



HAL
open science

Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone

Cédric Bonnet

► **To cite this version:**

Cédric Bonnet. Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone. Génie mécanique [physics.class-ph]. Arts et Métiers Paris-Tech, 2010. Français. NNT : 2010ENAM0033 . pastel-00540551

HAL Id: pastel-00540551

<https://pastel.hal.science/pastel-00540551>

Submitted on 27 Nov 2010

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

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

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

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Mécanique "

présentée et soutenue publiquement par

Cédric BONNET

12 octobre 2010

Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone

Directeur de thèse : **Gérard POULACHON**
Co-encadrement de la thèse : **Joël RECH**

Jury

M. Daniel DUDZINSKI, Professeur, LPMM, Université Henri Point Carré, Nancy
M. Olivier CAHUC, Professeur, LMP, Université de Bordeaux 1
M. Benoît FURET, Professeur, IRCYN, Université de Nantes
M. Jean-Luc BATTAGLIA, Professeur, TREFLE, Université de Bordeaux 1
M. Rachid M'SAOUBI, Docteur, SECO TOOLS Suède
M. Gerard POULACHON, Professeur, LaBoMaP, Arts et Métier ParisTech Cluny
M. Joël RECH, Maître de Conférences, LTDS, ENISE
Mme Yannick GIRARD, Ingénieur, EADS Suresnes

Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Directeur
Co-directeur
Invité

**T
H
È
S
E**

Remerciements

Je tiens à remercier l'ensemble des membres du jury, en commençant par M. Daniel Dudzinski et M. Olivier Cahuc pour avoir accepté d'être rapporteur de ces travaux de thèse. Je remercie également M. Benoit Furet, pour la présidence du jury, M. Jean-Luc Battaglia et enfin M. Rachid M'Saoubi, venu spécialement de Suède.

Je remercie chaleureusement, mon directeur de thèse M. Gérard Poulachon, professeur au centre Arts et Métiers ParisTech de Cluny, avec qui j'ai pris plaisir à échanger nos idées et partager de bons moments lors de nos déplacements en conférence. J'adresse également mes sincères remerciements à M. Joël Rech, co-encadrant de ces travaux, qui m'a formé à l'ENI de Saint-Etienne et cru en mes capacités pour me lancer dans cette aventure sur Cluny.

Je remercie l'ensemble des équipes du LaBoMaP (Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés) et du LTDS (Laboratoire de Tribologie et de Dynamique des Systèmes) de l'ENI de Saint Etienne pour m'avoir aidé dans ces travaux. Un grand merci aux membres de l'équipe usinage de Cluny qui m'a accueilli durant trois ans. Les enseignants et enseignants-chercheurs Jean-Philippe Costes, Guillaume Fromentin, Laurent Laboureau, Pierre Letourneau, Frédéric Rossi, David Prat et Yann Paire. Les techniciens Romain Brendlen, les deux Gilles Delhomme et Destroyat ainsi que Benoît Joud. Toute l'équipe ARTS, a commencé par Bertrand Coulon, à l'origine du montage de cette thèse avec EADS, Isabelle Bordonnet, Serge Borecki, Pierre-Etienne Debard, Christophe Descoupes et Rémi Porcheray. De plus, je remercie particulièrement mes compères, de passage comme moi dans les murs de l'Abbaye, Aleksandra Bierla, Vincent Moreau, Julien Chaves-Jacob, Dimitri Germain, Mickaël Rancic, Alexis Vaucheret, Dominique Cotton et Julien Arnoud. Merci aux étudiants Bertrand Coureau, Emmanuel Lépinrière, Bastien Demangeon et Alexandre Naneix qui ont participé à ce projet.

Ces travaux m'ont permis de tisser des liens avec le monde industriel. Je remercie EADS Suresnes, particulièrement Mme Delphine Alléhaux, Mme Yannick Girard et Guillaume Abbrivard, qui se sont succédé pour piloter ce projet. Une reconnaissance toute particulière à M. Michel Vives, du site d'AIRBUS Saint Eloi, avec qui j'ai eu la chance d'avoir des échanges très intéressants sur les applications aéronautiques dans les usines. Je remercie également SECO Tools, particulièrement Didier Daguet en France et Pär Nördberg en Suède, qui ont largement contribué au succès de ces travaux en apportant un appui R&D de grande qualité.

