}			**Test n°2 - Vc = 80 m.min^{-1}**			**Test n°3 - Vc = 95 m.min^{-1}**		
								
Test n°4 - Vc = 110 m.min^{-1}			**Test n°5 - Vc = 125 m.min^{-1}**			**Test n°6 - Vc = 140 m.min^{-1}**		
			Echelle: 500µm					
Test n°7 - Vc = 155 m.min^{-1}								

Tableau III. 6. Observations du flanc libre de copeaux en fonction de leur provenance et de différentes vitesses de coupe (Vc) testées (f=0,145mm.tr^{-1})

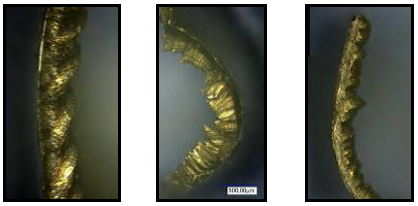
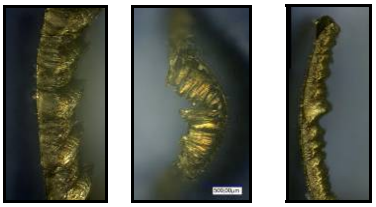
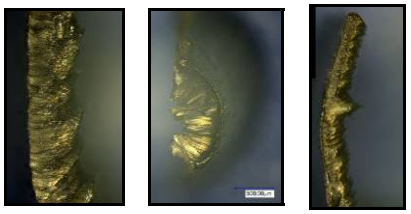
D.C.	D.I.	D.E.	D.C.	D.I.	D.E.	D.C.	D.I.	D.E.
								
Test n°8 - f = 0,100 mm.tr^{-1}			**Test n°9 - f = 0,130 mm.tr^{-1}**			**Test n°10 - f = 0,155 mm.tr^{-1}**		
								
Test n°11 - f = 0,165 mm.tr^{-1}			**Test n°12 - f = 0,175 mm.tr^{-1}**			**Test n°13 - f = 0,190 mm.tr^{-1}**		

Tableau III. 7. Observations du flanc libre de copeaux en fonction de leur provenance et de différentes avances par tour (f) testées (Vc=120m.min^{-1})

2.2.3. Analyse quantitative de la morphologie des copeaux

Le détail des parties précédentes a permis d'établir une analyse qualitative du processus de coupe de forage BTA. Toutefois, l'approche demeure partielle car l'analyse n'a pas permis de révéler de tendances définitives concernant l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur le processus de formation des copeaux. Une analyse quantitative du processus de coupe permet donc de compléter idéalement cette approche afin de livrer une analyse plus approfondie. Celle-ci est fondée sur l'observation de plusieurs paramètres morphologiques des copeaux définis précédemment dans la partie ''2.2.1'' du présent document. Ainsi, caractériser l'évolution de ces paramètres en fonction des différentes conditions de coupe testées doit permettre d'étoffer l'analyse finale.

i. Largeur des copeaux

Comme évoqué précédemment dans la partie qui concerne la distinction de la provenance des copeaux selon des critères objectifs, l'analyse du paramètre de la largeur moyenne ($\overline{w}$) des copeaux en fonction des différentes conditions de coupe testées, ne révèle pas de tendance particulière (*Figure III. 13*). En effet, les valeurs observées sont relativement constantes.

Cela indique que la déformation plastique subie par la matière usinée le long de l'arête de coupe, doit être faible, et que les copeaux ainsi générés le sont dans des conditions de déformation quasi plane. Ce constat est soutenu par les résultats présentés dans le

Tableau III. 8, qui établit une comparaison des résultats de la valeur théorique de la largeur des copeaux avec des résultats de la valeur effective de la largeur des copeaux obtenus par mesure pour les différentes conditions de coupe testées. Une différence de moins de 12% est à signaler pour tous les copeaux et dents considérées.

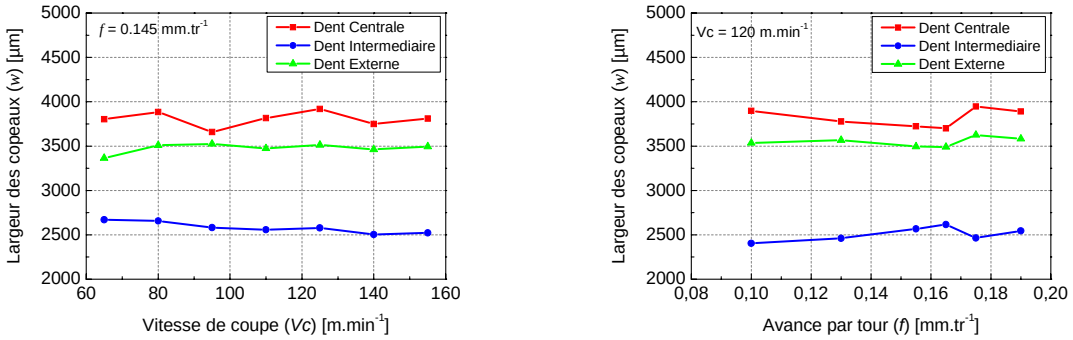


Figure III. 13. Evolution de la valeur moyenne de la largeur mesurée des copeaux ($\overline{w}$) en fonction des différentes (a) vitesses de coupe (Vc) et (b) d'avance par tour (f) testées

	Dent Centrale	**Dent Intermediaire**	**Dent Externe**
w (Eq. (III. *6*) à (III. *8*)) [µm]	4173	2775	3269
$\overline{w}$ (pour toutes V_c) [µm]	3806	2575	3477
$\overline{w}$ (pour toutes f) [µm]	3822	2509	3549
$\overline{w}$ (trace du copeau sur la face de coupe) [µm]	3968	2579	3646
$\frac{\overline{w}-w}{w}$ (pour toutes V_c) [%]	8.8	7.2	6.4
$\frac{\overline{w}-w}{w}$ (pour toutes f) [%]	8.4	9.6	8.6
$\frac{\overline{w}-w}{w}$ (trace du copeau sur la face de coupe) [%]	4.9	7.1	11.5

Tableau III. 8. Comparaison de la largeur théorique des copeaux (w, Eq. (III. 6) à (III. 8)), comme valeur de référence, avec les différentes largeurs de copeaux et traces sur la face de coupe, lesquelles ont été obtenues expérimentalement pour tous les paramètres de coupe testés

ii. Epaisseur et rapport de compression des copeaux

L'observation de l'évolution de l'épaisseur du copeau ($\overline{t_2}$) permet d'évaluer le taux de déformation plastique subie par la matière usinée. La *Figure III. 14* présente l'évolution de l'épaisseur moyenne du copeau ($\overline{t_2}$) pour les différentes conditions de coupe testées.

L'épaisseur moyenne des copeaux ($\overline{t_2}$) générés par la dent centrale et intermédiaire suit la même tendance de légère décroissance lorsque la vitesse de coupe (Vc) augmente (*Figure III. 14-(a)*). La dent centrale quant à elle présente une tendance quasi linéaire, et montre ainsi une insensibilité particulière à l'évolution de la vitesse de coupe (Vc). Cela montre que pour un certain niveau de vitesse tangentielle, le matériau testé devient insensible à l'influence de ce paramètre. De surcroît, la vitesse de coupe (Vc) semble avoir un effet limité sur les déformations plastiques subies en cours d'usinage par le matériau expérimenté. Il est intéressant de constater que pour des valeurs élevées de la vitesse de coupe (Vc), les valeurs de l'épaisseur moyenne du copeau ($\overline{t_2}$) tendent à se rejoindre pour les trois dents. Ce constat tend à être vérifié plus en détail afin de valider la tendance et confirmer le fait qu'elle est bien établie et reproductible. L'avance par tour (f) semble avoir une influence plus marquée sur l'évolution de l'épaisseur moyenne du copeau ($\overline{t_2}$). Pour les valeurs de l'avance par tour (f) testées, l'épaisseur moyenne du copeau ($\overline{t_2}$) évolue de façon continue et franche pour ce qui concerne les dents centrale et intermédiaire (*Figure III. 14-(b)*). La dent externe observe également une évolution continue mais dans des proportions moindres. Le cisaillement de la matière semble donc plus affecté par l'avance par tour (f) que par la vitesse de coupe (Vc). Cela vaut en particulier pour la dent externe.

Le rapport de compression (CCR), qui indique le taux de déformation plastique subie par la matière usinée, livre également un aperçu de l'énergie de coupe consommée par chaque dent. Ce paramètre, qui résulte du rapport entre la valeur de l'épaisseur du copeau déformé (t_2) et la valeur de l'épaisseur du copeau non déformé (t_1), a été analysé pour toutes les conditions de coupe expérimentées (*Figure III. 15*). Lorsque le rapport de compression (CCR) est fonction de la vitesse de coupe (Vc), il suit la même tendance (*Figure III. 15-(a)*) que celle constatée précédemment pour le cas de l'évolution de l'épaisseur moyenne du copeau ($\overline{t_2}$) en fonction de la vitesse de coupe (Vc). Le rapport de compression (CCR) évolue donc dans des proportions plus importantes lorsqu'il s'agit de la dent centrale et intermédiaire. Cela peut trouver son explication dans le fait que chaque dent cisaille la matière avec une vitesse tangentielle moyenne différente. La sensibilité aux vitesses de déformation, du matériau testé, est donc importante à prendre en compte. Comme l'ont déclaré Astakhov et Shvets [30] et Kouadri et al. [25], le rapport de compression (CCR) diminue généralement avec l'augmentation de la vitesse de coupe (Vc). Ce constat va dans le sens de ce qui peut être observé dans la *Figure III. 15-(a)*. A noter que le rapport de compression (CCR) des copeaux qui concernent la dent externe est quasi indépendant de l'évolution de la vitesse de coupe (Vc). Cela laisse à penser qu'il doit y avoir une certaine vitesse tangentielle au-delà de laquelle l'épaisseur de copeau déformé n'évolue presque plus.

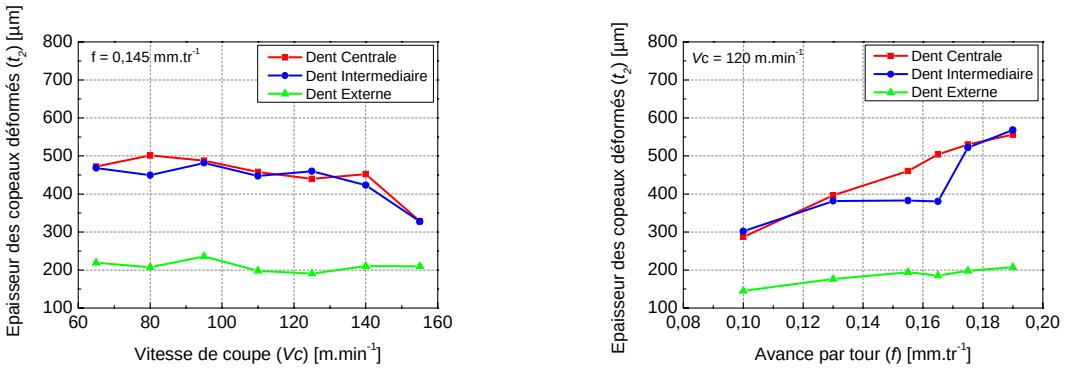


Figure III. 14. Evolution de la valeur moyenne de l'épaisseur mesurée des copeaux ($\overline{t_2}$) en fonction des différentes (a) vitesses de coupe (Vc) et (b) d'avance par tour (f) testées

Lorsque le rapport de compression (CCR) est fonction de l'avance par tour (f), une décroissance lente et régulière, pour la dent externe, peut être observée lorsque l'avance par tour (f) augmente (*Figure III. 15-(b)*). En revanche, pour la dent centrale et la dent intermédiaire, exception faite de deux relevés pour la dent intermédiaire, un état de quasi stagnation peut être observé. L'effet de décroissance de la vitesse de coupe (Vc) en même temps que celui de la vitesse d'avance (Vf) pourrait peut être annulé celui sur le rapport de compression (CCR).

Au final, un constat semble se dégager de toutes les analyses effectuées, à savoir que la dent externe semble être la moins sensible à l'évolution des conditions de coupe, et ce au regard des observations des paramètres concernant la déformation plastique subie par le matériau usiné. Ces déformations plastiques sont le reflet des contraintes induites par le processus de coupe, lesquelles contraintes dépendent des conditions de coupe, des caractéristiques du matériau usiné, des caractéristiques du matériau usinant et de la géométrie de l'outil.

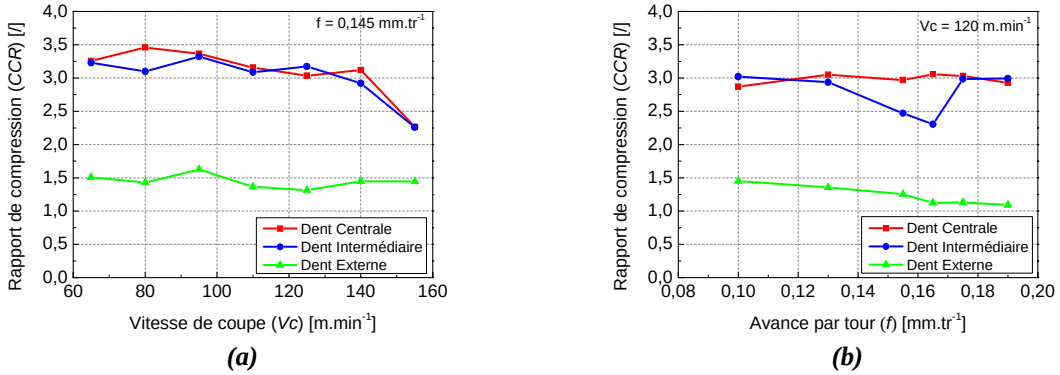
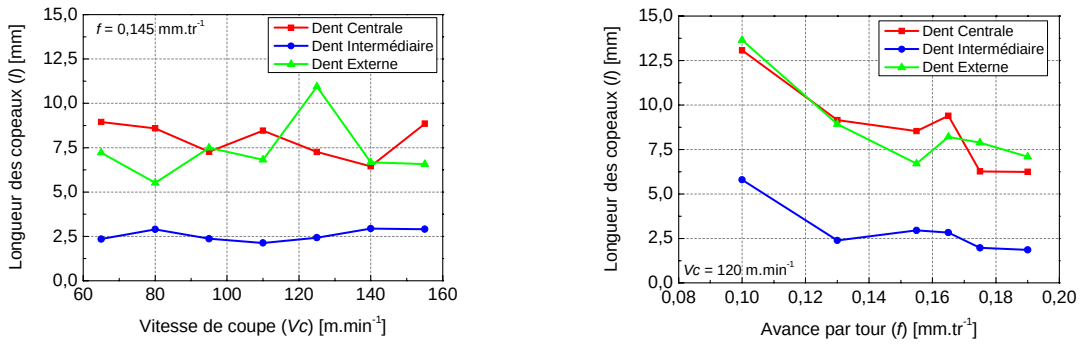


Figure III. 15. Evolution de la valeur du rapport de compression des copeaux (CCR) en fonction des différentes (a) vitesses de coupe (Vc) et (b) d'avance par tour (f) testées

iii. Longueur et rapport de fragmentation des copeaux

L'évacuation des copeaux en usinage, de surcroît en perçage, dépend directement de la longueur des copeaux. Et pour cause, plus les copeaux sont petits, plus ils seront faciles à évacuer. En forage avec système BTA, les copeaux fragmentés pourront être facilement évacués hors de la zone de coupe et transportés aisément à travers la barre d'alésage qui relie l'outil et la broche. D'autre part, outre le fait qu'ils soient plus difficiles à évacuer, les copeaux longs présentent un risque d'encombrement de la zone de coupe. La lubrification à haute pression a donc toute son importance dans un contexte comme celui du forage avec système BTA pour l'évacuation et l'aide à la fragmentation. La taille des copeaux est principalement définie par leur largeur et leur longueur. Comme analysé dans les parties précédentes, la largeur des copeaux (w) est quasi indépendante des conditions de coupe. Elle est fortement liée à la géométrie de l'outil dont il a été démontré une corrélation évidente entre des valeurs théoriques et pratiques de la largeur des copeaux (*Tableau III. 8*). A contrario, comme il est possible de le constater dans la *Figure III. 16*, la longueur des copeaux (l) est étroitement liée aux conditions de coupe. La vitesse de coupe (Vc) semble avoir un effet limité (*Figure III. 16-(a)*) sur l'évolution de la longueur des copeaux (l). L'avance par tour (f) joue un rôle beaucoup plus important sur l'évolution de la longueur des copeaux (l) puisque plus ce paramètre augmente et plus la longueur des copeaux (l) diminue jusqu'à entamer une pseudo phase de stabilisation (*Figure III. 16-(b)*). A noter que dans tous les cas de figures, la dent centrale et la dent intermédiaire génèrent des copeaux plus longs que ceux de la dent externe.



(a) ***(b)***

Figure III. 16. Evolution de la valeur de la longueur des copeaux (l) en fonction des différentes (a) vitesses de coupe (Vc) et (b) d'avance par tour (f) testées

Puisque le lien entre la longueur des copeaux (l) et le processus de fragmentation ainsi que les conditions de coupe a été observé, un nouveau paramètre, basé sur la fragmentation des copeaux, est proposé. Il s'agit du rapport de fragmentation des copeaux (*CFR : 2.2.1 Evaluation de la morphologie des copeaux*). Ce paramètre est défini comme étant le ratio entre la longueur moyenne des copeaux ($\bar{l}$) et la valeur des copeaux non déformés (t_1).

La *Figure III. 17* fait état de ce paramètre en fonction des différentes conditions de coupe testées expérimentalement. Le rapport de fragmentation des copeaux (CFR) permet ainsi de livrer une analyse quantitative du phénomène de fragmentation des copeaux. Lorsque le rapport de fragmentation des copeaux (CFR) est fonction de la vitesse de coupe (Vc), celui-ci ne présente pas de tendance particulière puisque le rapport est relativement constant pour toutes les conditions testées (*Figure III. 17-(a)*). Lorsque le rapport de fragmentation des copeaux (CFR) est fonction de l'avance par tour (f), celui-ci décroît de manière régulière et importante jusqu'à atteindre un pseudo état de stabilisation, et cela vaut pour toutes les conditions testées (*Figure III. 17-(b)*). Le phénomène de fragmentation des copeaux est plus affecté par l'avance par tour (f) que par la vitesse de coupe (Vc). L'explication physique à cela peut être détaillée comme suit : lorsque l'avance augmente, la déformation plastique dans le forage augmente et la chaleur générée, par déformation plastique, augmente aussi. Ce phénomène va s'emballer eu égard au confinement de la matière et de la difficulté d'échanger la chaleur avec l'extérieur. On assiste alors à une accumulation de l'énergie thermique que le matériau va avoir du mal à dissiper et/ou à évacuer. Ceci va accélérer le processus de formation des bandes de cisaillement adiabatique, et de surcroît la fragmentation des copeaux. Cela corrobore le constat établi par le fabricant outil SANDVIK [10], qui suggère que les copeaux les plus courts sont obtenus lorsque l'avance par tour (f) augmente.

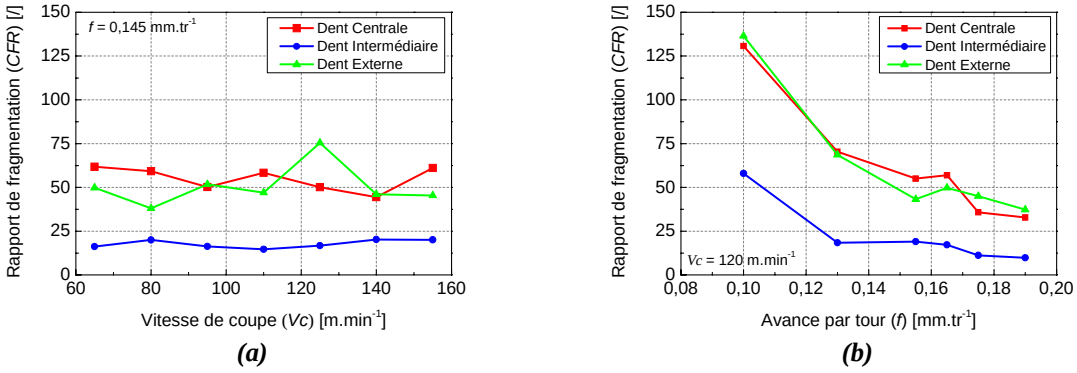


Figure III. 17. Evolution de la valeur du rapport de fragmentation des copeaux (CFR) en fonction des différentes (a) vitesses de coupe (Vc) et (b) d'avance par tour (f) testées

2.2.4. Discussion sur le choix des paramètres de coupe optimaux en forage BTA avec comme critère de décision le morphotype de copeaux générés

Le choix des conditions de coupe en perçage peut se faire selon l'approche proposée par Barlier [32]. Dans le cadre de cette étude, et compte tenu du contexte particulier du forage avec système BTA, et donc des difficultés de mise en œuvre des moyens conventionnels de caractérisation, les conditions de coupe vont être analysées en fonction de la morphologie des

copeaux. Le domaine de fonctionnement du couple outil/matière considéré va ainsi pouvoir être préconisé. La taille des copeaux peut aider au choix des conditions de coupe, en ce sens que ce paramètre peut restreindre les conditions de coupe en fonction de critères objectifs concernant la taille des copeaux. Un premier niveau d'analyse peut donc être établi grâce à cette approche. La norme du C.O.M. [1, 2] va d'ailleurs dans ce sens puisqu'elle prévoit une classification des copeaux, laquelle classification permet d'écarter des paramètres de coupe lorsque la taille ou la morphologie est jugée inappropriée. Néanmoins cette approche réside sur un jugement visuel basé sur l'appréciation d'un individu. Le rapport de fragmentation des copeaux (CFR) intervient comme un paramètre de caractérisation objective et d'aide aux choix des paramètres de coupe puisqu'il fait intervenir la taille du copeau. Le rapport de compression (CCR) donne quant à lui une indication sur l'état des déformations plastiques subies par le matériau usiné. Il ne réside donc pas sur les mêmes critères que ceux établis par la norme du C.O.M. [1, 2].