Je souhaite remercier toute ma famille, qui m'a soutenu jusqu'au jour J et a su profiter des plaisirs culturels et gastronomiques de la Bourgogne. Une pensée à mes amis d'enfance Lyonnais, mes amis Eniséens et mes amis Bourguignons qui m'ont permis de vivre une vie de doctorant épanoui en dehors du trou. Pour finir, c'est avec beaucoup d'émotions que je remercie ma jeune mariée, Caroline, qui m'a soutenu tout au long de ces années. Son amour, son écoute et sa patience m'ont apporté un précieux soutien. C'est ensemble que nous avons passé cette épreuve, et c'est ensemble que nous continuons notre chemin...

Table des matières

INTRODUCTION	7
CHAPITRE 1 - Bibliographie	9
1. MATERIAU	9
1.1 TITANE Ti6Al4V	9
1.1.1 Composition.....	9
1.1.2 Structure	10
1.1.3 Morphologie	11
1.1.4 Propriétés	12
1.2 COMPOSITE T800M21	14
1.2.1 Propriétés	14
1.2.2 Structures.....	17
1.3 EMPILAGES	18
2. COUPE ORTHOGONALE	19
2.1 TITANE Ti6Al4V	19
2.1.1 Mécanismes d'enlèvement de matière	20
2.1.2 Distribution de la chaleur dans la zone de coupe.....	22
2.2 COMPOSITE T800M21	24
2.2.1 Notation de Mckenzie	24
2.2.2 Modes de génération du copeau	24
3. CAS DU PERÇAGE	28
3.1 PARAMETRAGE DU FORET	28
3.2 TITANE.....	29
3.2.1 Préconisations sur la géométrie	29
3.2.2 Préconisations sur le matériau usinant	30
3.2.3 Choix des conditions de coupe.....	33
3.2.4 Dégradation de l'outil	34
3.2.5 Dégradation de la pièce.....	37
3.3 COMPOSITE	40
3.3.1 Préconisations sur la géométrie	40
3.3.2 Préconisations sur le matériau usinant	42
3.3.3 Conditions de coupe	42
3.3.4 Dégradation de l'outil	43
3.3.5 Dégradation de la pièce.....	44
3.4 EMPILAGES	46
3.4.1 Conditions opératoires et durées de vies	47
3.4.2 Dégradation de la pièce.....	48
CHAPITRE 2 - Tribologie Ti6Al4V et Carbone/Epoxy	49
1. GENERALITES SUR LA TRIBOLOGIE EN USINAGE.....	49
2. ZONES DE FROTTEMENT EN PERÇAGE	50
3. ETUDE DE L'ALLIAGE DE TITANE Ti6Al4V.....	53
3.1 DESCRIPTION DU TRIBOMETRE.....	54
3.2 EFFET DES CONDITIONS DE GLISSEMENT	57
3.2.1 Pression	57
3.2.2 Vitesse de glissement	59

3.2.3	<i>Régénération de la matière dans le contact</i>	60
3.2.4	<i>Contact sec</i>	61
3.3	EFFET DES PARAMETRES OUTIL.....	63
3.3.1	<i>Revêtement</i>	63
3.3.2	<i>Rugosité</i>	64
3.4	PARTAGE DES FLUX DE CHALEUR AUX INTERFACES.....	65
3.4.1	<i>En statique</i>	65
3.4.2	<i>En dynamique</i>	66
3.5	SYNTHESE SUR LES ALLIAGES DE TITANE.....	67
4.	ETUDE DU COMPOSITE T800M21	68
4.1	DESCRIPTION DU TRIBOMETRE.....	69
4.2	EFFET DES CONDITIONS DE GLISSEMENT.....	71
4.2.1	<i>Vitesse de glissement</i>	71
4.2.2	<i>Pression de contact</i>	71
4.2.3	<i>Régénération</i>	72
4.2.4	<i>Orientation des fibres</i>	72
4.2.5	<i>Rugosité</i>	73
4.3	SYNTHESE SUR LES COMPOSITES.....	73