Pour optimiser l'évacuation des copeaux à travers le système BTA, l'étude a révélé qu'il est moins pertinent de faire varier la vitesse de coupe (Vc). En revanche, il a été constaté qu'augmenter l'avance par tour (f) réduit considérablement la taille des copeaux. La vitesse de coupe (Vc) quant à elle permet de réduire le niveau de déformations plastiques dans la matière usinée. En fait, une vitesse de coupe (Vc) ou une avance par tour (f) excessive risque d'avoir un effet négatif sur la durée de vie de l'outil. L'augmentation de la vitesse d'avance (Vf) par exemple a plutôt tendance à accélérer l'usure en dépouille de l'outil. Pour le cas du forage avec système BTA, cette remarque vaut en priorité pour la dent centrale qui pénètre en premier dans le matériau usiné, et sur laquelle également, les vitesses tangentielles sont les plus faibles. Ces remarques valent également pour les procédés de perçage conventionnels, où la vitesse d'avance (Vf) doit être limitée afin d'éviter que l'angle de dépouille effectif (α_e) devienne négatif et/ ou fortement négatif. Cela pourrait provoquer un contact outil/matière, appelé aussi le talonnement, qui accélérerait l'usure de l'outil. De même, en augmentant fortement la vitesse de coupe (Vc), les risques d'une usure accélérée en cratère (Kt) deviennent plus importants.

La définition du domaine de fonctionnement d'un outil BTA devrait donc tenir compte de tous ces paramètres afin d'être le plus efficace possible.

2.3. Conclusions

Le processus d'usinage avec système BTA a été analysé sur la base de la caractérisation du processus de formation des copeaux et de leurs morphologies, et ce pour un panel relativement large de conditions de coupe. Une analyse quantitative qui met en avant des paramètres pertinents a été proposée.

Cette analyse a permis de dresser les conclusions suivantes :

- La largeur des copeaux (w) est quasi indépendante des conditions de coupe (vitesse, avance par tour, etc.),
- La longueur des copeaux (l) est étroitement liée aux conditions de coupe,
- La vitesse de coupe (Vc) a un léger effet sur l'évolution de la longueur des copeaux (l),
- L'avance par tour (f) joue un rôle important sur l'évolution de la longueur des copeaux (l). Plus ce paramètre augmente et plus la longueur des copeaux (l) diminue jusqu'à l'apparition d'une stabilisation.
- La dent centrale et la dent intermédiaire génèrent des copeaux plus longs que ceux de la dent externe.

Cependant, les observations macroscopiques des copeaux générés par le procédé de forage BTA n'ont pas permis de mettre clairement en évidence l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux. Les différences de tailles pour les différentes conditions de coupe testées sont difficiles à distinguer à cette échelle.

Dans cette étude, le rapport de compression (CCR) a été identifié comme étant un indicateur de l'état des déformations plastiques subies par la matière usinée. Il a été montré que lorsque la vitesse de coupe (Vc) augmente, le rapport de compression (CCR) des copeaux générés par la dent centrale et intermédiaire diminuait. Pour les copeaux générés par la dent externe, le rapport de compression (CCR) reste quasi constant. Pour ce qui concerne l'avance par tour (f), le rapport de compression (CCR) ne semble pas montrer de sensibilité particulière puisqu'il demeure relativement constant indépendamment des conditions de coupe testées. La dent externe semble néanmoins présenter une légère sensibilité puisqu'en augmentant l'avance par tour (f), le rapport de compression (CCR) diminue légèrement et continuellement.

Le rapport de fragmentation des copeaux (CFR) a été introduit comme nouveau paramètre permettant de quantifier la taille des copeaux. L'analyse a montré que le rapport de fragmentation des copeaux (CFR) est fortement influencé par la vitesse d'avance (Vf) et quasi indépendante de la vitesse de coupe (Vc), et ce pour le couple outil/matière considéré.

L'augmentation de la vitesse d'avance (Vf) favorise la diminution de la longueur (l) des copeaux en optimisant leur fréquence de fragmentation. Cela permet entre autres de rendre l'évacuation des copeaux plus aisée. Toutefois, la vitesse d'avance (Vf) doit être élevée dans des proportions respectables car les risques d'une usure accélérée vont de pair avec une augmentation disproportionnée de conditions de coupe.

L'utilité des paramètres proposés dans cette étude, pour analyser quantitativement et qualitativement l'influence des conditions de coupe sur le processus de formation des copeaux, a été mise en évidence. La méthode proposée peut être appliquée au procédé de forage BTA ayant servi d'exemple pour cette étude mais de façon plus large également, à d'autres procédés d'usinage.

-o-o-o-o-o-o-o-

3. Caractérisation expérimentale par des essais de laboratoire

L'étude expérimentale précédente a permis de constater que la problématique qui concerne la nature du contact outil/copeau pouvait être considérée localement dans une section de coupe donnée. Cette option a donc été privilégiée pour la considération des différentes approches (cinématique, modélisation analytique des efforts de coupe) proposées dans ces travaux. En revanche, les moyens conventionnels de caractérisation expérimentale ne permettent pas forcement une mise en œuvre aisée de manipulations expérimentales lorsqu'il s'agit du cas particulier du forage BTA. Dans ce contexte, une manipulation expérimentale de laboratoire a été réalisée. Celle-ci visait à caractériser l'influence des conditions de coupe sur l'évolution des efforts de coupe pendant l'usinage. Pour cela un outil spécifique a été utilisé. Les résultats de cette campagne d'essais expérimentaux seront présentés et serviront de base de données pour la suite des travaux, et notamment la partie qui concerne la modélisation analytique des efforts de coupe.

3.1. Dispositif expérimental

3.1.1. Machine Outil

Un tour horizontal à commande numérique de marque MAZAK et référencé par le fabricant sous le nom de 200M (*Figure III. 18*), a été mis à contribution pour la réalisation de ces essais. La commande numérique qui équipe cette machine outil est une MAZATROL. Aucune lubrification n'a été utilisée lors des différents essais réalisés.



Caractéristiques :

- $Ø_{machine\text{-}max}$ [mm] : 360
- Courses [mm] :
  - Axe X : 660
  - Axe Z : 1 045
- Puissance broche [KW] : 18,5
- Fréquences max. de rotation broche [$tr.min^{-1}$] : 5 000

Figure III. 18. Tour horizontal à commande numérique MAZAK 200M

3.1.2. Echantillon

Le matériau utilisé pour la réalisation des échantillons (*Figure III. 19*) est un acier faiblement allié bainitique 18MND5, dont les principales caractéristiques ont été décrites dans la partie ''*2.1.2*'' de ce chapitre.

Il a été nécessaire de réaliser un dispositif expérimental permettant de disposer le processus de coupe dans des conditions d'orthogonalité. Pour cela, plusieurs disques de 4mm ont été réalisés dans un échantillon cylindrique étagé.

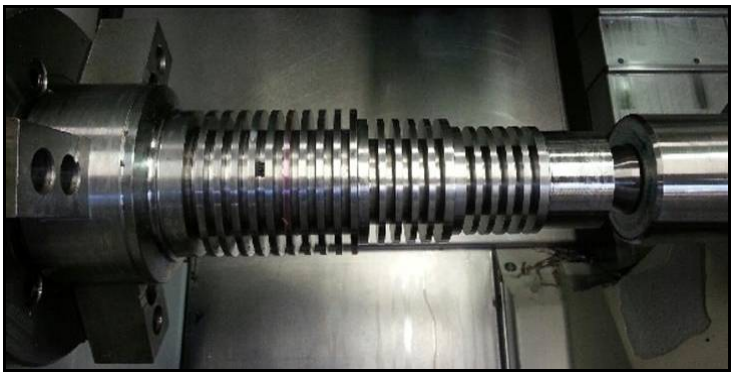


Figure III. 19. Echantillon partitionné en disque
- acier faiblement allié 18MND5 -

L'utilisation d'une contre pointe permet d'éviter une flexion de la pièce usinée pendant l'opération d'usinage. Une règle basique prévoit que l'utilisation d'une contre pointe devient nécessaire lorsque $L_{pièce} > 2.Ø_{\text{pièce}}$ avec $L_{pièce}$ et $Ø_{\text{pièce}}$ étant respectivement la longueur et le diamètre de la pièce usinée. Dans le cadre des travaux réalisés, $L_{pièce} = 295{,}7mm$ et $2.Ø_{\text{pièce}} = 100mm$. L'utilisation d'une contre pointe a donc été nécessaire (cf. *Figure III. 19*).

3.1.3. Outil de coupe

Pour les besoins de l'étude, un outil et un porte outil spécifiques ont été développés. L'outil de coupe devait d'une part répondre à des exigences géométriques avec une géométrie de la coupe (angles de coupe et rayon d'arête) la plus fidèle possible à celle constatée sur la tête de forage BTA Ø19,28mm habituellement utilisée par AREVA pour le forage profond des plaques tubulaires, et d'autre part à des exigences techniques pour permettre l'implantation du thermocouple en vue de l'acquisition en température. L'outil et le porte outil ayant servi de base pour ce développement spécifique est un outil à gorges R15S de la société EVATEC TOOLS (*Figure III. 20*). Le thermocouple, pour la mesure de la température, a été positionné au centre de la plaquette, perpendiculairement à l'arête de coupe à une distance de 0,55mm de la face de coupe. Le diamètre du thermocouple est de 1mm et le diamètre de perçage dans la plaquette permettant de l'insérer est de 1,2mm. Malgré un faible jeu fonctionnel, de l'ordre de 0,2mm, le contact effectif entre le thermocouple et le fond du perçage de la plaquette ne peut être garanti. A chaque remplacement d'outil, des précautions ont été prises afin de conserver la même position relative du thermocouple vis à vis de la plaquette.

A noter que dans cette configuration :

- la résistance mécanique de la plaquette n'est en rien altérée du fait du faible diamètre et longueur de perçage,
- la conductivité thermique de la plaquette permet de relever des valeurs fiables de la température en cours d'usinage.

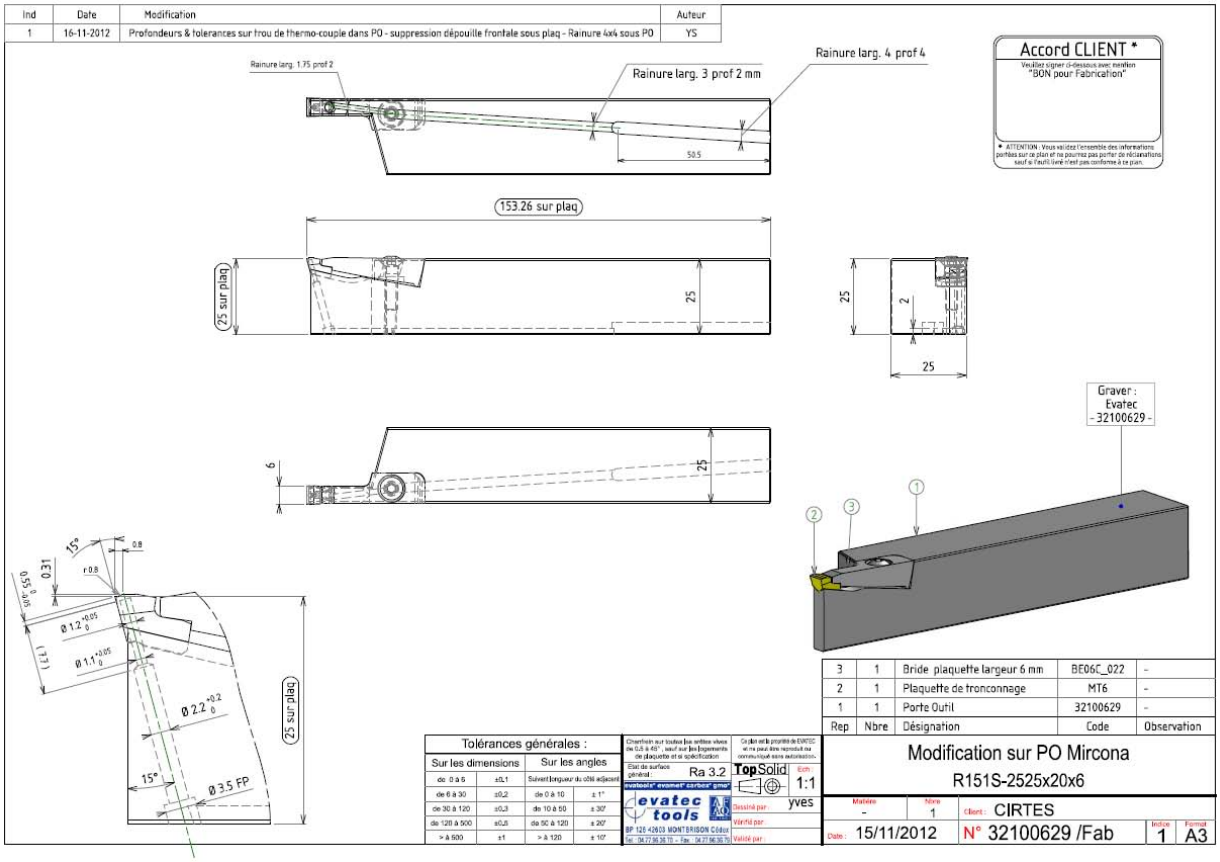
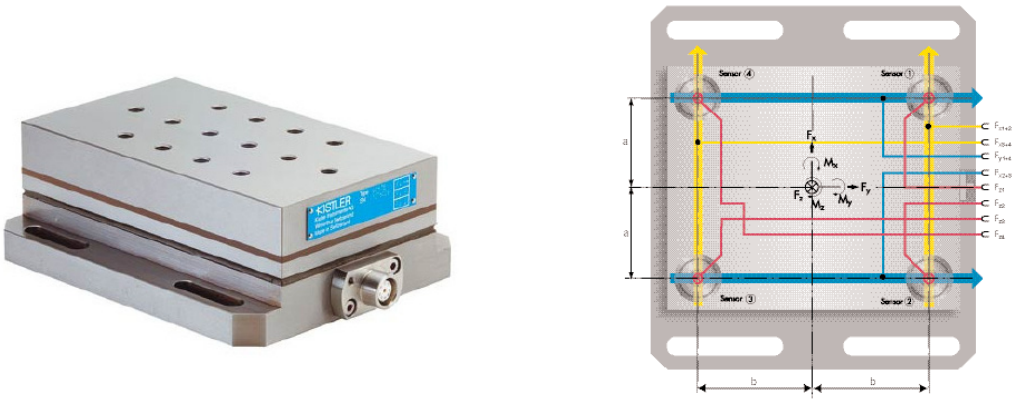


Figure III. 20. Outil spécial développé par le CIRTES et réalisé par EVATEC TOOLS pour gorges R15S, instrumenté en température par sonde thermocouple avec un système ACTARUS®

3.1.4. Surveillance de l'usinage

i. Mesure des efforts de coupe

Concernant la mesure des efforts de coupe, une table dynamométrique Kistler® (*Figure III. 21 - (a)*) a été employée. Il s'agit en fait d'un dynamomètre à plusieurs composantes pour la mesure des trois composantes principales du vecteur de force résultant ainsi que des trois composantes principales du vecteur de couple résultant (*Figure III. 21 - (b)*).



(a) *(b)*

Figure III. 21. Table dynamométrique Kistler® (type 9129AA)

Cette platine délivre des signaux de charge (pico-coulomb par volt) représentatifs des efforts de coupe dans trois directions orthogonales. Reliées à un amplificateur de charge, les données expérimentales sont converties en signaux électriques (*Figure III. 22*). Un boitier d'acquisition sert ensuite de relais entre le terminal d'acquisition et l'amplificateur de charge (*Figure III. 22*). Le boitier est équipé d'une carte d'acquisition (NI USB-6009 : ±10V) comportant huit entrées analogiques, et disposant d'une fréquence d'échantillonnage maximum de 48kHz. Le logiciel utilisé pour l'acquisition des données expérimentales est le logiciel TWS®. Ce dernier est développé par la société CIRTES (F-88), et permet la mesure simultanée des efforts de coupe et de la température.

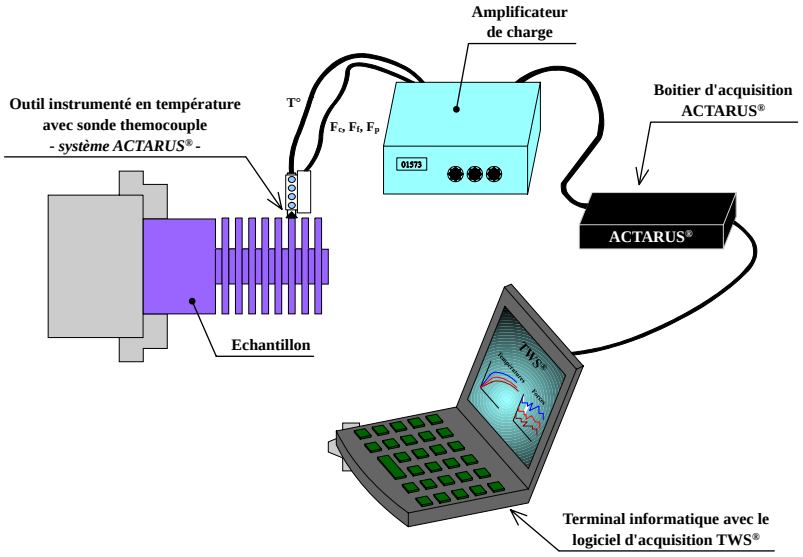


Figure III. 22. Système expérimental ACTARUS® d'acquisition de la température de l'outil de coupe et des efforts de coupe

Jrad [12] indique concernant le traitement du signal, que les efforts de coupe en Newton sont calculés à partir des signaux de charge en intégrant les caractéristiques de sensibilité des capteurs piezo électriques de la platine suivant les trois axes de mesure ($S_{(X)}$, $S_{(Y)}$ et $S_{(Z)}$ en pico-coulomb/N), et les constantes d'amplification employées (TS en pico-coulomb/UM et

SC en UM/V avec UM étant l'Unité de Mesure). Les valeurs des huit signaux sont transformées en valeurs d'efforts à l'aide des relations suivantes :

$$\begin{aligned} F_{X1+2} &= X_{1+2}.SC.TS / S_{(X)}, & F_{X3+4} &= X_{3+4}.SC.TS / S_{(X)} \\ F_{Y1+4} &= Y_{1+4}.SC.TS / S_{(Y)}, & F_{Y2+3} &= Y_{2+3}.SC.TS / S_{(Y)} \\ F_{Z1} &= Z_1.SC.TS / S_{(Z)}, & F_{Z2} &= Z_2.SC.TS / S_{(Z)} \\ F_{Z3} &= Z_3.SC.TS / S_{(Z)}, & F_{Z4} &= Z_4.SC.TS / S_{(Z)} \end{aligned} \qquad \text{(III. 17)}$$

Selon Kistler® [33], les efforts de coupe et moments résultants sont ensuite calculés à partir des relations suivantes :

$$\left.\begin{aligned} F_X &= F_{X1+2} + F_{X3+4} \\ F_Y &= F_{Y1+2} + F_{Y3+4} \\ F_Z &= F_{Z1} + F_{Z2} + F_{Z3} + F_{Z4} \\ M_X &= b.(F_{Z1} + F_{Z2} + F_{Z3} - F_{Z4}) \\ M_Y &= a.(-F_{Z1} + F_{Z2} + F_{Z3} - F_{Z4}) \\ M_Z &= b.(-F_{X1+2} + F_{x3+4}) + a.(-F_{Y1+4} - F_{Y2+3}) \end{aligned}\right\}_{(repère-platine)} \qquad \text{(III. 18)}$$

où a et b sont les distances entre le point de convergence central de mesure et les capteurs piezo-électriques (*Figure III. 21 - (b)*). Ainsi, une projection dans le repère global (X, Y, Z) est nécessaire afin d'obtenir efforts de coupe et moments résultants exercés sur l'outil, et ce suivant les axes outil ou pièce. Dans cette étude, aucun filtrage des signaux n'a été utilisé.

ii. Mesure de la température

La mesure de la température de l'outil de coupe durant l'usinage a été effectuée à l'aide d'une sonde thermocouple incorporée dans l'outil. Le principe de base (*Figure III. 23*) a été breveté et publié dans plusieurs revues internationales par Barlier, dont [34, 35].

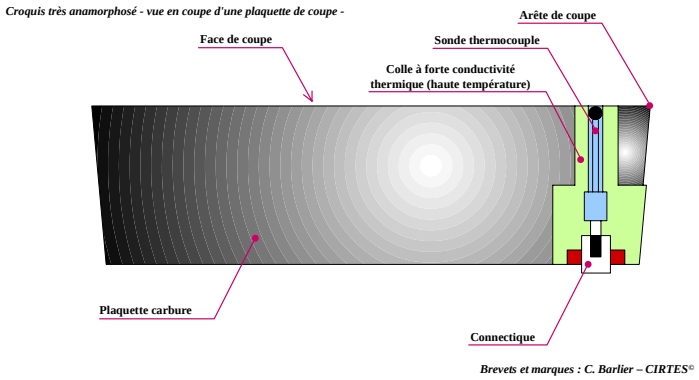
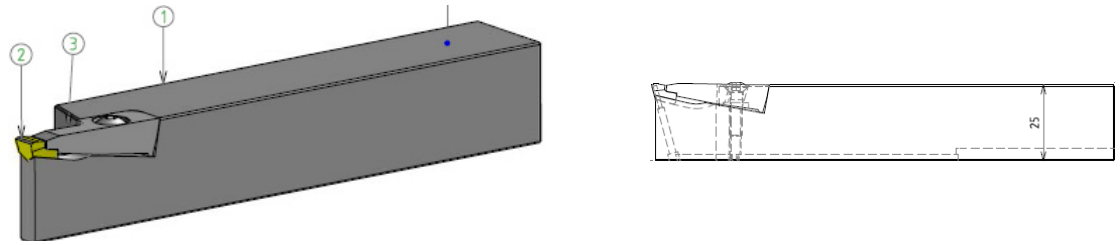


Figure III. 23. Schéma de principe du système ACTARUS®

Le principe de cette technologie consiste à effectuer un contrôle en continu de l'arête de coupe par une mesure de la température à l'interface outil/copeau. Le système prévoit de s'intégrer directement à l'outil (porte outil/plaquette support/plaquette : *Figure III. 24*) ce qui permet d'obtenir la température au cœur du processus de coupe sans altérer ou modifier la configuration de l'usinage.



(a) ***(b)***

Figure III. 24. Instrumentation en température avec système ACTARUS® de l'outil de tronçonnage pour les essais de coupe orthogonale

Le thermocouple (*Figure III. 25*) choisi pour la mise en œuvre de ces essais expérimentaux possède une gaine chemisée déformable en inconel 600 d'un diamètre de 1mm. Celui-ci, dont la désignation est KINC10M3M/CL1/SCI/LSI=500MM, présente une température maximale d'utilisation de 1100°C.



Figure III. 25. Thermocouple (KINC10M3M/CL1/SCI/LSI=500MM)

3.1.5. Protocole

Le choix des paramètres de coupe a été effectué en fonction du contexte général de l'étude, lequel rappelons le, vise à caractériser l'opération de forage à l'aide d'un outil BTA Ø19,28mm pour le cas particulier de l'usinage d'un acier faiblement allié 18MND5. Le plan expérimental pour cette campagne d'essais (*Tableau III. 9*) prend en compte un large spectre de vitesses tangentielles de l'outil, définies en fonction du domaine exploratoire des essais de caractérisation expérimentale du procédé de forage BTA, détaillés dans la deuxième partie de ce chapitre (*2.1.4. Protocole*).

ap=4mm		**Vc [m.min^{-1}]**					
		15	**60**	**90**	**120**	**150**	**180**
f [mm.tr^{-1}]	**0,10**						
	0,15						
	0,20						

Tableau III. 9. Plan expérimental des essais de coupe orthogonale

3.2. Analyse préliminaire de l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des efforts de coupe et de la température de l'outil

3.2.1. Proposition d'une nouvelle démarche analytique de l'évolution de la température de l'outil en cours d'usinage

i. Explications

Un signal classique (*Figure III. 26*) de l'évolution de la température à l'interface outil/copeau au cours d'un usinage peut se décomposer de la façon suivante :

- **Zone verte** (*Figure III. 26*) : l'outil de coupe est à température ambiante ; l'usinage et donc l'enlèvement de matière n'a pas débuté,
- **Zone orange** (*Figure III. 26*) : cette zone, qui correspond à « l'établissement de la coupe » [34], peut se décomposer en deux phases différentes, à savoir : *la première phase* durant laquelle l'outil de coupe monte très rapidement en température correspond aux premiers instants de l'usinage. *La seconde phase* durant laquelle l'outil amorce un changement de pente important,
- **Zone jaune** (*Figure III. 26*) : l'outil de coupe monte très doucement en température ; le processus d'enlèvement de matière est quasi stabilisé. La pente de la courbe dans cette zone est très douce. Sauf phénomène anormal de la coupe et/ou usure de l'outil, celle-ci ne variera plus,
- **Zone grise** (*Figure III. 26*) : l'outil de coupe redescend en température ; le processus d'enlèvement de matière est stoppé. La température au sein de l'outil va chuter jusqu'à la température ambiante.

Lors des campagnes de caractérisation expérimentale des outils de coupe, les temps d'usinage sont régulièrement assez courts, de l'ordre de quelques secondes (5-10 secondes). De ce fait, l'allure du signal de température se limite souvent à ne représenter que la première phase de l'élévation en température d'un outil de coupe, **zone orange** de la *Figure III. 26* précédemment décrite. Le cas particulier de l'opération de coupe orthogonale ne déroge pas à cette règle, comme en atteste d'ailleurs l'ensemble des résultats obtenus lors de cette campagne d'essais, *Figure III. 28*.

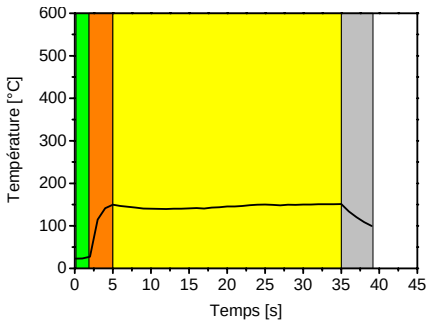


Figure III. 26. Exemple d'un signal classique de température d'un outil de coupe pendant un usinage - Ici l'exemple du 1er essai de cette campagne expérimentale (Vc = 15m.min-1 & f = 0,1mm.tr-1) -

D'après Battaglia [36], la puissance mécanique mise en oeuvre durant l'usinage est supposée transformée sous forme de chaleur et est due aux fortes déformations plastiques dans les zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire. La *Figure III. 27* donne une représentation schématique des différentes régions de production de chaleur et de répartition des flux lors de l'usinage.

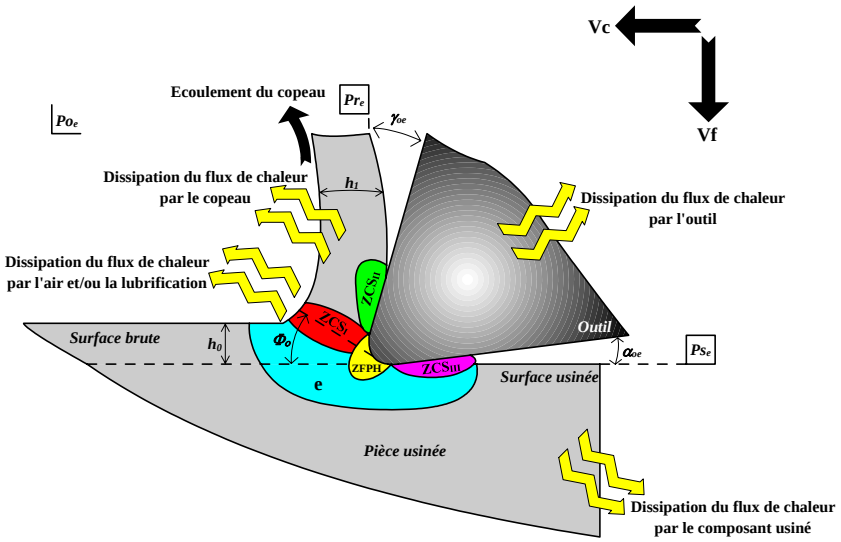
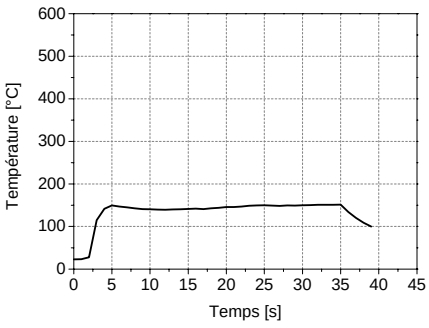
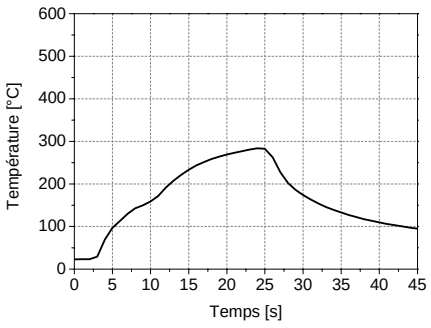


Figure III. 27. Représentation des différentes zones de chaleur générées au cours d'un usinage ainsi que des différents flux de chaleur qui en découlent.
ZFPH : zone de forte pression hydrostatique, ZCS_I : zone de cisaillement primaire, ZCS_{II} : zone de cisaillement secondaire, ZCS_{III} : zone de cisaillement tertiaire

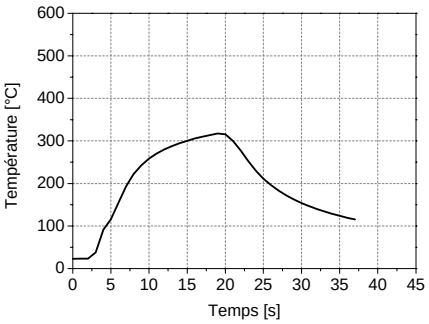
D'après Kagnaya [37], dans ces zones, le bilan thermique est donné par l'équation suivante :

$$Q_{plas} = \rho.c.T + k\nabla T \qquad \text{(III. 19)}$$

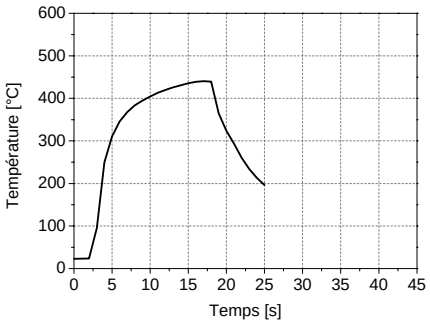
où ρ, c et k sont respectivement la masse volumique, la capacité thermique et la conductivité thermique du matériau usiné, le premier terme représente la variation temporelle de la température, le second représente la conduction et le membre de gauche représente la dissipation due à la déformation plastique.

	Avance par tour ($f_{0,10}$) = 0,10mm.tr^{-1}	**Avance par tour ($f_{0,15}$) = 0,15mm.tr^{-1}**
Vc = 15m.min^{-1}		
	(a)	***(g)***

Vc = 60 m.min^{-1}

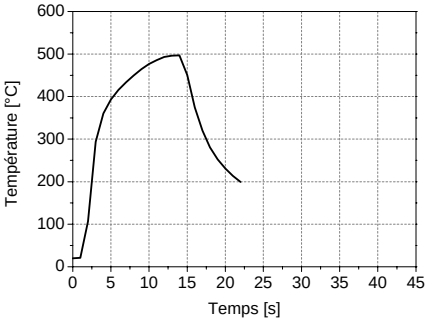


(b)

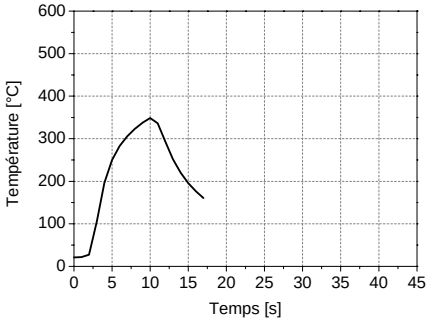


(h)

Vc = 90 m.min^{-1}

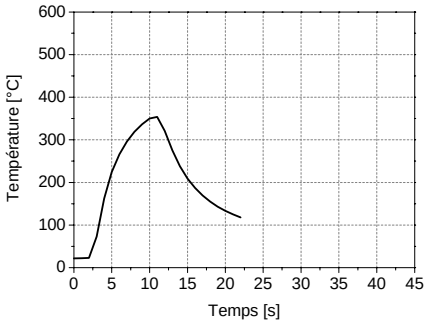


(c)

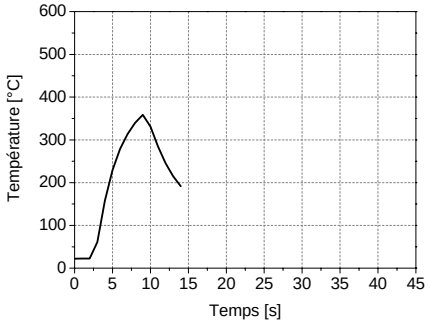


(i)

Vc = 120 m.min^{-1}

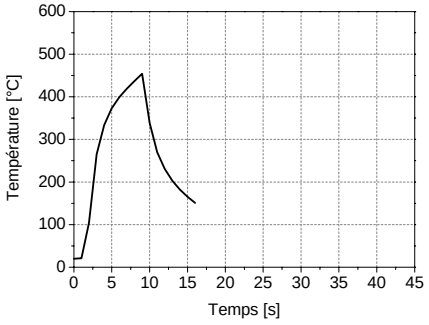


(d)

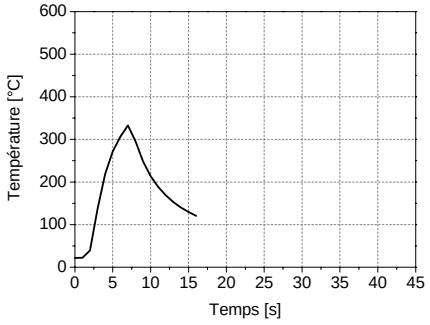


(j)

Vc = 150 m.min^{-1}

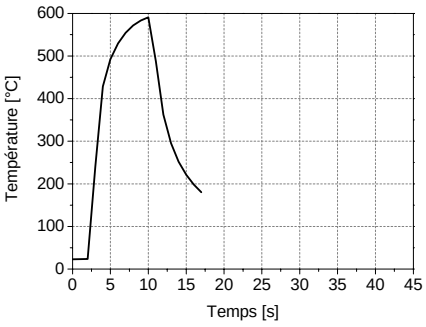


(e)

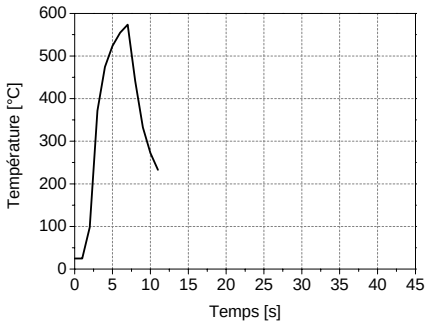


(k)

Vc = 180 m.min^{-1}

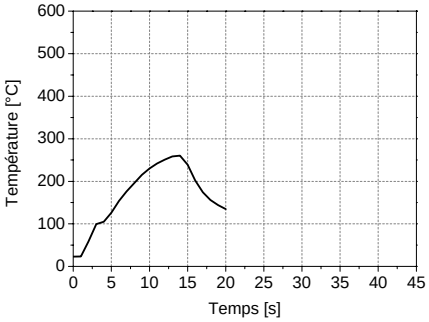


(f)



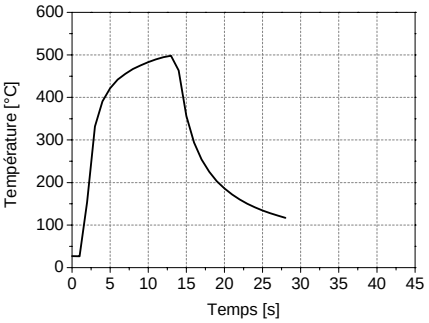
(l)

Vc = 15 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



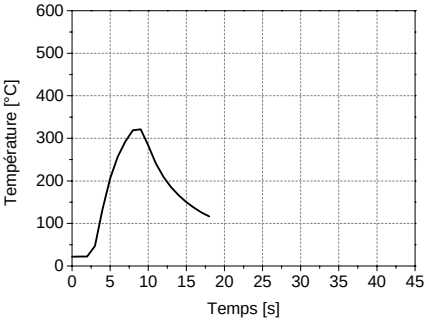
(m)

Vc = 60 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



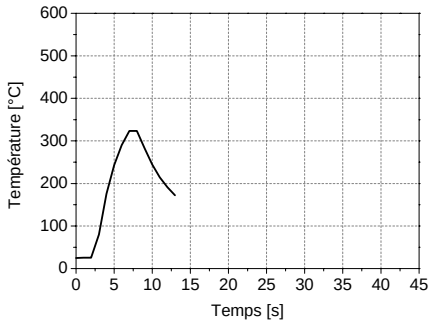
(n)

Vc = 90 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



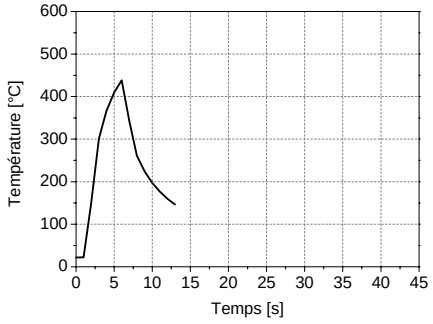
(o)

Vc = 120 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



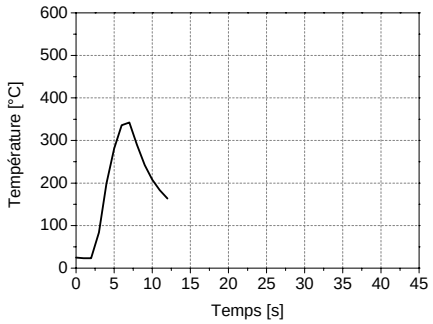
(p)

Vc = 150 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



(q)

Vc = 180 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}

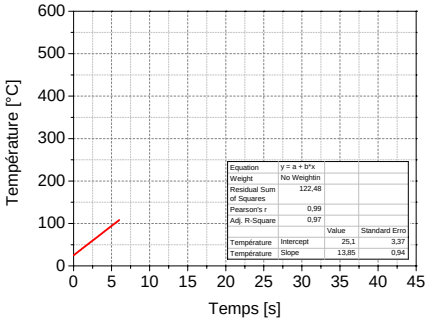


(r)

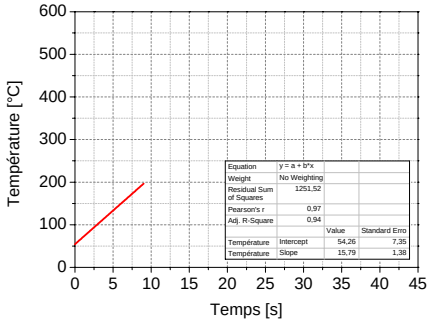
Figure III. 28. Evolution de la température de l'outil de coupe en fonction des différentes conditions de coupe testées (Vc et f). (a) à (f) $f_{0,10} = f(Vc)$. (g) à (l) $f_{0,15} = f(Vc)$. (m) à (r) $f_{0,20} = f(Vc)$

Avance par tour ($f_{0,10}$) = 0,10mm.tr^{-1} | **Avance par tour ($f_{0,15}$) = 0,15mm.tr^{-1}**

Vc = 15 m.min^{-1}

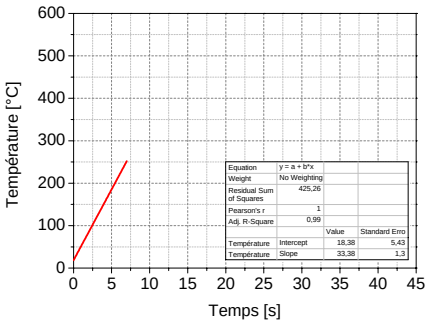


(a)

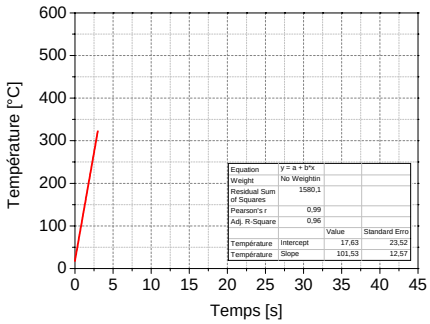


(g)

Vc = 60 m.min^{-1}

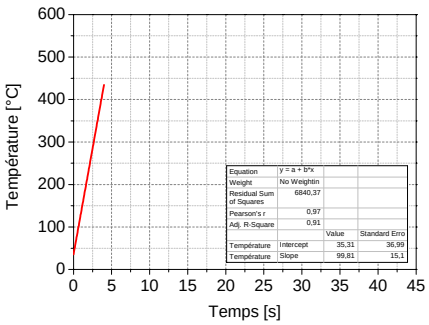


(b)

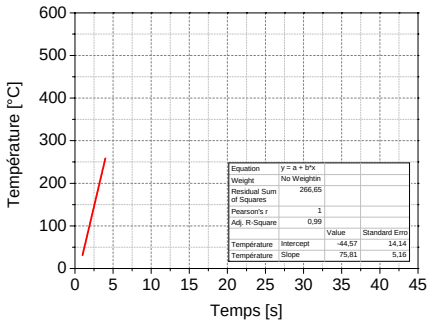


(h)

Vc = 90 m.min^{-1}

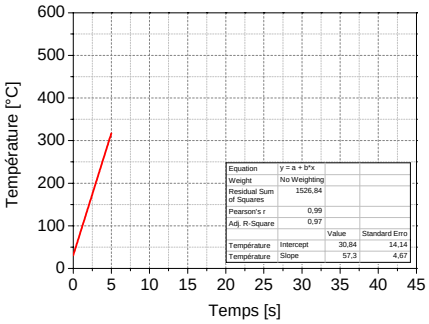


(c)

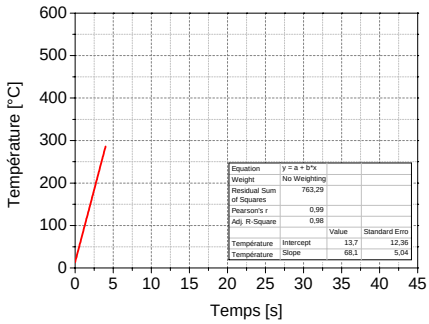


(i)

Vc = 120 m.min^{-1}

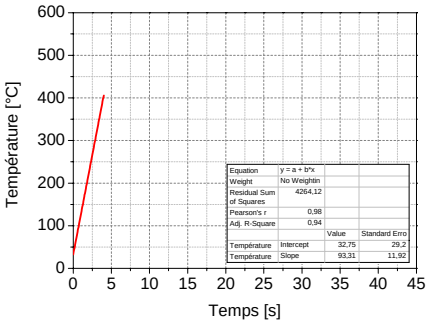


(d)

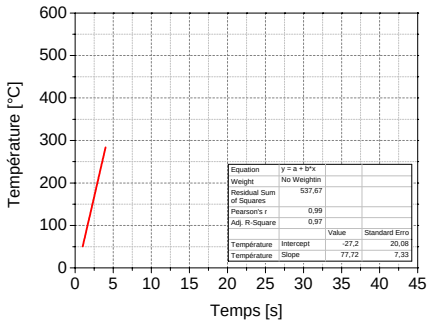


(j)

Vc = 150 m.min^{-1}

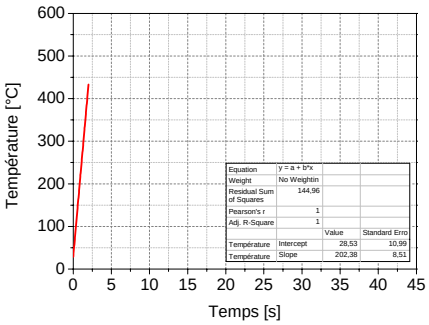


(e)

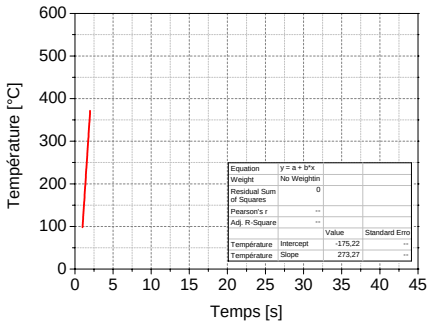


(k)

Vc = 180 m.min^{-1}

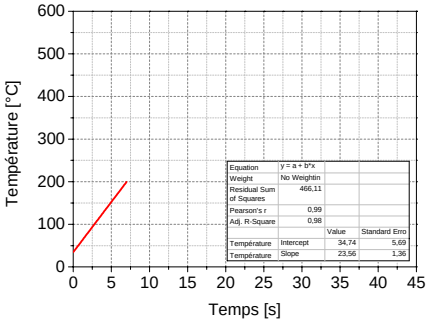


(f)



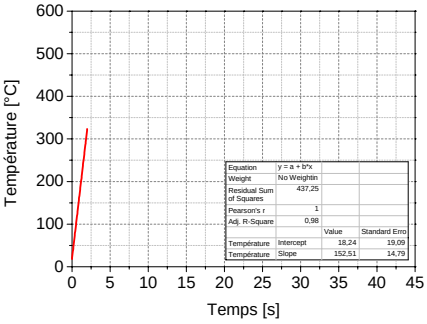
(l)

Vc = 15 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



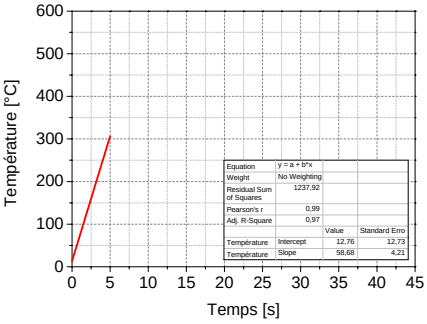
(m)

Vc = 60 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



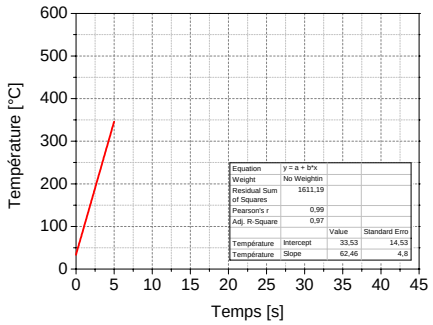
(n)

Vc = 90 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



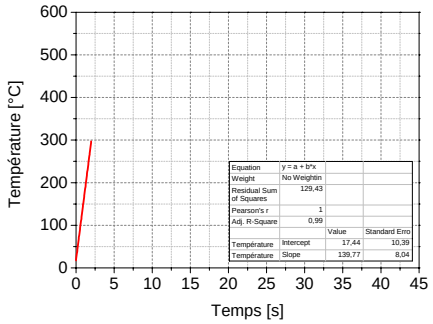
(o)

Vc = 120 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



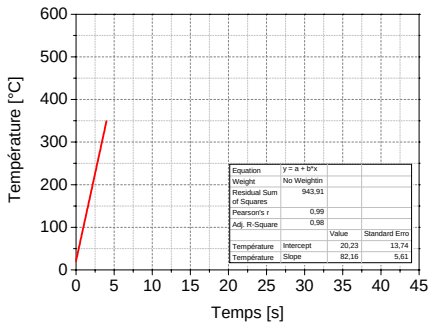
(p)

Vc = 150 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



(q)

Vc = 180 m.min^{-1} & f = 0,20 mm.tr^{-1}



(r)

Figure III. 29. « Ajustage » de la zone orange des courbes de l'élévation en température de l'outil de coupe en fonction des différentes conditions de coupe testées (Vc et f). (a) à (f) $f_{0,10} = f(Vc)$. (g) à (l) $f_{0,15} = f(Vc)$. (m) à (r) $f_{0,20} = f(Vc)$

ii. Analyses et interprétations des résultats

Fort du constat établi dans la partie précédente, il apparaîtrait intéressant de proposer une analyse des différents coefficients directeurs qui caractérisent la pente de la droite (après ''*ajustage*'') de la première phase de la **zone orange** de la *Figure III. 26*, autrement dit celle qui caractérise l'élévation en température de l'outil lorsqu'il entre en contact avec la matière au début de l'usinage. Dans le cas présent il est considéré que l'analyse de '' *m* '' (coefficient directeur) dépend directement du triptyque outil/matière/paramètres de coupe, et que par conséquent celui-ci évolue en même temps que le changement de l'un des paramètres de ce triptyque.