CHAPITRE 3 – Chaleur dans le Ti6Al4V.....75

1.	BILAN DE PUISSANCE EN PERÇAGE	75
1.1	MOYENS EXPERIMENTAUX.....	75
1.2	ETAPES DE FORMATION DU TROU / COMPARAISON ENTRE Ti6Al4V ET C45.....	76
1.3	PUISSANCES CONSOMMEES.....	78
1.3.1	<i>Contribution de l'âme</i>	79
1.3.2	<i>Contribution des arêtes de coupe</i>	80
1.3.3	<i>Contribution des listels – point C</i>	80
1.3.4	<i>Contribution des copeaux – point F</i>	81
1.3.5	<i>Comparaison entre Ti6Al4V et acier C45</i>	81
2.	ANALYSE DE LA CONTRIBUTION DES LISTELS	82
2.1	ETUDE EXPERIMENTALE.....	84
2.1.1	<i>Conditions essais</i>	84
2.1.2	<i>Effet des conditions de coupe</i>	89
2.1.3	<i>Effet de la conicité arrière</i>	91
2.1.4	<i>Effet de la largeur des listels</i>	93
2.1.5	<i>Synthèse expérimentale</i>	94
2.2	MODELISATION DU CHARGEMENT THERMIQUE SUR LES LISTELS.....	94
2.2.1	<i>Chargement mécanique</i>	94
2.2.2	<i>Chargement thermique</i>	97
2.3	COMPREHENSION DU PHENOMENE DE RETOUR DE LA MATIERE PAR APPROCHE NUMERIQUE.....	98
2.3.1	<i>Hypothèses de modélisation</i>	99
2.3.2	<i>Implémentation numérique</i>	101
2.3.3	<i>Résultats</i>	102
2.4	DISCUSSION.....	103
3.	ANALYSE DE LA CONTRIBUTION DE L'ARETE	105
3.1	ETUDE EXPERIMENTALE.....	106
3.1.1	<i>Conditions de coupe</i>	106
3.1.2	<i>Paramètres outil</i>	108
3.1.3	<i>Synthèse</i>	113
3.2	MODELISATION DES CHARGEMENTS MECANIQUES ET THERMIQUES SUR L'ARETE.....	113
3.2.1	<i>Méthode 1 : Semi-analytique</i>	114
3.2.2	<i>Méthode 2 : Numérique</i>	129
4.	BILAN	133

CHAPITRE 4 – Coupe des fibres de carbone.....	135
1. CONSTATIONS PRELIMINAIRES.....	135
2. ETUDE EXPERIMENTALES DES DEFAUTS DE COUPE.....	137
2.1 ETUDE DE SENSIBILITE DANS UN COMPOSITE MULTIDIRECTIONNEL	137
2.1.1 Paramètres de coupe	138
2.1.2 Paramètres outil	140
2.2 LOCALISATION PRECISE DES DEFAUTS DE COUPE DES FIBRES A L' AIDE D' UN COMPOSITE UNIDIRECTIONNEL	143
2.2.1 Entrée de trou	144
2.2.2 Pleine matière.....	145
2.2.3 En sortie de trou	146
2.2.4 Synthèse	146
3. ANALYSE DES MODES DE COUPE DES FIBRES.....	147
3.1 MODES DE COUPE RENCONTRES EN PERÇAGE.....	148
3.1.1 Convention choisie pour le paramétrage de l' orientation de la fibre.....	148
3.1.2 Identification des angles χ_1 et χ_2 en perçage.....	148
3.2 CORRELATION ENTRE MODE DE COUPE ET DEFAUTS A L' ECHELLE LOCALE	152
3.2.1 Rappel des zones de défauts rencontrées.....	152
3.2.2 Mode de coupe 90°	153
3.2.3 Mode de coupe 45°	154
3.2.4 Mode de coupe $0+\Delta$	155
3.2.5 Mode de coupe 0°	156
3.2.6 Mode de coupe $0-\Delta$	156
3.2.7 Mode de coupe -45°	157
3.2.8 Synthèse	158
4. ANALYSE DES EFFORTS DE COUPE	158
4.1 ANALYSE A L' ECHELLE LOCALE.....	159
4.1.1 Application de la démarche locale sur le couple	159
4.1.2 Application de la démarche locale sur l' effort d' avance.....	162
4.2 INTERPRETATION DES NIVEAUX D' EFFORTS LOCAUX	164
4.2.1 Corrélation entre efforts locaux et modes de coupe	164
4.2.2 Corrélation entre efforts locaux et défauts en sortie	166
4.3 COMPORTEMENT D' UN COMPOSITE MULTIDIRECTIONNEL.....	166
4.3.1 Méthode de reconstruction des efforts.....	167
4.3.2 Exploitation du modèle comportemental	168
 CONCLUSION.....	 171
PERSPECTIVES	173
REFERENCES	175
ANNEXES 1.....	191
ANNEXES 2.....	194
ANNEXES 3.....	199