La *Figure III. 30* illustre une sensibilité importante à la vitesse de coupe (Vc). Au delà d'une vitesse de coupe (Vc) de 125m/min, le coefficient ''m'' repart de façon importante à la hausse. En revanche, l'avance par tour (f) semble avoir un effet limité sur l'évolution du coefficient ''m'' car les différentes courbes évoluent dans des proportions et des tendances relativement similaires.

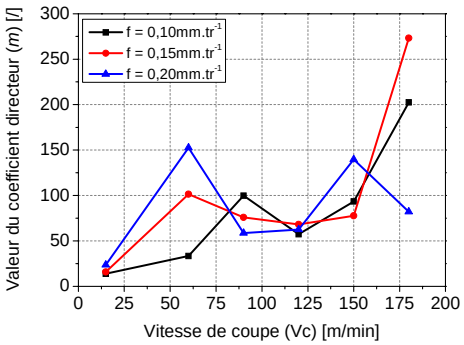


Figure III. 30. Evolution du coefficient directeur de la droite qui caractérise la première phase d'élévation en température d'un outil de coupe pour différents paramètres de coupe testés : $m = f(Vc \,\&\, f)$

3.2.2. Effet des conditions de coupe sur l'évolution des efforts de coupe

La *Figure III. 31 – (a)* et *(b)* permet de constater que le couple outil/matière considéré montre une sensibilité à la vitesse de coupe (Vc) ainsi qu'à l'avance par tour (f). Les tendances observées pour les différentes courbes sont les mêmes. Les efforts de coupe moyens ($\overline{F_c}$) ont donc tendance à décroître relativement rapidement (*Figure III. 31 – (a)*) pour les plus basses vitesses de coupe (Vc) testées, et ensuite à se stabiliser. Les efforts d'avance moyens ($\overline{Fa}$) ont quant à eux tendance à décroître plus doucement (*Figure III. 31 – (b)*) pour les plus basses vitesses de coupe (Vc) testées, et ensuite à tendre vers une phase de stabilisation. A noter l'augmentation de la valeur de l'avance par tour (f) va de pair avec l'augmentation du domaine dans lequel vont évoluer les efforts de coupe ($\overline{Fc}$ et $\overline{Fa}$).

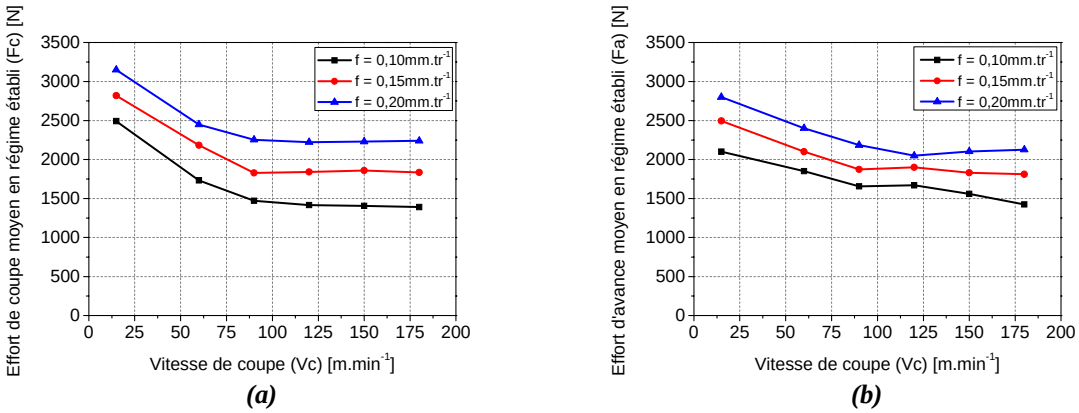


Figure III. 31. Evolution des efforts de coupe moyens en régime établi en fonction des différents paramètres de coupe testés. (a) effort de coupe moyen ($\overline{Fc}$) en régime établi. (b) effort d'avance moyen ($\overline{Fa}$) en régime établi

3.3. Conclusions

Cette étude expérimentale paramétrique a porté sur la caractérisation de deux paramètres de coupe, à savoir la vitesse de coupe (Vc) et l'avance par tour (f). Outre le fait que cette étude a permis de capitaliser des données fondamentales pour les travaux de modélisation des efforts de coupe, travaux abordés dans le chapitre suivant, elle a permis également d'analyser l'influence des deux paramètres testés sur l'évolution de la température de l'outil de coupe et des efforts de coupe. Au delà d'une vitesse de coupe (Vc) de 125m.min^{-1} la croissance du coefficient '' m '' devient importante. A l'inverse, l'avance par tour (f) ne semble pas avoir d'influence particulière sur l'évolution du coefficient '' m ''. Concernant les efforts de coupe ($\overline{Fc}$ et $\overline{Fa}$), l'analyse a révélé qu'il est préférable d'utiliser des vitesses de coupe (Vc) supérieures à 100m.min^{-1} car au-delà de cette valeur ce paramètre entame une phase de stabilisation de l'évolution des efforts de coupe ($\overline{Fc}$ et $\overline{Fa}$). Concernant l'avance par tour (f), l'analyse a révélé que l'augmentation de ce paramètre va de pair avec l'augmentation des efforts de coupe ($\overline{Fc}$ et $\overline{Fa}$). Au final, la coupe semble opérer dans de bonnes conditions dans une plage de vitesses de coupe (Vc) comprise entre 90 et 150 m.min^{-1}.

-o-o-o-o-o-o-o-

4. Références bibliographiques du Chapitre III

1. 66-520-8, A.N.E., *Domaine de fonctionnement des outils coupants - Partie 8 : mode d'obtention du couple outil-matière en perçage dans le plein.* 1999.

2. 66-520-7, A.N.E., *Domaine de fonctionnement des outils coupants - Partie 7 : application à la technologie de perçage dans le plein.* 2000.

3. 66-520-6, A.N.E., *Domaine de fonctionnement des outils coupants - Partie 6 : mode d'obtention du couple outil-matière en fraisage.* 1999.

4. 66-520-5, A.N.E., *Domaine de fonctionnement des outils coupants - Partie 5 : application à la technologie de fraisage.* 1999.

5. 66-520-4, A.N.E., *Domaine de fonctionnement des outils coupants - Partie 4 : mode d'obtention du couple outil-matière en tournage.* 1997.

6. 66-520-3, A.N.E., *Domaine de fonctionnement des outils coupants - Partie 3 : application à la technologie de tournage.* 1997.

7. L. Deshayes, *Méthodologie d'étude de la coupe. Liaison entre Couple Outil Matière et système Pièce Outil Machine.* Thèse de l'INSA de Lyon, 2003.

8. S. Bissey, *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement.* Thèse de l'Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers, 2005.

9. A. Crolet, *Contribution à l'étude de l'influence du comportement vibratoire du système "Pièce-Outil-Machine" sur la qualité de surface obtenue en tournage de superfinition.* Thèse de l'Institut National Polytechnique de Lorraine, 2008.

10. SANDVIK, *Deep hole drilling.* Product catalogue and application guide, 2003.

11. N. Guibert, *Etude et modélisation de l'influence des phénomènes de coupe sur les performances du forage vibratoire.* Thèse de l'universite Joseph Fournier de Grenoble 1, 2008.

12. M. Jrad, *Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale.* Thèse de l'universite de Metz, 2007.

13. M. E. Marinescu, *Mesure et estimation de la température lors du perçage de l'alliage Ti6Al4V.* Thèse de l'universite de Metz, 2009.

14. C. Bonnet, *Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone.* Thèse de l'Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers 2010.

15. V. Le Corre, *Etude de la compétition déchirure ductile / rupture fragile : application à la tenue mécanique des tubes en acier C-Mn et de leurs joints soudes.* Doctorat de l'école centrale de Lille, 2006.

16. M. Hajjaj, *Propagation dynamique et arrêt de fissure de clivage dans un acier bainitique.* PPt - Soutenance de Thèse, 2006.

17. B. Vereecke, *Une analyse probabiliste du comportement d'une famille d'aciers pour cuve de REP en cas d'accident grave.* Thèse de doctorat de l'université Paris VI, 2004.

18. J. P. Cordebois, *Fabrication par usinage.* Industrie et technologies, série matériaux, 2003.

19. D. Ovono Ovono, et al., *Approche locale de la propagation et de l'arrêt de fissure fragile.* 18ème Congrès Français de Mécanique, 2007.

20. C.H. Gao, K. Chenga, and D. Kirkwood, *The investigation on the machining process of BTA deep hole drilling.* Journal of Materials Processing Technology, 2000. 107, p. 222-227.

21. R. Komanduri and R. H. Brown, *On the mechanics of chip segmentation in machining.* Journal of Engineering for Industry, 1981. 103: p. 33-51.

22. J. D. Puerta Velasquez, *Etude des copeaux et de l'intégrité de surface en usinage à grande vitesse de l'alliage de titane TA6V.* Thèse de l'universite Paul Verlaine de Metz, 2007.

23. J. Barry, G. Byrne, and D. Lennon, *Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti-6Al-4V Alloy.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2001. 41, p. 1055-1070.

24. J. Barry and G. Byrne, *The Mechanisms of Chip Formation in Machining Hardened Steels.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2002. 124, p. 528-535.

25. S. Kouadri, et al., *Quantification of the chip segmentation in metal machining : Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013. 64, p. 102-113.

26. M. Cotterell and G. Byrne, *Characterisation of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy TI-6Al-4V.* CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2008. 1, p. 81-85.

27. F. Kea, J. Nib, and D.A. Stephenson, *Chip thickening in deep-hole drilling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005. 46, p. 1500-1507.

28. F. Kea, J. Nib, and D.A. Stephenson, *Continuous chip formation in drilling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005. 45, p. 1652-1658.

29. E. Merchant, *Basic mechanics of the metal cutting process.* J. App. Mech., 1944. Trans. ASME 66: p. A-168.

30. V. P. Astakhov and S. Shvets, *The assessment of plastic deformation in metal cutting.* Journal of Materials Processing Technology, 2003. 146, p. 193-202.

31. S. Atlati, et al., *Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio ‘‘SIR’’ to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2011. 51, p. 687-700.

32. C. Barlier, *MEMOTECH Plus : Industrialisation & mécanique.* 2010.

33. KISTLER, *Mesure des Efforts de Coupe : mesure de précision pour l'optimisation des procédés de coupe.* 2005.

34. C. Barlier, *Mesure en continu de l'usure des outils de coupe par micro-sondes incorporées.* Thèse de l'Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers, 1991.

35. J. Thil, et al., *A study of the BTA deep drilling process through a quantitative and qualitative analysis of the chip formation process.* Key Engineering Materials, 2013. 554-557 p. 1992-2008.

36. J.L. Battaglia, *Modélisation du comportement thermique d’un outil de fraisage : approche par identification de système non entier.* C. R. Mécanique, 2002. 30, p. 857-864.

37. T. Kagnaya, *Contribution à l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6%Co en usinage et par une approche tribologique et thermique.* Thèse de l'Ecole Nationale Superieure des Mines de Paris, 2009.

Page délibérément blanche…

CHAPITRE IV

MODELISATION THERMOMÉCANIQUE DES EFFORTS DE COUPE DU PROCÉDÉ DE FORAGE BTA

Sommaire

1. MODELISATION ANALYTIQUE THERMOMECANIQUE DES EFFORTS DE COUPE SUR UN OUTIL DE FORAGE BTA 161
   1.1. Efforts de coupe élémentaires 162
   1.2. Modèle analytique thermomécanique de la coupe orthogonale 164
      1.2.1. Définition du système d'efforts 165
      1.2.2. Modèle de la bande de cisaillement 168
      1.2.3. Calcul de la contrainte de cisaillement τ_1 dans la bande de cisaillement 169
      1.2.4. Calcul de l'angle de frottement λ 173
      1.2.5. Calcul de l'angle de cisaillement ϕ 173
      1.2.6. Algorithme du modèle de la coupe orthogonale 174
2. APPLICATION DU MODELE 175
   2.1. Validation du modèle de coupe orthogonale 175
   2.2. Application du modèle au cas particulier du forage profond avec système BTA 175
      2.2.1. Etude de cas n°1 : analyse de l'évolution des efforts de coupe 176
      2.2.2. Etude de cas n°2 : analyse de l'influence de la géométrie des parties actives sur l'évolution des efforts de coupe 181
3. CONCLUSIONS 185
4. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE IV 187

Page délibérément blanche…

Nomenclature du Chapitre IV

Acronymes :

B.T.A. :	Boring Trepanning Association (en Français : association de l'alésage et du trépanage) [/]
D.C. :	Dent Centrale [/]
D.I. :	Dent Intermédiaire [/]
D.E. :	Dent Externe [/]

Paramètres de coupe :

ap :	Profondeur de passe (dans le cas d'une opération de perçage : ap=R) [mm]
N :	Fréquence de rotation de l'outil de coupe [$tr.min^{-1}$]
f , s :	Avance par tour de l'outil de coupe [$mm.tr^{-1}$]
Vf :	Vitesse d'avance de l'outil de coupe [$mm.min^{-1}$]
Vc :	Vitesse de coupe de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
Ve :	Vitesse de coupe effective de l'outil de coupe [$m.min^{-1}$]
Q :	Volume de matière enlevée par l'outil de coupe [$cm^3.min^{-1}$]
q :	Débit du fluide de coupe [$l.min^{-1}$]
S_c , A_D :	Section du copeau [mm^2]
ω :	Vitesse angulaire de l'outil de coupe [$rad.s^{-1}$]

Paramètres de l'outil de coupe :

Ø, d :	Diamètre de l'outil de coupe [mm]
r_β :	Rayon d'arête de l'outil de coupe [mm]
w_c :	Largeur effective de prise matière de la dent centrale [mm]
w_i :	Largeur effective de prise matière de la dent intermédiaire [mm]
w_e :	Largeur effective de prise matière de la dent externe [mm]

Paramètres physiques de la coupe :

Mc , Mz :	Couple de perçage [N.m]
Fc :	Effort de coupe [N]
Fa :	Effort d'avance [N]
Fr :	Effort radial [N]
U , Pc :	Puissance de coupe [W]
p :	Pression exercée à l'interface outil/copeau [MPa]
T_{int} :	Température exercée à l'interface outil/copeau [MPa]

Paramètres géométriques de la coupe :

Pr :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan de référence [/]
Po :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan orthogonal [/]
Ps :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) du plan d'arête [/]
α :	Notation arbitraire de l'angle de coupe [°]
λ_s :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle d'inclinaison d'arête indiqué dans le plan de travail, outil en main [°]
δ_{oe} :	Notation normalisée (NF E ISO 3002-1) de l'angle d'inclinaison de la vitesse de coupe effective indiqué dans le plan orthogonal, outil en travail [°]
λ :	Angle de frottement à l'interface outil/copeau [°]
μ :	Coefficient de frottement [/]
ϕ :	Angle de cisaillement [°]
η :	Angle de direction d'écoulement du copeau [°]
κ_r :	Angle d'attaque ou direction d'arête [°]

Paramètres du matériau :

V :	Vitesse d'écoulement du copeau [$m.min^{-1}$]
t_1 :	Epaisseur du copeau non déformé [mm]
t_2 :	Epaisseur du copeau déformé [mm]
w :	Largeur du copeau [mm]
l :	Longueur du copeau [mm]
l_c :	Longueur de contact à l'interface outil/copeau [mm]
b :	Largeur de coupe effective [mm]
$w\ b_1$:	Largeur du copeau déformé [mm]
W :	Poids du copeau déformé [g]
c :	Capacité thermique massique [$J.Kg^{-1}.°C^{-1}$]
k :	Conductivité thermique [$W.m^{-1}.°C^{-1}$]
τ_{max} :	Contrainte de cisaillement maximale admissible [MPa]
ρ :	Densité [$g.cm^{-3}$]
σ_{uts} :	Contrainte de traction maximale [MPa]
ζ :	Rapport de compression du copeau [/]

Paramètres propres à la modélisation thermomécanique de la coupe :

$\tilde{z}$:	Coordonnées le long de la direction normale à la bande de cisaillement primaire (z coordonnées adimensionnelles) [/]
h :	Epaisseur de la bande de cisaillement [mm]

V_N :	Vitesse normale de la bande de cisaillement [m.s^{-1}]
V_{s1}, V_{s2} :	Vitesse de part et d'autre de la bande de cisaillement [m.s^{-1}]
$\tilde{t}$:	Temps [s]
$\tilde{v}_x$, $\tilde{v}_y$, $\tilde{v}_z$:	Composantes de la vitesse des particules dans la bande de cisaillement primaire (v_x, v_y, v_z coordonnées adimensionnelles) [/]
γ :	Déformation [mm]
$\dot{\gamma}$:	Vitesse de cisaillement [m.s^{-1}]
θ :	Température absolue [°C]
θ_0 :	Température de la pièce avant usinage [°C]
β :	Coefficient de Taylor-Quinney qui caractérise le transfert de l'énergie mécanique en énergie thermique (fixé à 0,9 pour les aciers) [/]

Page délibérément blanche…

Une modélisation thermomécanique des efforts de coupe en forage profond avec système BTA est présentée dans ce chapitre. Le matériau étudié est l'acier faiblement allié 18MND5. Son comportement est représenté par une loi thermo-viscoplastique. Le modèle tient compte des efforts locaux exercés sur les arêtes de coupe. Une étude paramétrique est réalisée, et l'influence des conditions de coupe et des angles de coupe sur les efforts de coupe est présentée.

1. Modélisation analytique thermomécanique des efforts de coupe sur un outil de forage BTA

Pour prédire les efforts exercés sur un outil de coupe en usinage, différentes approches théoriques ont été proposées et traitées dans la littérature, comme par exemple : [1-12]. Les modèles de base, dits mécanistiques, reposent sur un certain nombre de mesures telles que les efforts de coupe moyens ($\overline{Fc}$, $\overline{Fa}$, $\overline{Fr}$) ou la pression spécifique de coupe (Kc), et dépendent souvent des principaux paramètres de coupe, tels que la vitesse de coupe (Vc), l'avance par tour (f) ou encore la profondeur de passe (ap). Les modèles les plus élaborés prennent en compte la dépendance à la température et à la vitesse de déformation du matériau usiné. Il est possible de distinguer trois approches principales dans la modélisation des efforts de coupe en usinage, à savoir les approches empiriques, les approches analytiques et les approches numériques. Chaque approche a ses avantages et ses limites.

Les approches empiriques sont basées sur l'expérimentation. Les modèles empiriques reposent souvent sur des coefficients permettant d'établir une relation entre les efforts de coupe et la section de copeau. Les modèles actuels les plus aboutis permettent de tenir compte des principales conditions de coupe. Il est possible également, grâce à ce type de modélisation et par intégration élémentaire le long d'une arête de coupe, de caractériser un effort de coupe résultant ou à l'inverse de caractériser la distribution des efforts de coupe le long d'une arête de coupe. De nombreux essais sont nécessaires afin de caractériser les différents coefficients qui peuvent composer les modèles empiriques. Bissey [16] indique que Altintas [13] propose une généralisation aux principales géométries d'outil de fraisage, de la théorie unifiée d'Armarego [14, 15] qui permet d'extrapoler les résultats de la coupe orthogonale au cas de la coupe oblique. La difficulté dans l'utilisation des modèles empiriques réside dans leur domaine de validité car l'identification des coefficients ne vaut que pour une seule configuration donnée.