Introduction

L'industrie aéronautique constitue un secteur d'excellence reconnu par la complexité des techniques et des matériaux qu'elle emploie. Le contexte économique et écologique actuel, incite les constructeurs à repousser sans cesse les limites technologiques pour proposer des appareils de plus en plus performants. La réduction de poids constitue, pour les compagnies aériennes, un enjeu majeur afin de limiter les coûts d'exploitations. Depuis dix ans, une part croissante d'alliages de titane et de matériaux composites à fibres de carbone est intégrée aux pièces de structures pour les alléger, tout en conservant d'excellentes propriétés mécaniques. L'utilisation massive de ces matériaux apporte de nouvelles difficultés de mise en forme par usinage.

L'étude présentée dans ce mémoire traite du perçage de l'alliage de titane Ti6Al4V et du composite à fibre de carbone/résine époxy en configuration empilage. L'association de ces deux matériaux aux propriétés antagonistes pose de nombreux problèmes en matière d'usinage. Les tendances actuelles visant à supprimer la lubrification n'arrange en rien ces difficultés. Dans la partie titane, la température du foret peut atteindre 1000°C ; alors que la partie composite est sujette à un endommagement thermique dès 180°C. Le caractère abrasif des fibres de carbone limite aussi la durée de vie des outils. Les défauts de délaminage en sortie du composite sont également l'une des difficultés majeures. La dégradation prématurée des outils et les défauts d'intégrité matière ne permettent pas d'atteindre les objectifs d'une production industrielle.

Deux verrous scientifiques majeurs sont identifiés. **Le premier verrou concerne la production de chaleur dans la partie titane.** Un manque certain de connaissance dans le perçage à sec de ce matériau est à regretter. La maîtrise de l'échauffement passe dans un premier temps par une bonne compréhension des phénomènes mécaniques et thermiques mis en jeu dans les interfaces de contact ; pour dans un second temps définir des spécifications au développement d'outils à basse production de chaleur. Une diminution du niveau d'échauffement dans la partie titane doit permettre de limiter les défauts d'intégrité matière de la paroi et l'endommagement prématuré de l'outil. La réduction de chaleur attendue doit être suffisamment importante pour limiter la diffusion de chaleur par conduction entre la partie titane et la partie composite ; mais également afin d'éviter que l'outil chaud ne vienne brûler la résine au passage de l'arête. **Le second verrou concerne la capacité de coupe des arêtes.** Les solutions actuelles proposées pour le perçage des composites préconisent des outils avec insert PCD, associées à des géométries de coupe proches de la coupe du bois. Or ces outils ne sont pas adaptés au perçage des alliages de titane. La compréhension des mécanismes d'enlèvement de matière dans ces matériaux hétérogènes doit permettre, dans un premier temps d'expliquer les raisons des phénomènes de refus de coupe des fibres et de délaminage,

pour ensuite proposer des outils pluridisciplinaires, capable de maintenir un bon cisaillement des fibres, tout en garantissant un niveau d'échauffement minimal dans la partie titane.

Le chapitre 1 de ce mémoire est consacré à l'étude bibliographique. Les compositions, les structures et les propriétés des deux matériaux sont répertoriées. Leurs comportements dans un cas de coupe élémentaire (coupe orthogonale) sont présentés. La partie consacrée à la configuration perçage dresse un état de l'art complet des différents travaux scientifiques menés sur chacun des matériaux. Enfin, un état de l'art sur les travaux menés dans la configuration empilée est établi. Relativement peu d'études scientifiques sont disponibles sur l'optimisation des conditions opératoire du perçage des empilages Titane/Composite. Les verrous scientifiques sont quasi-identiques à ceux observés dans chacun des matériaux traités séparément.