Les approches analytiques font généralement intervenir des grandeurs telles que la contrainte de cisaillement maximale admissible par le matériau étudié (τ_{max}), la section de copeau (Sc), l'angle du cône de frottement défini par la loi de Coulomb (λ), la déformation (ε) et la vitesse de déformation ($\dot{\varepsilon}$) des zones de cisaillement du copeau, et ce pour une température donnée. Les modèles analytiques permettent de disposer de valeurs globales et sont donc limités puisqu'il n'est pas possible par exemple, de caractériser l'évolution complète des

grandeurs caractéristiques de la coupe telles que les champs de contraintes, les champs de déformations ou encore les champs de température au sein de la pièce et/ou de l'outil. De plus, ils ne permettent pas de s'affranchir de la réalisation d'essais expérimentaux car l'identification expérimentale de coefficients est souvent nécessaire. A cela s'ajoute le fait que ce type de modèle fait souvent appel à des caractéristiques liées au copeau et à la zone de coupe, et qui sont difficilement observables.

Les approches numériques, comme par exemple la méthode par éléments finis, permettent de simuler des cas d'usinage complexes, et d'étudier le comportement non linéaire de la coupe. Il est possible grâce à cette approche, d'analyser la mécanique du contact outil/copeau/surface usinée, et également d'obtenir des grandeurs physiques locales (contraintes, température), en plus des grandeurs physiques globales. Néanmoins, l'approche numérique nécessite des temps de mise en œuvre (identification des coefficients des modèles utilisés, choix du type d'éléments finis, etc.) et de calcul très élevés.

Dans le cadre de ce travail, le développement d'une approche analytique a été privilégié pour prédire les efforts de coupe en forage avec système BTA. Le choix de l'approche analytique est conditionné par le fait que de nombreux paramètres peuvent être intégrés pour le calcul des efforts de coupe, tout en sachant qu'il est possible d'étudier la distribution locale des efforts de coupe sur l'outil mais également que les temps calculs sont très courts. A cela s'ajoute l'efficacité avérée des modèles analytiques thermomécaniques. Ces motifs constituent les principales motivations dans le choix de la démarche adoptée pour ces travaux de recherche, au cours desquels le fil rouge de la rationalisation des essais expérimentaux a été suivi. Ainsi, une modélisation analytique thermomécanique à trois étapes a été développée. Le principe consiste à définir les efforts de coupe élémentaires dans chacune des sections de coupe considérées. Par la suite, l'intégration de ces efforts de coupe permet de définir les efforts de coupe résultants dans chacune des dents de la tête de forage BTA. Enfin, les efforts de coupe résultants dans l'outil pourront être déterminés par sommation des efforts de coupe résultants dans chacune des dents. Cette démarche a été appliquée dans plusieurs travaux, comme par exemple ceux de Jrad [17] pour le cas du perçage ou ceux de Fontaine et al. [18-20] pour le cas du fraisage hémisphérique. La modélisation en question permet de caractériser le chargement mécanique subi par chaque plaquette qui compose la tête BTA, et de surcroit la distribution des efforts élémentaires le long des arêtes de coupe des plaquettes.

1.1. Efforts de coupe élémentaires

Sur un outil de forage BTA, l'effort d'avance (Fa), l'effort radial (Fr) et le couple de perçage (Mc) résultent :

- Des efforts élémentaires exercés le long des arêtes de coupe des plaquettes qui composent la tête. Ces efforts résultent eux-mêmes de l'action mécanique de l'outil sur la matière pendant l'usinage. Comme évoqués dans le Chapitre I,

Figure I.22, ces efforts représentent l'essentiel de la puissance de coupe consommée.

- Des efforts au niveau des patins de guidage. Ceux-ci sont caractéristiques de l'effet de polissage/rodage de la paroi de l'alésage, mais également de l'effet de frottement radial et longitudinal.

A la vue des travaux de recherche scientifique réalisés sur le sujet et relatés dans la partie *''4.1''* du *Chapitre I*, il est très difficile de caractériser l'effet des patins de guidage sur l'alésage en cours d'usinage. C'est pourquoi, dans le cadre de ces travaux de recherche, seuls les efforts exercés sur les dents qui composent la tête seront pris en compte.

Les efforts exercés sur les dents résultent des efforts locaux exercés sur chaque arête élémentaire. En discrétisant chaque arête de coupe en plusieurs arêtes élémentaires, il devient alors possible de calculer les efforts de coupe moyens ($\overline{Fc}$, $\overline{Fa}$, $\overline{Fr}$) exercés sur chaque dent. La *Figure IV. 1* illustre la discrétisation élémentaire des arêtes de coupe et des efforts appliqués.

En forage profond avec un outil BTA, étant donné que la vitesse de coupe (Vc) est perpendiculaire, pour une section de coupe donnée, à l'arête de coupe, la coupe est alors considérée comme étant orthogonale. Dans ce cas, un modèle analytique thermomécanique pour la coupe orthogonale, décrit par la suite (*§ 1.2*), sera appliqué pour le calcul des efforts de coupe élémentaires (Fc_i, Fa_i, Fr_i).

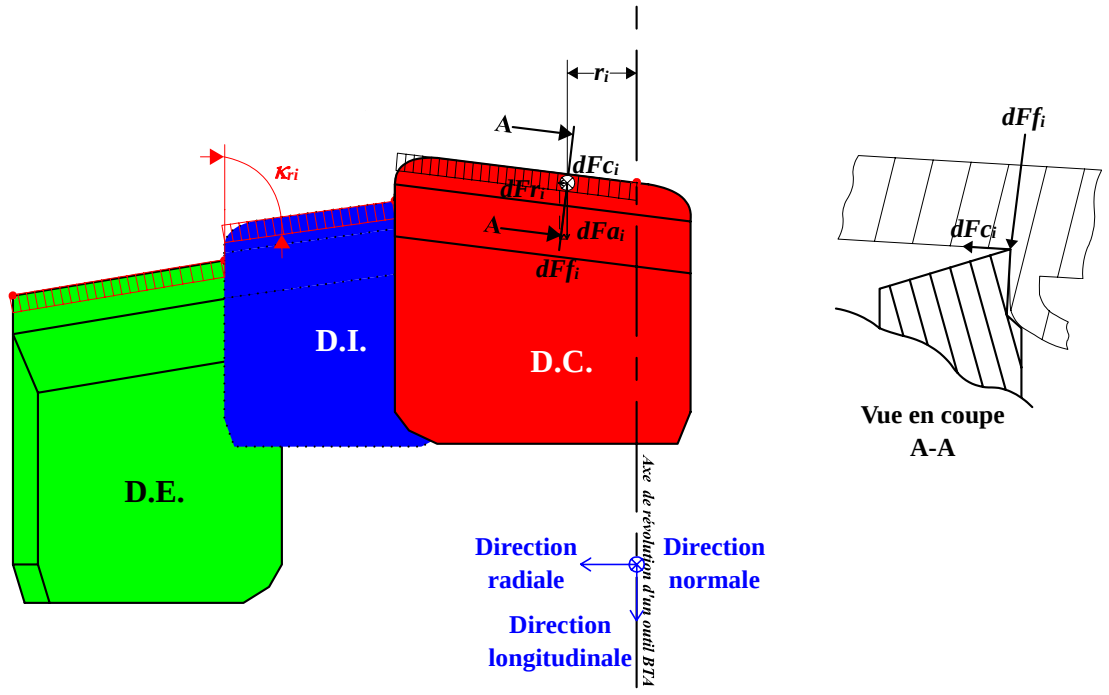


Figure IV. 1. Représentation schématique anamorphosée des efforts de coupe élémentaires appliqués sur les arêtes de coupe d'un outil BTA

A partir de l'effort d'avance élémentaire dF_f^i, par projection il est possible de calculer l'effort d'avance élémentaire dF_a^i ainsi que l'effort radial élémentaire dF_r^i :

$$dF_a^i = dF_f^i.\cos(\kappa_r) \quad \text{(IV. 1)}$$

$$dF_r^i = dF_f^i.\sin(\kappa_r) \quad \text{(IV. 2)}$$

A partir de l'effort de coupe élémentaire dF_c^i le moment élémentaire est calculé de la façon suivante :

$$dM_c^i = dF_c^i.r_i \quad \text{(IV. 3)}$$

Par la suite, une intégration le long de chaque arête de coupe permet d'obtenir respectivement l'effort d'avance F_a^j, l'effort radial F_r^j ainsi que le couple M_c^j appliqués sur chaque dent :

$$F_a^j = \int dF_a = \sum_{i=1}^{N} dF_a^i = \sum_{i=1}^{N} dF_a^i(dF_f^i, dF_c^i) \quad \text{(IV. 4)}$$

$$F_r^j = \int dF_r = \sum_{i=1}^{N} dF_r^i = \sum_{i=1}^{N} dF_r^i(dF_f^i, dF_c^i) \quad \text{(IV. 5)}$$

$$M_c^j = \int r.dF_c = \sum_{i=1}^{N} r_i.dF_c^i \quad \text{(IV. 6)}$$

Les principaux efforts de coupe resultants peuvent ensuite être determinés, à savoir l'effort d'avance résultant F_a, l'effort radial résultant F_r et le couple résultant M_c. Ces efforts sont donnés respectivement comme suit :

$$F_a = \sum_{j=1}^{3} F_a^j \quad \text{(IV. 7)}$$

$$F_r = \sum_{j=1}^{3} F_r^j \quad \text{(IV. 8)}$$

$$M_c = \sum_{j=1}^{3} M_c^j \quad \text{(IV. 9)}$$

L'algorithme de calcul des efforts de coupe exercés sur une tête BTA est donné par la *Figure IV. 3*.

1.2. Modèle analytique thermomécanique de la coupe orthogonale

Dans une section de coupe donnée d'une arête de coupe d'un outil BTA, il est possible de considérer que la coupe opère de façon orthogonale, c'est à dire que la direction d'écoulement du copeau sur la face de coupe est perpendiculaire à l'arête de coupe

considérée. En se plaçant dans ce plan d'écoulement, il est alors possible d'estimer localement les efforts de coupe dF_c^i et d'avance dF_a^i. Pour évaluer ces efforts, un modèle analytique thermomécanique de la coupe orthogonale sera mis en œuvre. Ce modèle a été développé dans un premier temps par Molinari et Dudzinski [21], puis amélioré par Moufki et al. [22]. Il est couramment appelé modèle de la bande de cisaillement. Avec des conditions de coupe connues (fréquence de rotation et vitesse d'avance), les données d'entrée de ce modèle sont les suivantes :

- L'avance par tour locale,
- La vitesse de coupe locale,
- Le comportement thermomécanique du matériau usiné,
- Le comportement tribologique de l'interface outil-copeau.

1.2.1. Définition du système d'efforts

L'application du modèle de Molinari et Dudzinski [21] nécessite des données complémentaires relatives à l'angle de cisaillement (ϕ), la direction de l'écoulement du copeau et le coefficient de frottement (μ). La connaissance de l'angle de cisaillement (ϕ), *Figure IV. 2*, qui caractérise l'inclinaison de la bande de cisaillement primaire est une donnée essentielle de la modélisation.

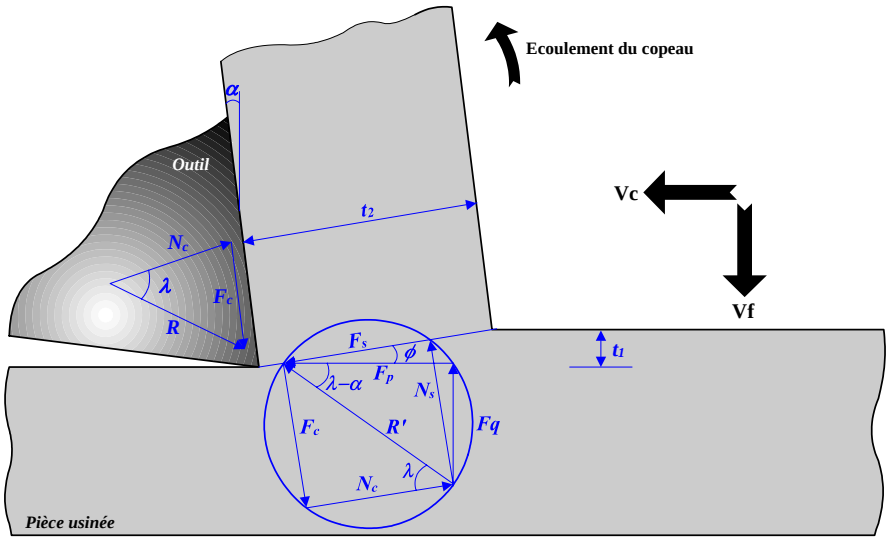


Figure IV. 2. Représentation de la coupe orthogonale dans une section de coupe. Modèle du plan de cisaillement de Merchant

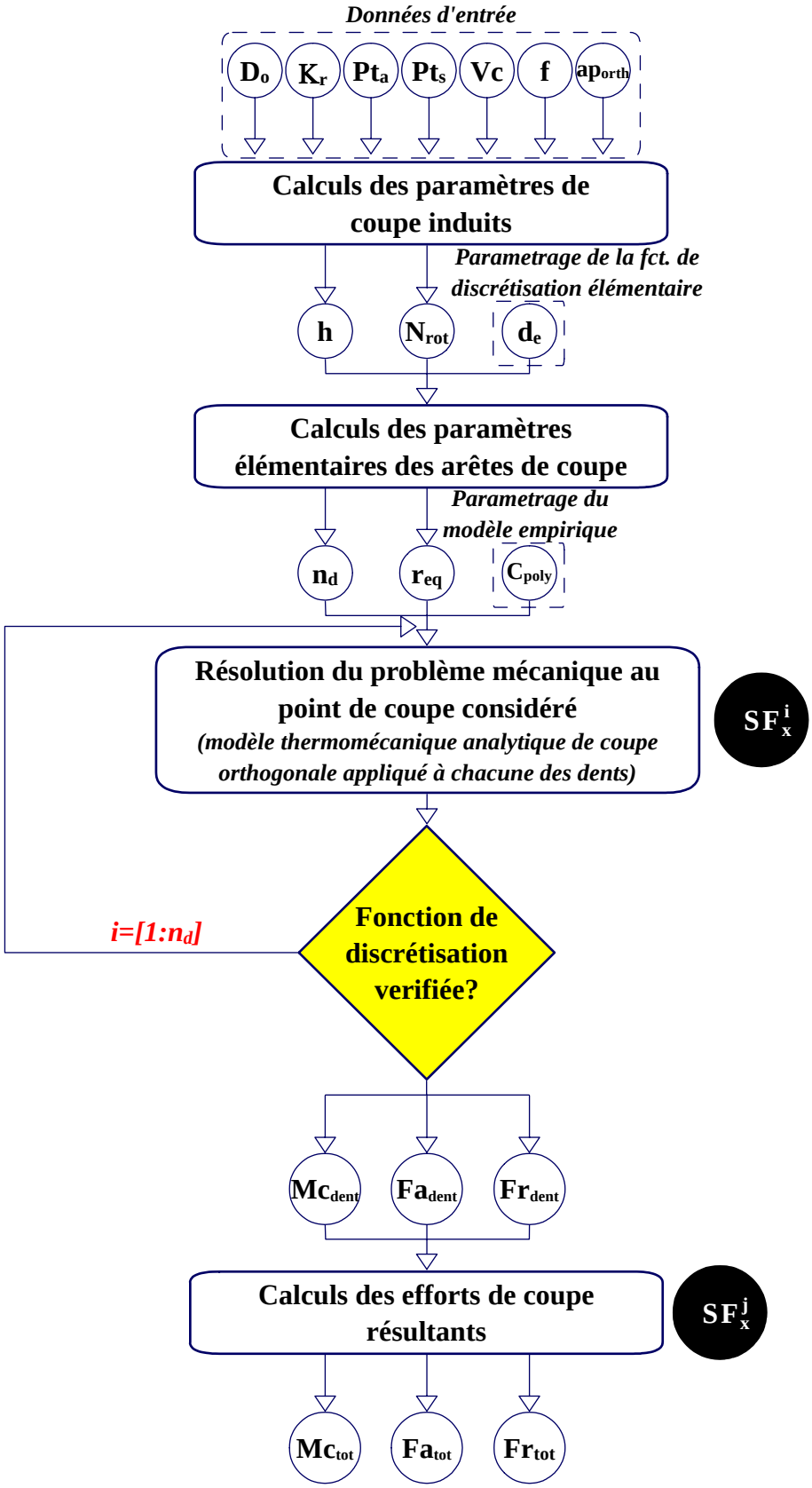


Figure IV. 3. Algorithme itératif du modèle analytique thermomécanique des efforts de coupe en forage avec système BTA

La composante F_s dans le plan de cisaillement est déterminée à partir de la contrainte de cisaillement τ supposée uniforme dans ce plan :

$$F_s = \frac{w.t_1.\tau_1}{\sin(\phi)} \quad \text{(IV. 10)}$$

Selon la *Figure IV. 2*, il est possible d'obtenir les efforts de coupe par projection à l'aide des formules suivantes :

$$N_s = F_s.\tan(\phi + \lambda - \alpha) \quad \text{(IV. 11)}$$

$$F_p = F_s.\cos(\phi) + N_s.\sin(\phi) \quad \text{(IV. 12)}$$

$$F_q = -F_s.\sin(\phi) + N_s.\cos(\phi) \quad \text{(IV. 13)}$$

$$F_c = F_p.\sin(\alpha) + F_q.\cos(\alpha) \quad \text{(IV. 14)}$$

$$N_c = F_p.\cos(\alpha) - F_q.\sin(\alpha) \quad \text{(IV. 15)}$$

Dans les équations (IV. 11) à (IV. 15), les paramètres connus sont l'angle de coupe α, l'avance t_1 et la largeur de coupe w. Ainsi, les paramètres à calculer pour obtenir les différents efforts de coupe sont la contrainte de cisaillement à la fin de la bande de cisaillement τ_1, l'angle de cisaillement ϕ ainsi que l'angle de frottement λ.

Il apparaît clairement que la valeur de l'angle de cisaillement conditionne le niveau d'efforts et l'état de déformation dans la zone de cisaillement primaire. La valeur de cet angle est donc très importante pour la modélisation de la coupe. Jrad [17] rappelle que différentes relations existent dans la littérature pour le calcul de l'angle de cisaillement. Ces expressions traduisent le fait que ce dernier est principalement fonction de l'angle de coupe et de l'angle moyen de frottement.

Auteur(s)	Modèle de l'angle de cisaillement ϕ en coupe orthogonale
Analyse dimensionnelle	$\phi = \psi(\alpha, \lambda)$
Ernst et Merchant	$\phi = 45 - \lambda/2 + \alpha/2$
Merchant	$\phi = \frac{\cot^{-1} K}{2} - \lambda/2 + \alpha/2$
Stabler	$\phi = 45 - \lambda + \alpha/2$
Lee et Shaffer	$\phi = 45 - \lambda + \alpha$
Lee et Shaffer	$\phi = 45 + \theta - \lambda + \alpha$
Hucks	$\phi = 45 - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \alpha$
Hucks	$\phi = \frac{\cot^{-1} K}{2} - \frac{\tan^{-1} 2\mu}{2} + \alpha$

Tableau IV. 1. Relations donnant l'angle de cisaillement primaire en coupe orthogonale, d'après Shaw [23], avec ϕ l'angle de cisaillement, λ l'angle de frottement, α l'angle de coupe, K un coefficient relatif au matériau usiné, μ le coefficient de frottement et θ une constante dépendant de l'arête rapportée

1.2.2. Modèle de la bande de cisaillement

Selon Fontaine [20], dans ce modèle, la zone de cisaillement primaire **(***Figure IV. 4***)** est supposée être une bande d'épaisseur constante h, inclinée par rapport à la surface libre d'un angle ϕ correspondant à l'angle de cisaillement.

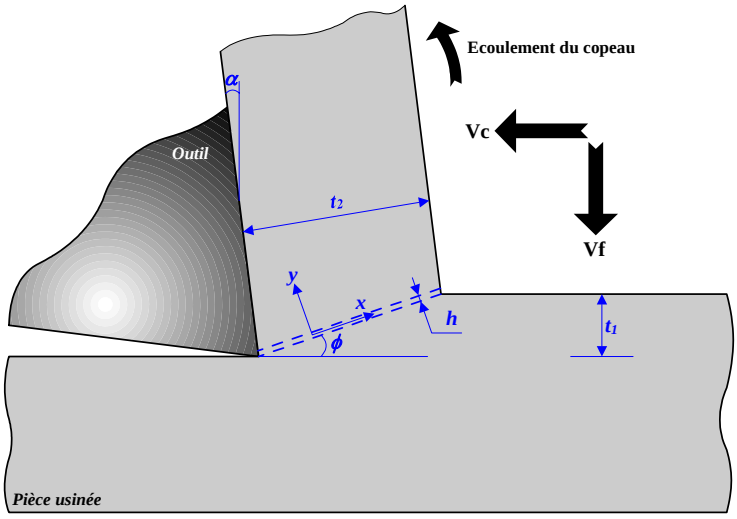


Figure IV. 4. Vue en coupe de la représentation de la coupe orthogonale

1.2.3. Calcul de la contrainte de cisaillement τ_1 dans la bande de cisaillement

Pour évaluer la contrainte de cisaillement τ_1, le modèle de la bande de cisaillement développé par Molinari et Dudzinski [21] est utilisé.

Le matériau usiné est supposé isotrope, viscoplastique et rigide, c'est-à-dire sans déformation élastique. Son comportement est décrit par la loi puissance de Clifton :

$$\tau = \mu(\gamma + \gamma_0)^n . \dot{\gamma}^m . \theta^v \qquad \text{(IV. 16)}$$

où τ est la contrainte de cisaillement, γ, $\dot{\gamma}$, θ sont respectivement la déformation, la vitesse de cisaillement et la température absolue. μ et γ_0 sont des caractéristiques du matériau; m, n et v sont respectivement le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation ($0 \leq m \leq 1$), le coefficient de sensibilité à la déformation ($n \geq 0$) et le coefficient de sensibilité à l'adoucissement thermique ($v \leq 0$). Ces paramètres ont été identifiés pour le matériau étudié (acier faiblement allié 18MND5) à partir d'essais dynamiques et en température. Ces paramètres sont donnés dans le *Tableau IV. 2*.

v	μ	m	n	γ_0	T_{ref}	T_{fus}
[/]	[MPa]	[/]	[/]	[/]	[K]	[K]
-,039	5 400	0,03	0,08	0,01	300	1,700

Tableau IV. 2. Paramètres thermo-viscoplastiques de l'acier faiblement allié 18MND5

Le diagramme des vitesses est donné par la *Figure IV. 5*, où *Vc* est la vitesse relative du copeau par rapport à l'outil suivant la face de coupe. V_{s1} et V_{s2} sont les vitesses de cisaillement de part et d'autre de la bande, V_N est la vitesse normale de la bande de cisaillement à l'entrée et à la sortie.

L'hypothèse d'un écoulement unidimensionnel est émise. Tous les paramètres définissant le processus sont des fonctions de Y (l'axe $\vec{Y}$ est perpendiculaire à la zone de cisaillement, *Figure IV. 5*) et du temps $\tilde{t}$. En particulier, les composantes de la vitesse d'une particule de matière dans la bande sont données par :

$$\tilde{V}_X = \tilde{V}_X(\tilde{Y}, \tilde{t}) \qquad \text{(IV. 17)}$$

$$\tilde{V}_Y = \tilde{V}_Y(\tilde{Y}, \tilde{t}) \qquad \text{(IV. 18)}$$

$$\tilde{V}_t = 0 \qquad \text{(IV. 19)}$$

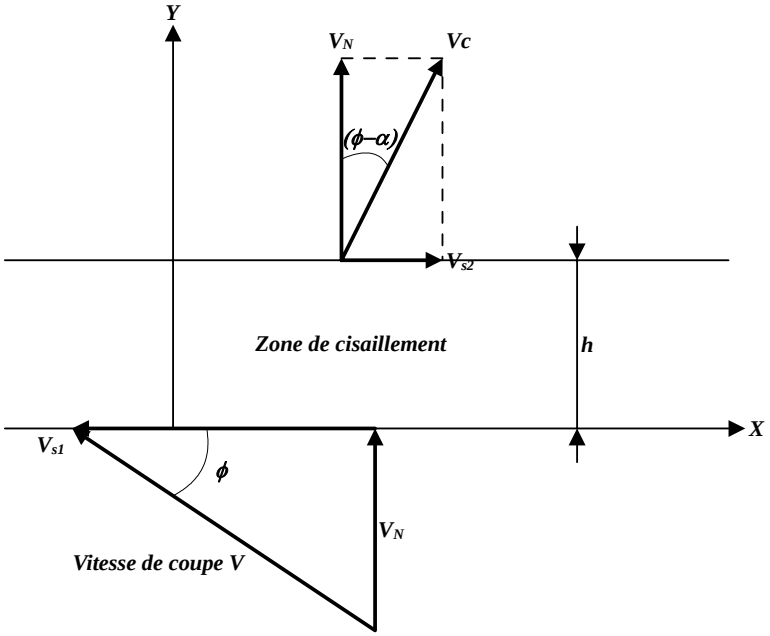


Figure IV. 5. Diagramme des vitesses aux extrémités de la bande cisaillement, d'après Fontaine [20]

La condition d'incompressibilité impose que la vitesse normale V_N soit constante dans la bande :

$$\frac{d\tilde{v}_Y}{d\tilde{Y}} = 0 \qquad \text{(IV. 20)}$$

où

$$\tilde{V}_Y = V_N = V.\sin(\phi) \qquad \text{(IV. 21)}$$

Les vitesses suivant l'axe X à l'entrée et à la sortie de la bande sont :

$$\tilde{V}_X(\tilde{Y} = 0, \tilde{t}) = V_{S1} = -V.\cos(\phi) \qquad \text{(IV. 22)}$$

$$\tilde{V}_X(\tilde{Y} = h, \tilde{t}) = V_{S2} = V_N.\tan(\phi - \alpha) = V.\sin(\phi).\tan(\phi - \alpha) \qquad \text{(IV. 23)}$$

La vitesse du copeau par rapport à l'outil s'écrit alors :

$$Vc = \frac{V_N}{\cos(\phi - \alpha)} = \frac{V.\sin(\phi)}{\cos(\phi - \alpha)} \qquad \text{(IV. 24)}$$

La vitesse de glissement $\dot{\bar{\gamma}}$ est reliée à la vitesse $\vec{v}_x$ par la relation de compatibilité, elle correspond à la dérivée particulaire du glissement γ :

$$\frac{d\tilde{v}_x}{d\tilde{Y}} = \dot{\tilde{\gamma}} = \frac{d\gamma}{d\tilde{t}} = \frac{d\gamma}{d\tilde{t}} + \frac{d\gamma}{d\tilde{\gamma}}.V_N \qquad \text{(IV. 25)}$$

de valeur moyenne $\dot{\bar{\gamma}}_m$:

$$\dot{\bar{\gamma}}_m = \frac{1}{h}\int_0^h \dot{\tilde{\gamma}} d\tilde{\gamma} = \frac{V_{S2} - V_{S1}}{h} = \frac{V}{h}.\frac{\cos(\alpha)}{\cos(\phi - \alpha)} \qquad \text{(IV. 26)}$$

Dans un problème unidimensionnel, Fontaine [20] précise que les équations du mouvement se réduisent à :

$$\frac{d\tilde{\tau}}{d\tilde{Y}} = \rho.\left(\frac{d\tilde{v}_x}{d\tilde{t}} + \dot{\tilde{\gamma}}.V_N\right) \qquad \text{(IV. 27)}$$

où ρ est la masse volumique du matériau usiné.

L'évolution de la température dans la zone de cisaillement est gouvernée par l'équation de la chaleur. En supposant que la fraction β (coefficient de Taylor-Quinney défini pour le cas des aciers à 0,9) de l'énergie de déformation plastique est convertie en chaleur, la conservation de l'énergie conduit à l'équation suivante [20] :

$$\rho.c.\left(\frac{d\tilde{\theta}}{d\tilde{t}} + \frac{d\tilde{\theta}}{d\tilde{Y}}.V_N\right) = k\frac{\partial^2\tilde{\theta}}{\partial\tilde{Y}^2} + \beta.\tilde{\tau}.\dot{\tilde{\gamma}} \qquad \text{(IV. 28)}$$

où c est la capacité calorifique et k le coefficient de conduction thermique.

Dans le but d'obtenir des équations adimensionnelles, Molinari et Dudzinski [21] indiquent que les variables sans dimension sont définies ainsi :

$$Y = \frac{\tilde{Y}}{h}, \theta = \frac{\tilde{\theta}}{\theta_0}, t = \tilde{t}.\dot{\tilde{\gamma}}_R \qquad \text{(IV. 29)}$$

$$v = \frac{\tilde{v}}{V_N}, \dot{\gamma} = \frac{\dot{\tilde{\gamma}}}{\dot{\gamma}_R}, \tau = \frac{\tilde{\tau}}{\tau_{R'}} \qquad \text{(IV. 30)}$$

où h correspond à l'épaisseur de la bande de cisaillement, θ_0 à la température de la pièce avant usinage, V_N à la vitesse normale, $\dot{\gamma}_R$ à la vitesse de déformation de référence, laquelle est considérée comme étant égale à la vitesse de déformation moyenne :

$$\dot{\gamma}_R = \dot{\tilde{\gamma}}_R \qquad \text{(IV. 31)}$$

et τ_R est une contrainte de cisaillement de référence égale à :

$$\tau_R = \mu.\dot{\gamma}_m^m.\theta_r^v \qquad \text{(IV. 32)}$$

Les équations sont maintenant réécrites sous la forme adimensionnelle suivante :

$$\tau = \theta^{v}.\dot{\gamma}^{m}.(\gamma + \gamma_0)^{n} \tag{IV. 33}$$

$$\frac{d\tau}{dY} = D.\left(\frac{\partial v_X}{\partial t} + \dot{\gamma}\right) \tag{IV. 34}$$

$$\dot{\gamma} = C.\left(\frac{\partial v_X}{\partial Y}\right) \tag{IV. 35}$$

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial \gamma}{\partial t} + C.\left(\frac{\partial \gamma}{\partial Y}\right) \tag{IV. 36}$$

$$\frac{\partial \gamma}{\partial t} + C.\left(\frac{\partial \theta}{\partial Y}\right) = K.\left(\frac{d^2\theta}{dY^2}\right) + B.\tau.\dot{\gamma} \tag{IV. 37}$$

où les nombres sans dimension *B*, *C*, *D* et *K* sont définis par :

$$B = \frac{\beta.\tau_r}{\rho.C_c.\theta_r} \tag{IV. 38}$$

$$C = \frac{V_N}{h.\dot{\gamma}_m} = \frac{\sin(\phi).\cos(\phi - \alpha)}{\cos(\alpha)} \tag{IV. 39}$$

$$D = \frac{\rho.V_N.h.\ddot{\gamma}_m}{\tau_r} = \rho.V^2.\left(\frac{\cos(\alpha)}{\cos(\phi - \alpha)}\right).\left(\frac{\sin(\phi)}{\tau_r}\right) \tag{IV. 40}$$

$$K = \frac{k}{\rho.c.h^2.\ddot{\gamma}_m} = \frac{k}{\rho.c.h^2}.\left(\frac{\cos(\phi - \alpha)}{\cos(\alpha)}\right) \tag{IV. 41}$$

où les nombres *B*, *C*, *D* et *K* caractérisent respectivement la production de chaleur, l'écoulement de matière au travers de la bande, les effets d'inertie, et la conduction thermique. *D=0* correspond au problème quasi-statique et *K=0* au problème adiabatique. Il est à noter, selon les travaux de Molinari et Dudzinski [21], que le paramètre d'inertie *D* croît avec le carré de la vitesse *V* et ne dépend pas de l'épaisseur de la bande de cisaillement *h*. Le paramètre d'adiabaticité *K* croît avec la conduction thermique *k* et décroît avec la vitesse de coupe *V* et l'épaisseur *h*.

L'étude sera limitée à la formation du copeau en régime stationnaire ($\frac{\partial}{\partial t} = 0$). La pièce se déplace par rapport à l'outil à vitesse constante *V*, le copeau est supposé continu, et l'outil sans arête rapportée.

Lorsque les vitesses sont grandes ou lorsque le matériau est faiblement conducteur d'un point de vue thermique, la conduction est négligée ($K = 0$). Cela conduit aux équations rappelées par Fontaine [20] :

$$\tau = D.C.\gamma + \tau_0 \tag{IV. 42}$$

$$\theta = 1 + B\left(\tau_0.\gamma + 1/2.D.C.\gamma^2\right) \tag{IV. 43}$$

$$\dot{\gamma} = \tau^{1/m}.\left(1 + B.\left(\tau_0.\gamma + D.C.\frac{\gamma^2}{2}\right)\right)^{-\nu/m}.\left(\gamma + \gamma_0\right)^{-\nu/m} \tag{IV. 44}$$

$$\frac{d\gamma}{dY} = \frac{\dot{\gamma}}{C} \tag{IV. 45}$$

où τ_0 est une contrainte de cisaillement constante.

En utilisant la méthode de Runge-Kutta d'ordre 4 sur les équations (IV. 42) à (IV. 45), il est possible d'obtenir la valeur de la contrainte de cisaillement τ_1.

1.2.4. Calcul de l'angle de frottement λ

Pour le calcul de l'angle de frottement λ, il faut au préalable calculer le coefficient de frottement C_f. Pour calculer ce dernier, une loi a été identifiée, loi dans laquelle le coefficient de frottement dépend de la vitesse de coupe V et de l'avance par tour f :

$$\begin{aligned} C_f &= g(f).h(V) \\ g(f) &= a_1 + a_2.f \\ h(V) &= V^{a_3} \end{aligned} \tag{IV. 46}$$

L'identification de ces paramètres a été réalisée en utilisant les résultats d'essais et les courbes expérimentales données dans le *Chapitre III* (*3. Caractérisation expérimentale par des essais laboratoire*).

L'angle de frottement est par la suite déduit de la relation :

$$\lambda = \tan^{-1}(C_f) \tag{IV. 47}$$

1.2.5. Calcul de l'angle de cisaillement ϕ

La puissance nécessaire à la coupe est :

$$U = F_p.V \tag{IV. 48}$$

L'énergie consommée par unité de volume est :

$$u = \frac{U}{V.b.t_1} = \frac{F_p}{b.t_1} = \frac{F_s.\cos(\lambda - \alpha)}{b.t_1.\cos(\phi + \lambda - \alpha)} = \frac{\tau.\cos(\lambda - \alpha)}{\sin(\phi).\cos(\phi + \lambda - \alpha)} \qquad \text{(IV. 49)}$$

où le terme $(V.b.t_1)$ correspond au débit-volume q_v de matière usinée. Merchant a supposé que l'angle de cisaillement ϕ est tel que l'énergie consommée par la coupe est minimale. L'expression est dérivée par rapport à l'angle de cisaillement ϕ. La contrainte de cisaillement τ et l'angle de frottement λ sont supposés indépendants de ϕ. Selon Fontaine [20], ceci conduit au résultat suivant :

$$\phi = A + \tfrac{1}{2}.(\alpha - \lambda) \qquad \text{(IV. 50)}$$

Pour $A = 45°$ la relation correspond à la formule de Merchant, mais les résultats expérimentaux de Molinari et Dudzinski [21] ont montré que généralement pour les aciers $A = 35°$.

1.2.6. Algorithme du modèle de la coupe orthogonale

L'algorithme d'implantation du modèle de coupe orthogonale est donné dans la *Figure IV. 6.*

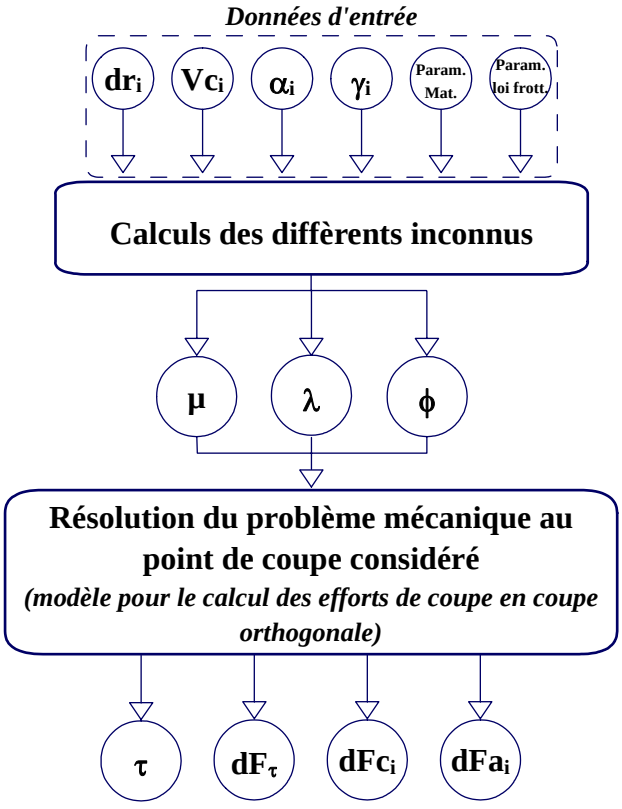


Figure IV. 6. Algorithme itératif du modèle pour le calcul des efforts de coupe en coupe orthogonale

2. Application du modèle

Le modèle analytique thermomécanique développé sera maintenant appliqué pour estimer les efforts de coupe exercés sur la tête BTA décrite dans le *Chapitre II* (*Tableau II.1*). L'apport principal de cette modélisation est la prédiction des efforts élémentaires au point de coupe considéré. Il est donc important de valider expérimentalement ce modèle. Des essais expérimentaux ont donc été réalisés sur l'acier faiblement allié 18MND5. L'outil utilisé reprend les mêmes caractéristiques que celles des dents qui composent la tête de forage BTA Ø19,28mm (*Chapitre III – 2.1.3. Outil de coupe*). Les essais expérimentaux en question sont décrits dans le *Chapitre III*.

2.1. Validation du modèle de coupe orthogonale

Les essais expérimentaux de coupe orthogonale sur l'acier faiblement allié 18MND5 ont servi à ajuster la loi de frottement locale, de telle sorte que les efforts calculés convergent avec les efforts mesurés (*Figure IV. 7*). Etant donné que les paramètres de coupe qui ont été variés sont la vitesse de coupe (Vc) et l'avance par tour (f), la loi de frottement a été supposée fonction de ces deux paramètres, c'est à dire $C_f = g(f).h(V_c)$, (Eq. (IV. 46)). Les paramètres de cette loi de frottement permettant d'ajuster le modèle sont donnés dans le *Tableau IV. 3*. La procédure suivie pour aboutir à cette forme consiste à identifier la valeur du coefficient de frottement donnant des efforts de coupe calculés, pour une condition de coupe, proches de ceux mesurés. Ainsi, nous obtenons pour chaque condition de coupe une valeur du coefficient de frottement. Ces valeurs sont ensuite ajustées par la loi proposée (Eq. (IV. 46)).

a_1	a_2	a_3
[/]	[/]	[/]
1,27	-2,00	-0,16

Tableau IV. 3. Paramètres de la loi d'évolution du coefficient de frottement, avec V [m.s^{-1}] et f [mm.tr^{-1}]

2.2. Application du modèle au cas particulier du forage profond avec système BTA

Le modèle thermomécanique mis en place sera appliqué en premier lieu à la géométrie de l'outil considéré (*Chapitre II - Tableau II.1*) afin de caractériser l'évolution des efforts de coupe. Par la suite, une démarche de conception d'outil sera mise en œuvre. Une étude paramétrique sera ainsi réalisée afin de caractériser l'influence des angles de coupe (κ et γ) sur l'évolution des efforts de coupe.

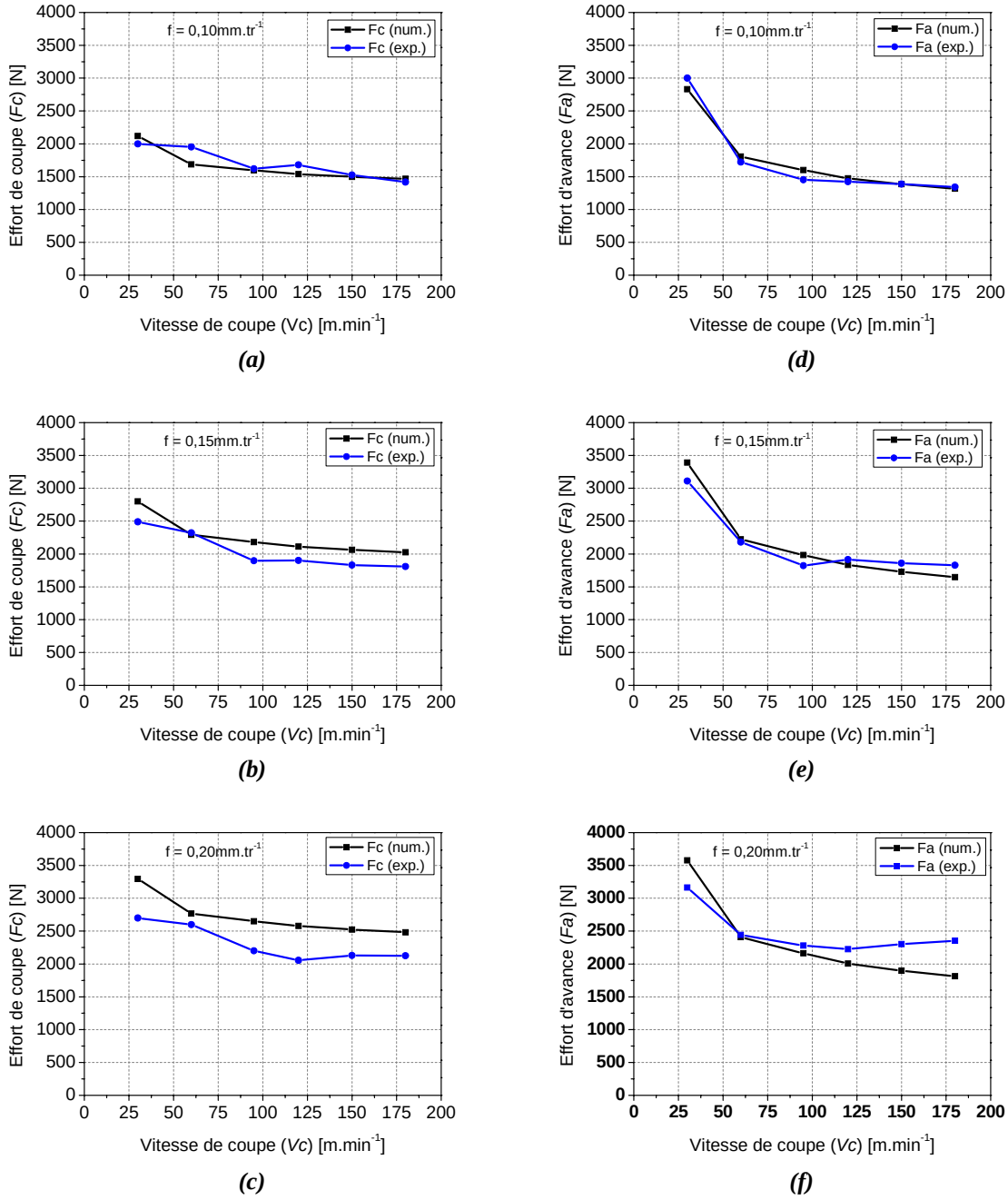


Figure IV. 7. Comparaison des efforts de coupe mesurés et calculés en coupe orthogonale

2.2.1. Etude de cas n°1 : analyse de l'évolution des efforts de coupe

i. Contexte

Dans le cadre de ce développement, la géométrie des parties actives de coupe de l'outil BTA, à savoir les arêtes de coupe, a été simplifiée. Cela permet en l'occurrence de simplifier les calculs et de limiter les risques de divergences des résultats. Cette simplification géométrique consiste à éliminer le rayon présent de part et d'autre de chaque dent qui compose l'outil (*Figure IV. 8*). Ceci permet de disposer d'une discrétisation uniforme des

arêtes de coupe. A noter que la partie curviligne induite par ce rayon est relativement faible comparativement à la partie rectiligne des arêtes. Cette simplification géométrique ne devrait donc pas ou peu influencer les résultats.

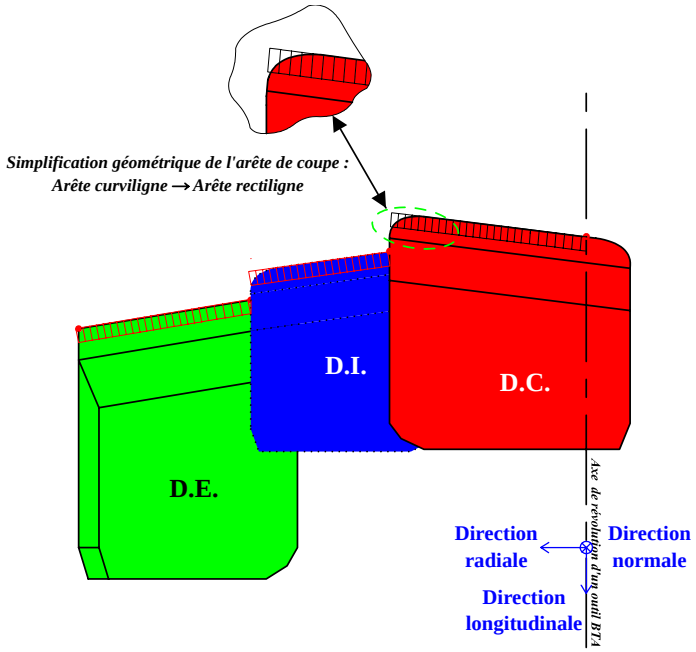


Figure IV. 8. Illustration de la simplification des parties actives de coupe de l'outil BTA

Les conditions de coupe expérimentées dans le cadre de cette étude paramétrique appartiennent au domaine du plan expérimental décrit dans le *Chapitre III*, et qui concerne la *caractérisation expérimentale par des essais de laboratoire*. Ainsi, trois valeurs de l'avance par tour (f) et six valeurs de vitesses de coupe (Vc) ont été testées (*Tableau IV. 4*).

		Vc [m.min^{-1}]					
		15	60	95	120	150	180
f [mm.tr^{-1}]	0,10						
	0,15						
	0,20						

Tableau IV. 4. Plan expérimental de l'étude paramétrique pour le calcul des efforts de coupe du modèle de coupe orthogonale

ii. Distribution des efforts de coupe sur chacune des dents

La *Figure IV. 9* illustre les efforts de coupe locaux dus à l'action de coupe de l'outil sur le matériau usiné. Dans la *Figure IV. 10*, il est possible de constater que l'effort d'avance sur la dent centrale est fortement dépendant de la fréquence de rotation (N) de l'outil. En effet, la vitesse de coupe locale (où vitesse tangentielle) varie fortement le long de l'arête de coupe sur la dent centrale. Comme évoqué dans la partie qui concerne l'étude fonctionnelle de l'outil BTA, les vitesses de coupe locales (Vc_i), quasi nulles du fait de la valeur très faible du rayon,

ne permettent pas de cisailler la matière. Il n'y a donc pas de phénomène d'enlèvement de matière mais d'indentation. Dans ce cas, l'effort d'avance aura tendance à être plus important, et de surcroit sur la dent centrale. L'effort radial suit la même tendance et évolue dans un ordre de grandeur relativement similaire quelle que soit la dent considérée. Le couple est, quant à lui, plus élevé sur la dent externe du fait du ''*bras de levier*'' plus important.

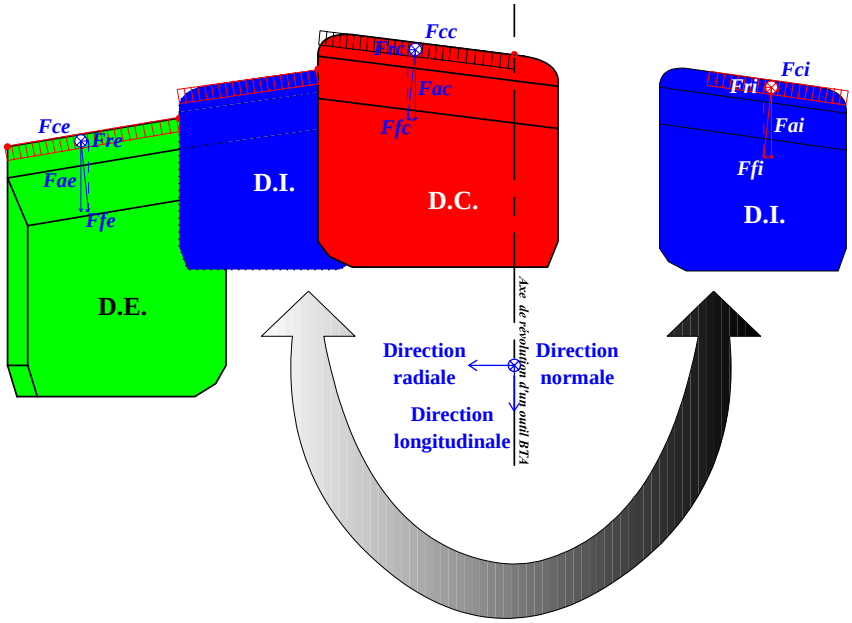


Figure IV. 9. Illustration des efforts de coupe exercés sur les arêtes de coupe de l'outil BTA

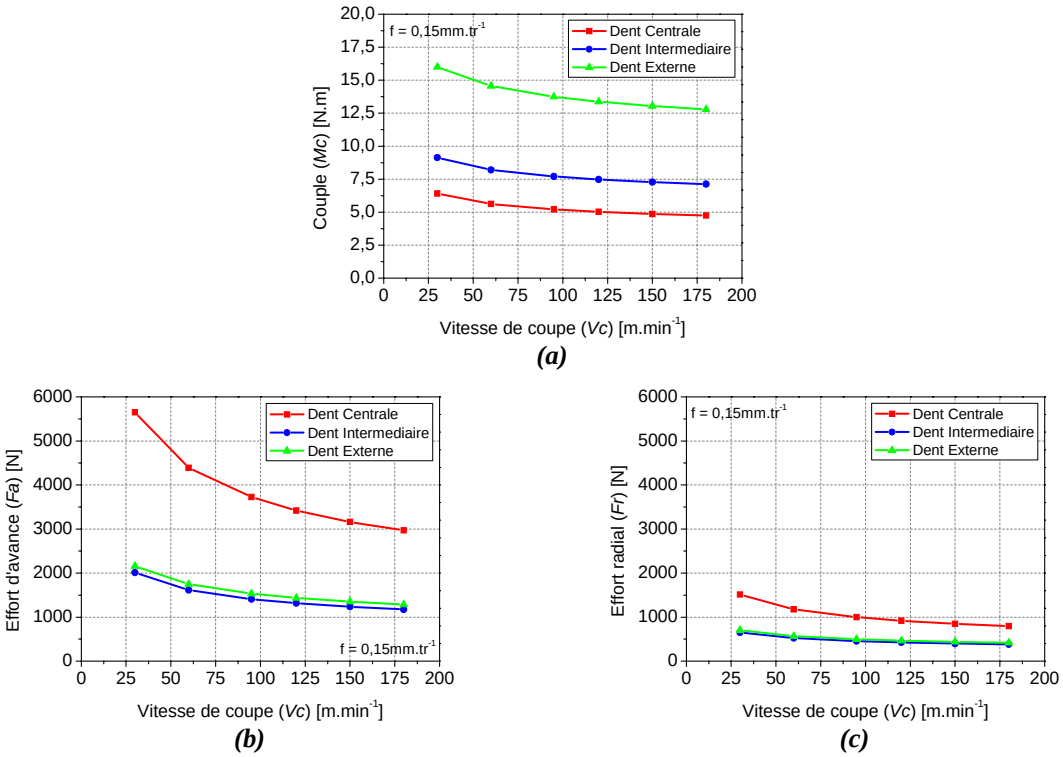


Figure IV. 10. Evolution des efforts de coupe pour chacune des dents de l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) en fonction de différentes vitesses de coupe (Vc). (a) Couple résultant (Mc). (b) Effort d'avance résultant (Fa). (c) Effort radial résultant (Fr)

iii. Efforts de coupe résultants

L'effet cumulé de l'action mécanique des trois arêtes de coupe génère des efforts de coupe résultants suivant les trois directions principales du repère cartésien lié à l'outil, à savoir l'effort de coupe (Fc), l'effort d'avance (Fa) et l'effort radial (Fr). La *Figure IV. 11* illustre l'influence de la vitesse de coupe (Vc) et de l'avance par tour (f) sur l'évolution des efforts de coupe (Fc , Fa , Fr). Les différents efforts de coupe montrent globalement la même tendance, à savoir qu'en augmentant la vitesse de coupe, les efforts de coupe baissent de façon régulière jusqu'à atteindre une phase de pseudo stabilisation. En revanche, en augmentant l'avance par tour, le domaine dans lequel évoluent les efforts de coupe augmente également. Cela peut trouver son explication dans le fait que l'épaisseur de copeau indéformé est relative à l'avance par tour. Cependant, les valeurs intrinsèques des efforts d'avance ne semblent pas représentatives de la réalité. Le modèle utilisé pour les calculs nécessiterait donc d'être probablement ajusté. Ceci étant, une analyse des valeurs relatives peut malgré tout être envisagée.

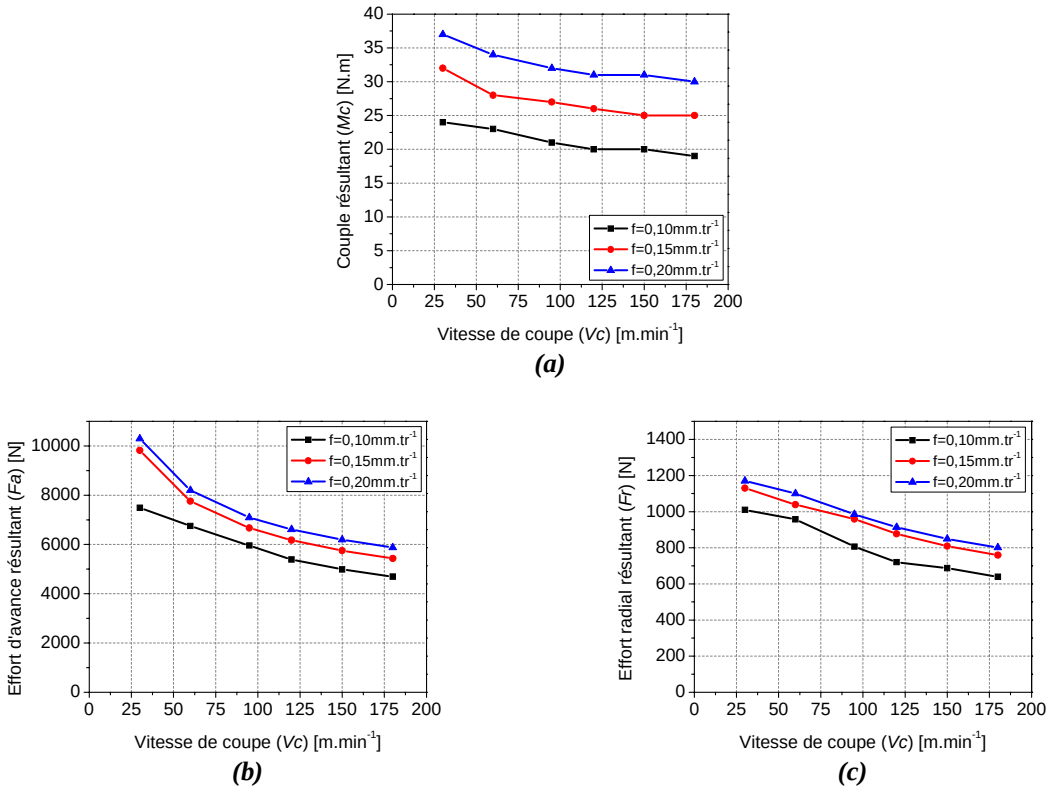


Figure IV. 11. Evolution des efforts de coupe résultants sur l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) en fonction de différents paramètres de coupe (Vc & f). Résultats calculés à l'aide du modèle de coupe orthogonale. (a) Couple résultant (Mc). (b) Effort d'avance résultant (Fa). (c) Effort radial résultant (Fr)

iv. Evolution en pourcentage des efforts de coupe

A partir des efforts de coupe calculés, il est possible de définir la fraction en pourcentage des efforts encaissés par chacune des dents par rapport aux efforts résultants. Ce résultat permet de donner une indication sur la plaquette la plus sollicitée en cours d'usinage. Pour que l'étude soit la plus objective possible, une analyse de l'effort de coupe par unité de longueur a été effectuée. En effet, les efforts de coupe résultants sur chacune des dents ont été divisés par la longueur de la partie active de l'outil correspondante (w_c, w_i, w_e). De même, pour les efforts de coupe totaux agissant sur l'outil, ils ont été divisés par la somme des parties actives de l'outil ($\sum w$). Le pourcentage correspondant au chargement mécanique sur chacune des dents a ensuite été moyenné car il a été constaté que l'évolution des conditions de coupe avait une influence limitée sur l'évolution du chargement sur chacune des dents. Cela peut être défini comme suit (exemple de l'effort d'avance moyen de la D.C. exprimé en pourcentage pour différentes conditions de coupe) :

$$\overline{Fa}_{D.C.}[\%] = \frac{\left(Fa_{D.C.}/w_c\right)}{\left(Fa_{tot.}/\sum w\right)} \qquad \text{(IV. 51)}$$

Seuls les efforts de coupe (Fc) et d'avance (Fa) ont été observés car ils sont les plus représentatifs de la puissance consommée par la coupe dans le cas du forage avec système BTA. Il est possible de constater dans la *Figure IV. 12*, que la dent externe est soumise à un chargement important lié à l'effort de coupe. La dent centrale est, quant à elle, soumise à un chargement important lié à l'effort d'avance. Ces deux constats proviennent probablement du fait que plus la position radiale considérée est proche de l'axe de l'outil, plus le cisaillement de la matière opère dans des conditions défavorables. C'est-à-dire qu'il peut probablement y avoir un refoulement de la matière lorsque la position radiale considérée est proche de l'axe, et que l'outil dans cette zone est donc plus sollicité dans la direction longitudinale. A l'inverse quand le cisaillement opère dans de bonnes conditions, l'outil est plus sollicité dans la direction normale à la face de coupe (*Figure IV. 9*). Globalement, le chargement normal et axial sur chacune des dents a tendance à croître lorsque l'avance par tour (f) augmente.

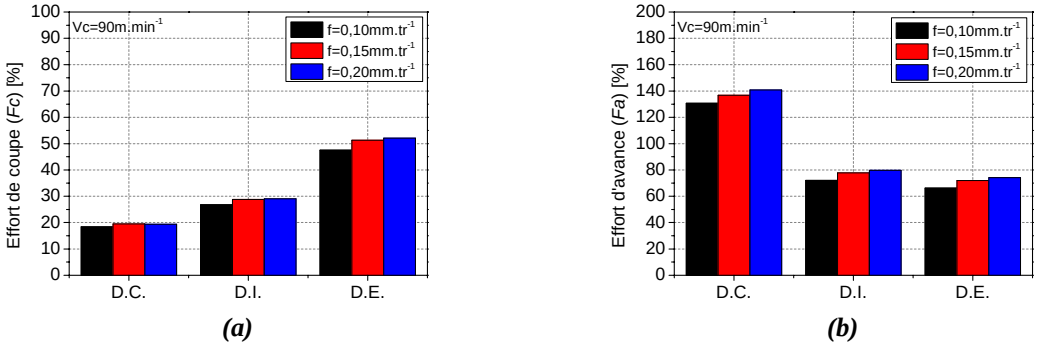


Figure IV. 12. Evolution du chargement mécanique moyen sur chacune des dents de l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) en fonction de différentes avance par tour (f). (a) Effort de coupe. (b) Effort d'avance

v. Distribution élémentaire des efforts de coupe sur chacune des dents

Les efforts de coupe globaux calculés précédemment sont le résultat des efforts locaux exercés le long des arêtes de coupe de la tête BTA. Il est donc intéressant de se focaliser sur la distribution de ces efforts de coupe élémentaires sur chacune des parties actives de l'outil. Par ailleurs, précisons que le modèle mis en place est basé sur le calcul des efforts de coupe élémentaires selon les spécificités géométriques de l'outil, dont les largeurs des arêtes élémentaires (w_{ci}, w_{ii}, w_{ei}). Sur la *Figure IV. 13*, il est possible de constater que la dent centrale est la plus sollicitée. Ceci provient de l'évolution radiale de la vitesse tangentielle qui décroit jusqu'à une valeur nulle dans l'axe de révolution de l'outil. A l'inverse, le couple élémentaire est plus élevé sur la dent externe. Cela résulte de l'effet de ''*bras de levier*''.

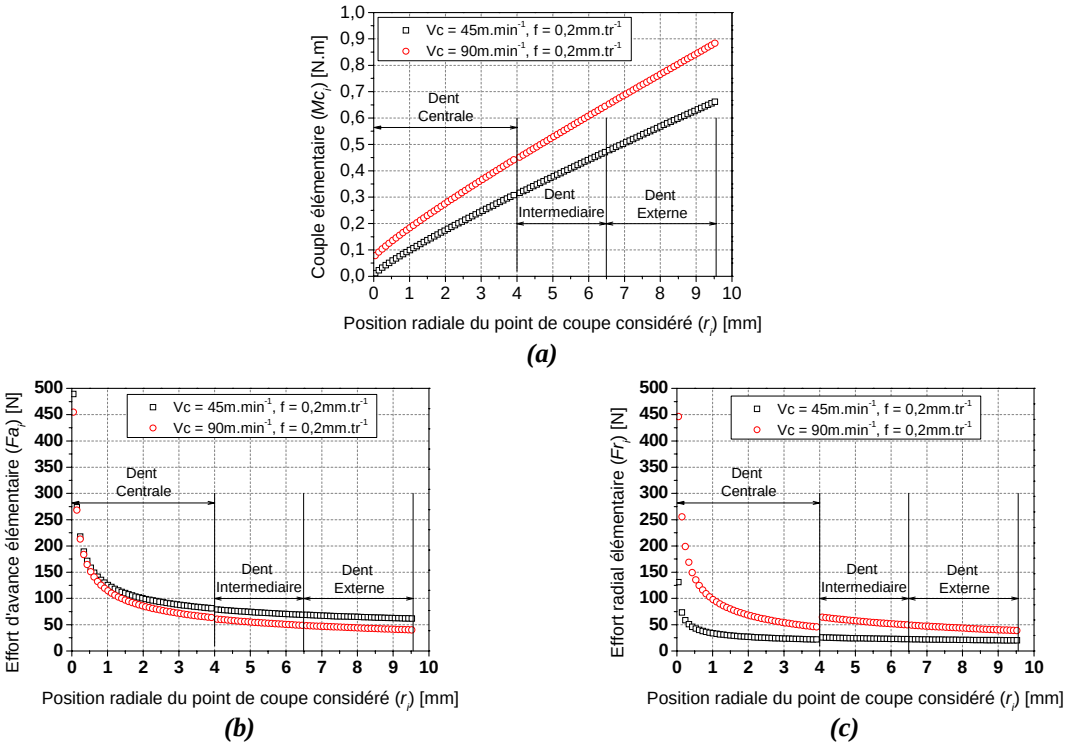


Figure IV. 13. Distribution élémentaire des efforts de coupe sur chacune des dents de l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) en fonction de deux paramètres de coupe (Vc = 45 & 90m.min^{-1} et f = 0,20mm.tr^{-1}). (a) Couple élémentaire (Mc). (b) Effort d'avance élémentaire (Fa). (c) Effort radial élémentaire (Fr)

2.2.2. Etude de cas n°2 : analyse de l'influence de la géométrie des parties actives sur l'évolution des efforts de coupe

Les angles de coupe ont une influence directe sur les efforts de coupe en usinage. Dans le contexte de conception d'un outil de coupe, de surcroit d'un outil de forage, il est intéressant d'analyser l'influence des principaux angles de coupe (γ, κ) des dents sur les principaux efforts de coupe (Fc, Fa, Fr) exercés sur la tête BTA. Ainsi, l'impact de l'angle

de coupe (γ) et de l'angle d'attaque (κ) sur les principaux efforts de coupe exercés sur la tête BTA est caractérisé. Cette étude paramétrique permet de mettre en évidence les cas défavorables des différentes géométries de l'outil.

i. Influence de l'angle de coupe

Pour mettre en évidence l'influence de l'angle de coupe (γ) sur les efforts de coupe, une seule condition de coupe (Vc et f fixes) et trois valeurs de l'angle de coupe (γ = 0, γ =5 et γ =10°), ont été considérés (*Tableau IV. 5*). Les angles d'attaque (κ) correspondent à ceux de l'outil BTA considéré tout au long de ces travaux. Le *Figure IV. 14* montre la variation du couple (Mc, *Figure IV. 14 -(a)*), de l'effort d'avance (Fa, *Figure IV. 14 -(b)*) et de l'effort radial (Fr, *Figure IV. 14 -(c)*) pour chaque dent en fonction de différents angles de coupe. Il est possible de constater que l'effort d'avance et l'effort radial pour chaque dent diminuent en augmentant l'angle de coupe. Le couple résultant suit la même tendance et diminue avec l'augmentation de l'angle de coupe.

Vc	f	$\kappa_{D.C.}$	$\kappa_{D.I.}$	$\kappa_{D.E.}$	γ		
[m.min^{-1}]	[mm.tr^{-1}]	[°]	[°]	[°]	[°]		
90	0,15	75	72	72	Config. n°1 0	Config. n°2 5	Config. n°3 10

Tableau IV. 5. Cas test pour la caractérisation de l'influence de l'angle de coupe (γ) sur l'évolution des efforts de coupe

A priori, l'augmentation de l'angle de coupe fait diminuer les efforts de coupe. Néanmoins ceci ne favorise pas la fragmentation du copeau. Comme illustré par Atlati et al. [24] et Kouadri et al. [25], l'augmentation de l'angle de coupe fait diminuer l'intensité de segmentation du copeau, ce qui nuit à la fragmentation du copeau. De plus, l'augmentation de l'angle de coupe influe sur les sollicitations mécaniques subies par l'arête de coupe car de facto, la face de coupe de l'outil sera moins sollicitée. Donc l'effort de coupe sera réparti sur une plus faible surface. Une augmentation disproportionnée de l'angle de coupe peut donc avoir une influence négative sur la durée de vie des dents de l'outil BTA. Ainsi, un consensus doit être trouvé afin que l'angle de coupe de l'outil soit parfaitement efficient pour que le cisaillement de la matière opère dans de bonnes conditions, mais également pour que la durée de vie de l'outil soit la plus importante possible.

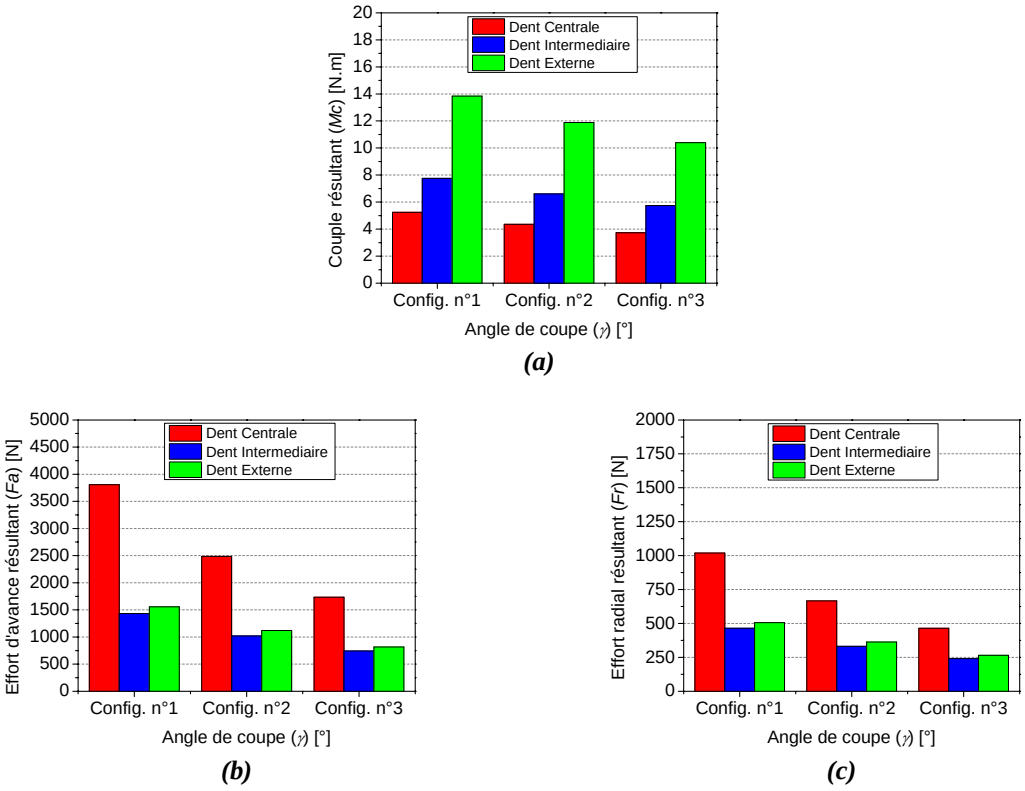


Figure IV. 14. Influence de l'angle de coupe (γ) sur l'évolution des efforts de coupe agissant sur l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) pour Vc = 90m.min^{-1} et f = 0,15mm.tr^{-1}. (a) Couple résultant (Mc). (b) Effort d'avance résultant (Fa). (c) Effort radial résultant (Fr)

ii. Influence de l'angle d'attaque

La même démarche a été appliquée à l'étude de l'effet de l'angle d'attaque (κ) sur les efforts de coupe. Pour mettre en évidence l'influence de l'angle d'attaque, une seule condition de coupe (V_c et f fixes) et trois valeurs de l'angle d'attaque, par arête, ont été considérées (*Tableau IV. 6*). Les angles de coupe sont ceux de l'outil BTA considéré tout au long de ces travaux ($\gamma = 0°$).

Vc	f	γ	Config. n°	$\kappa_{D.C.}$	$\kappa_{D.I.}$	$\kappa_{D.E.}$
[m.min^{-1}]	[mm.tr^{-1}]	[°]	[/]	[°]	[°]	[°]
90	0,15	0	1	80	77	77
			2	75	72	72
			3	70	67	67

Tableau IV. 6. Cas test pour la caractérisation de l'influence de l'angle d'attaque (κ) sur l'évolution des efforts de coupe

La *Figure IV. 15* illustre l'influence de l'angle d'attaque sur les efforts de coupe. L'effort d'avance ainsi que le couple semblent peu affectés par la valeur de l'angle d'attaque. En revanche, l'effort radial augmente très distinctement lorsque la valeur de l'angle d'attaque augmente. Les efforts de coupe radiaux jouent un rôle très important en forage car ils conditionnent en partie la rectitude de l'alésage. En effet, s'ils sont trop importants et/ou l'outil est mal équilibré, des risques importants de défaut de rectitude voire même de casse d'outil peuvent intervenir (effondrement de l'arête de coupe).

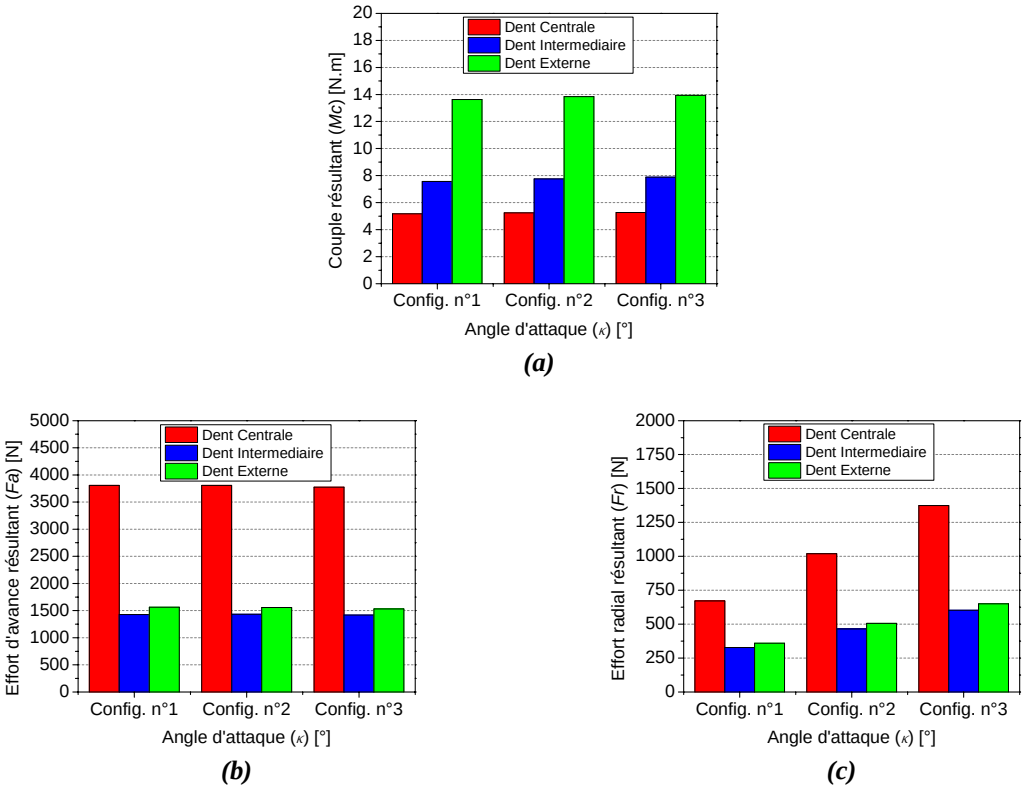


Figure IV. 15. Influence de l'angle d'attaque (κ) sur l'évolution des efforts de coupe agissant sur l'outil BTA Ø19,28mm (ref. BTU-002FBA19,28 UX-2D TAA) pour Vc = 90m.min^{-1} et f = 0,15mm.tr^{-1}. (a) Couple résultant (Mc). (b) Effort d'avance résultant (Fa). (c) Effort radial résultant (Fr)

3. Conclusions

Dans ce quatrième chapitre, un modèle analytique thermomécanique de la coupe a été proposé pour une application au cas particulier du forage profond avec système BTA. Le modèle permet d'estimer les efforts de coupe exercés sur les trois dents qui équipent classiquement un outil BTA. Ceci constitue d'ailleurs un des principaux avantages de cette modélisation. La rapidité d'obtention des résultats par cette approche analytique en est un autre avantage. De plus, il est tout à fait possible de généraliser cette approche à d'autres géométries d'outils, de forage en l'occurrence.

D'un point de vue pratique, à l'aide de cette modélisation, l'effet des conditions de coupe (V_c et f) sur les efforts de coupe a été mis en évidence. Par la suite, une étude paramétrique de l'influence des angles de coupe a été réalisée et utilisée comme un moyen d'aide à la conception d'outils de forage.

Il faut préciser que la variation de la géométrie de l'outil doit impérativement tenir compte des effets induits :

- Sur la durée de vie de l'outil,
- Sur le processus de formation du copeau,
- Sur la performance de l'opération d'usinage en termes de qualité d'état de surfaces et d'exigences géométriques.

Bien que le modèle permette de prédire les efforts de coupe exercés spécifiquement sur chacune des dents de l'outil, il est important de souligner qu'une partie des efforts exercée sur la tête BTA est due à l'action mécanique (frottement) des patins de guidage sur les parois de l'alésage. Ainsi, un des points cruciaux qu'il faudrait analyser par la suite est l'effet de ces patins de guidage, et leur contribution à l'équilibrage des forces lors de l'usinage.

Ceci constitue d'ailleurs une perspective intéressante de développement de ce travail de recherche.

-o-o-o-o-o-o-o-o-

Page délibérément blanche…

4. Références bibliographiques du Chapitre IV

1. Zhen Bing Hou and R. Komanduri, *Modelling of thermomechanical shear instability in machining.* Int. J. Mech. Sci., 1997. 39, p. 1273-1314.

2. Y. Huang and S. Y. Liang, *Modeling of Cutting Forces Under Hard Turning Conditions Considering Tool Wear Effect.* Journal of manufacturing science and engineering, 2005. 127.

3. J. Wang and P. Mathew, *Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 1995. 35, p. 71-90.

4. J. Manjunathaiah and W. J. Endres, *A New Model and Analysis of Orthogonal Machining With an Edge-Radiused Tool.* Journal of manufacturing science and engineering, 2000. 122, p. 384-390.

5. J. A. Yang, V. Janagathan, and R. Du, *A new dynamic model for drilling and reaming processes.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2002, p. 299-311.

6. E. Usui and A. Hirota, *Analytical prediction of three dimensional cutting process.* Journal of engineering for industry, 1978. 100.

7. D. Germain, e.a., et al., *A force model for superfinish turning of pure copper with rounded edge tools at low feed rate.* Eighth International Conference on High Speed Machining, 2010.

8. D. Dudzinski and A. Molinari, *A modelling of cutting for viscoplastic materials.* Int. J. Mech. Sci., 1997. 39, p. 369-389.

9. Chung Shin Chang, *A force model for nose radius worn tools with a chamfered main cutting edge.* Machine tools and manufacture, 1998. 38, p. 1467-1498.

10. A. Moufki, et al., *Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2004.

11. A. Molinari and A. Moufki, *A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2004.

12. P. L. B. Oxley, *Modelling machining processes with a view to their optimization.* 1988.

13. Y. Altintas, *Manufacturing Automation, Metal Cutting Mechanics.* Cambridge University Press, 2000.

14. E.J.A. Armarego and N.P. Deshpande, *Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes. Part I : Basic Approach and Cutting Analyses.* International Journal of Production Research, 1993. 31: p. 1991-2009.

15. E.J.A. Armarego and N.P. Deshpande, *Force Prediction Models and CAD/CAM Software for Helical Tooth Milling Processes. Part II: Peripheral Milling Operations.* International Journal of Production Research, 1993. 31: p. 2319-2336.

16. S. Bissey, *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traites thermiquement.* Thèse de l'Ecole Nationale Superieure d'Arts et Métiers, 2005.

17. M. Jrad, *Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale.* Thèse de l'université de Metz, 2007.

18. M. Fontaine, et al., *Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006. 46, p. 367-380.

19. M. Fontaine, et al., *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. 189, p. 73-84.

20. M. Fontaine, et al., *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. 189, p. 85-96.

21. A. Molinari and D. Dudzinski, *Simulation et modélisation de la coupe. Rapport de contrat.* 1993.

22. A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski, *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law.* J. Mech. Phys. Solids, 1998. 46, p. 2103-2138.

23. M.C. Shaw, *Metal cutting Principles.* Oxford science publications, 1984.

24. S. Atlati, et al., *Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio ‘‘SIR’’ to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2011. 51, p. 687-700.

25. S. Kouadri, et al., *Quantification of the chip segmentation in metal machining : Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013. 64, p. 102-113.

CONCLUSIONS GÉNÉRALES

Les travaux réalisés dans le cadre de cette étude ont porté sur l'étude fonctionnelle d'un outil de forage, l'étude expérimentale (type industrielle et laboratoire) et la modélisation analytique thermomécanique des forces de coupe. Le cas particulier de l'opération d'usinage de forage avec système BTA a été analysé. Le matériau associé à ces travaux est un acier faiblement allié utilisé pour la fabrication de composants pour le nucléaire civil, à savoir le 18MND5. Cela concernait une application industrielle bien précise, employée par le fabricant de centrales nucléaires AREVA. L'outil étudié était unique et concernait une tête de forage de diamètre 19,28mm, laquelle comportait trois dents en carbure monobloc revêtues en TiAlN et brasées sur le corps en acier. Deux patins de guidage équipaient cet outil de forage. Ils étaient du même matériau et revêtement que les dents. Habituellement, une lubrification à l'huile de coupe entière et à haute pression, assiste le processus d'usinage. Dans un souci de simplification de la démarche générale, en première approche, ces travaux ne font pas état de l'influence du fluide de coupe.

L'objectif de cette étude a été l'analyse des phénomènes physiques qui régissent la coupe de ce procédé spécial, en vue de rationnaliser les approches expérimentales, coûteuses en temps et en argent. L'un des objectifs, sous-jacent, a été de contribuer à la compréhension des mécanismes de la coupe de l'usinage en milieu confiné.

Dans un premier temps, l'analyse de l'état de l'art des travaux de recherche sur le sujet de l'usinage avec outil BTA, a permis de rendre compte de la pauvreté relative des travaux scientifiques engagés depuis la création de ce système après la seconde guerre mondiale. Cela a également révélé l'aspect marginal que suscitait l'utilisation à l'échelle industrielle de cette technologie. Néanmoins, les exigences nouvelles de l'usinage de composants toujours plus complexes, provoque un regain d'intérêt certain pour ce genre de technologie. Les paramètres opérants en forage avec système BTA ont également été introduits. Il a été montré qu'un certain nombre de travaux portent spécifiquement sur les patins de guidage et plus particulièrement sur leur rôle pendant l'usinage. Quelques travaux portent sur la modélisation du procédé mais avec des développements complexes dont les résultats et les applications sont limités.

L'étude fonctionnelle de l'outil BTA a illustré l'importance que revêt la caractérisation de la géométrie effective de l'outil au cours de l'usinage, au niveau de la zone de coupe. Ainsi, l'analyse de la cinématique des parties actives de l'outil a révélé l'influence des paramètres de coupe (Vc et f) sur les principaux angles de coupe en travail (γ_{oe} et α_{oe}). Cette approche a d'autant plus d'intérêt qu'il s'agit d'un outil de révolution dont les parties actives de coupe

progressent de la périphérie jusqu'au niveau de l'axe longitudinal. De ce fait, les vitesses tangentielles évoluent d'un maximum sur la périphérie de l'outil, jusqu'à une valeur nulle au niveau de l'axe longitudinal. La conséquence en est que le contact outil/matière usinée évolue en même temps que la géométrie de coupe effective, et donc en même temps que les sollicitations mécaniques. Cette démarche vient en complément des approches expérimentales en permettant de les rationnaliser. Elle a également pu permettre d'amener un niveau de compréhension supplémentaire concernant l'importance de la géométrie effective de l'outil par rapport à la nature du contact outil/matière lors de l'usinage. La géométrie de l'outil BTA est apparue comme paramètre important dont il faut tenir compte dans les travaux de modélisation afin de disposer d'une meilleure représentativité des résultats.

Deux études expérimentales complémentaires ont ensuite permis de caractériser l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux, l'évolution des forces de coupe et la température de l'outil :

- La première partie de l'étude concerne des travaux réalisés sur un centre d'usinage industriel chez AREVA. Ceux-ci ont permis d'identifier, dans un contexte industriel réel, l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux.
- Le constat établi est que la longueur (l) des copeaux est étroitement liée à l'avance par tour (f), avec une tendance proportionnellement inverse au cours de laquelle la taille des copeaux augmente lorsque l'avance par tour diminue.
- En revanche, la largeur des copeaux (w) semble être quasi indépendante des conditions de coupe (Vc et f). Néanmoins, l'augmentation de l'avance implique des risques accrus de talonnement de l'outil sur la matière, ce qui limite la durée de vie de l'outil.
- La deuxième partie de l'étude a permis de caractériser l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des forces de coupe et de la température de l'outil en cours d'usinage. Le comportement du matériau sous un chargement extrême a pu être déterminé.

Dans la dernière partie de ce mémoire, un modèle analytique thermomécanique a été proposé pour une application au cas particulier du forage BTA.

Il a donc été possible de caractériser numériquement l'évolution des forces de coupe pour différents paramètres de coupe et pour différentes géométries de coupe, tout en tenant compte de la sensibilité du matériau usiné, à la température et à la vitesse de déformation.

De façon générale, ces travaux ont permis de contribuer à la compréhension des phénomènes physiques locaux qui opèrent dans la zone de coupe en milieu confiné pour le cas particulier du forage BTA. Sous réserve de développements complémentaires, les différentes approches proposées peuvent constituer une aide au choix des paramètres de coupe, un outil de

rationalisation des essais expérimentaux et/ou une aide au développement de nouveaux outils de coupe.

-o-o-o-o-o-o-o-

Page délibérément blanche…

PERSPECTIVES

Au travers du travail accompli, plusieurs perspectives peuvent être dégagées concernant l'optimisation du procédé de forage avec système BTA.

Pour compléter idéalement les travaux expérimentaux, des essais de forage instrumentés en efforts et en température sont envisagés. Les résultats escomptés sont une caractérisation plus précise encore, par l'expérimentation, de l'influence des conditions de coupe (Vc et f) sur les forces de coupe exercées sur la tête BTA. L'évolution de la température au voisinage des zones de coupe et au niveau des patins de guidage doit également être caractérisée. L'élévation significative de la température au niveau des patins de guidage serait un bon indicateur du frottement intense avec la surface de l'alésage. Cela tendrait à prouver la contribution non-négligeable du frottement des patins de guidage sur l'évolution des efforts de coupe.

La prise en compte de l'effet du fluide de coupe sur les actions tribologiques ainsi que sur la formation et l'évacuation des copeaux, constitue un développement supplémentaire et complémentaire des approches abordées.

Pour une réalisation sérieuse de tous ces travaux, la mise en place d'un pilote d'étude expérimentale devient nécessaire. De plus, des essais expérimentaux dans un contexte industriel réel devront être envisagés.

Des travaux complémentaires sur la modélisation analytique thermomécanique des efforts de coupe agissant sur l'outil de forage BTA permettront d'optimiser la pertinence des résultats obtenus en première approche dans ces travaux. Des travaux complémentaires sur le sujet pourraient notamment permettre d'intégrer l'effet des patins de guidage et du fluide de coupe.

Une modélisation basée sur une approche numérique (ex. méthode des éléments finis) pourrait quant à elle idéalement affiner le degré d'analyse de l'évolution des champs de contraintes et de température. Cela permettrait en l'occurrence de disposer d'informations locales pour une application ciblée (ex. température et pression de contact sur les plaquettes et les patins de guidage) car ces données sont inaccessibles par les moyens de mesure et d'analyse conventionnels. Et pour cause, la coupe opère dans un milieu confiné, cela rend la zone de coupe inaccessible à l'observation. La mise en place d'un modèle numérique pour le cas forage avec système BTA est donc envisagée.

-o-o-o-o-o-o-o-o-

Page délibérément blanche…

Titre :

Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des matériaux difficiles pour le procédé de forage profond avec système BTA.

Mots clés :

Perçage profond, forage, système BTA, Cinématique de la coupe, caractérisation expérimentale, morphologie des copeaux, modélisation analytique, forces de coupe.

Résumé :

Le perçage profond (Lu $\geq$ 5 x $Ø_{outil}$) à l'aide de la technologie BTA (**B**oring **T**repanning **A**ssociation) intervient lorsqu'on souhaite fabriquer des pièces avec un bon rendement productif associé à une bonne qualité d'usinage.

Les industries mécaniques évoluent dans un contexte de concurrence perpétuelle, avec des exigences technico-économiques toujours plus importantes. Cette étude résulte donc de la volonté de plusieurs acteurs industriels (AREVA et CIRTES) et universitaires (LEMTA, Université de Lorraine), de faire progresser la compréhension des mécanismes d'usinage qui régissent ce procédé.

Une analyse bibliographique approfondie a révélé que cette technologie propose un champ d'investigation très vaste et relativement peu exploré car difficile à appréhender et à étudier.
Le but de ce travail est d'analyser et de modéliser les phénomènes ayant lieu au cours d'une opération de perçage profond. Une analyse de la morphologie des copeaux a permis d'introduire un nouveau paramètre permettant d'évaluer les contraintes mécaniques subies par le matériau usiné. L'approche proposée permet, quant à elle, de définir le torseur des contraintes mécaniques en intégrant la géométrie effective de coupe, et ce pour toutes les surfaces de coupe actives d'une tête de forage BTA. Les principes des modélisations utilisées permettent une application relativement aisée à de nombreux matériaux et à partir de l'identification d'un minimum de paramètres. Des moyens expérimentaux originaux ont permis d'identifier des paramètres ainsi que d'ajuster et d'étudier la validité des modélisations. Les limitations de la loi de comportement utilisée ont été mises en évidence, et des perspectives d'études complémentaires ont donc été proposées.

Néanmoins, l'ensemble des résultats issus de cette étude ouvrent, modestement, des perspectives intéressantes, notamment dans le domaine d'aide aux choix des paramètres de coupe optimaux, et pour l'aide à la compréhension des phénomènes physiques de la coupe.

Page délibérément blanche…

Title :

Contribution to the experimental study and modeling of machining of the difficult materials for the process of deep drilling with BTA system.

Keywords :

Deep drilling, BTA system, kinematics of cutting, experimental caracterisation, chips morphology, analytical modeling, cutting forces.

Summary :

Deep drilling (Drilling distance $\geq$ 5 x $Ø_{tool}$) with BTA system (**B**oring **T**repanning **A**ssociation) occurs when you produce parts with good productive performance combined with good machining quality.

Mechanical industries operate in a context of constant competition, with ever greater technical and economic requirements. This study illustrates the desire of many industrial players (AREVA and CIRTES) and university (LEMTA, Université de Lorraine), to advance in the understanding of machining mechanisms that govern this process.

A literature review revealed that this technology offers a vast and relatively unexplored field of investigation and study.

The aim of this study is to analyze and modelling the phenomena which occurring in a deep drilling operation. An analysis of the morphology of the chips has introduced a new parameter for assessing the mechanical stresses suffered by the material being machined . The proposed approach allows to define the mechanical stress torsor by integrating the real cutting geometry, for all cut surfaces of active drilling head BTA. The principles of modeling used allow a relatively easy application to many materials and from the identification of a minimum parameters. Original experimental methods have allowed the identification of parameters and adjust and examine the validity of modeling. The limitations of the law of behavior have been used in evidence, and the prospects for further studies have been proposed.

Nevertheless, all the results of this study open, modestly, interesting perspectives, especially in the field of helping for the choice of optimum cutting parameters, and help in the understanding of the physical phenomena of the cut.

Page délibérément blanche…