Le chapitre 2 présente une étude tribologique menée sur chacun des matériaux sur des bancs de frottement dédiés aux conditions de frottement rencontrées en usinage. Les zones de contact pièce/outil, copeau/outil et paroi/listel sont étudiées pour quantifier et modéliser les contributions mécaniques (coefficient de frottement) et thermiques (coefficient de partage de la chaleur) aux interfaces. Ces données sont utilisées dans la modélisation analytique des chargements mécaniques et thermiques dans la zone de coupe.

Le chapitre 3 établit un bilan mécanique et thermique complet de la zone de coupe dans les alliages de titane. Une contribution des listels est mise en évidence et quantifiée expérimentalement. Les effets des conditions de coupe et des paramètres géométriques du listel (conicité arrière et largeur) sont étudiés. Une approche numérique est également menée pour comprendre les mécanismes de resserrement du trou et ouvre une discussion sur les effets mécaniques (retour élastique) et thermiques (retrait thermique) subit par la paroi. La consommation énergétique de l'arête est étudiée à l'échelle locale. Une approche expérimentale permet de quantifier les effets de différentes géométries de coupe (angle de coupe, angle de dépouille et angle d'inclinaison d'arête) sur la chaleur reçue par l'outil. Une approche semi-analytique et numérique est proposée pour quantifier l'évolution des chargements mécaniques et thermiques reçus par la pièce et l'outil.

Le chapitre 4 propose une étude expérimentale sur la coupe des fibres dans les matériaux composites. Une approche macroscopique, sur l'apparition des phénomènes de refus de coupe et de délaminage, est menée pour différentes conditions de coupe, de revêtement et de géométrie d'outil ; afin d'enrichir les connaissances dans ces matériaux très hétérogènes. Une analyse à l'échelle mésoscopique est ensuite réalisée pour comprendre les différents modes d'enlèvement de matière rencontrés par l'arête du foret. La reconstruction du chargement mécanique le long de l'arête, en fonction des orientations des fibres, permet de faire la corrélation entre les modes de coupe et les niveaux d'efforts entraînant l'apparition des défauts en entrée, en pleine matière et en sortie du trou.

Les travaux scientifiques ont été menés au sein du LaBoMaP (Arts et Métiers ParisTech Cluny), en partenariat avec EADS IW Suresnes, AIRBUS Saint Eloi, SECO Tools et le LTDS (ENI de Saint Etienne).

Chapitre 1

Bibliographie

Les compositions, les structures et les propriétés de l'alliage Ti6Al4V et du composite T800M21 sont répertoriées dans ce chapitre. Leurs comportements dans un cas de coupe élémentaire (coupe orthogonale) sont présentés. Les mécanismes de formation du copeau de titane, de production des flux de chaleur et de leur diffusion font l'objet d'une attention particulière. Les différents modes de coupe des fibres sont également détaillés. La partie consacrée à la configuration perçage dresse un état de l'art complet des différents travaux scientifiques menés sur chacun des matériaux. Le choix des substrats, des revêtements, des géométries et des conditions de coupe est abordé. Les conséquences mécaniques et thermiques sur la pièce et l'outil sont présentées et serviront de référence pour comparer les performances des forets développés pour l'étude. Enfin, un état de l'art sur les travaux menés dans la configuration empilée est établi.

Peu d'études scientifiques sont disponibles sur l'optimisation des conditions opératoires du perçage des empilages Titane/Composite. Les premiers travaux réalisés par Rujikietgumjorn [Ruji_78] datent de 1978, puis il faut attendre les années 2000 avec ceux Brinksmeier et al. [Brin_02] et de Ramulu et al. [Ramu_03]. Depuis les années 2010 les fabricants d'outils osent proposer des gammes dédiées au perçage des empilages. Les effets mécaniques et thermiques supplémentaires liés à la configuration empilage sont présentés. Un phénomène d'échauffement de l'interface est mis en évidence, ainsi que les dégradations mécaniques et thermiques de la paroi du composite à cause de l'évacuation des copeaux.

1. Matériau

1.1 Titane Ti6Al4V

1.1.1 Composition

La composition de base d'un alliage de titane Ti-6Al-4V est reportée dans le Tableau 1. Le titane (Ti), l'aluminium (Al) et le vanadium (V) sont les composés principaux. Les éléments d'additions (fer, oxygène, azote, etc.), bien que présents en très faible quantité, modifient considérablement les propriétés physiques de l'alliage.

Titane (Ti)	Aluminium (Al)	Vanadium (V)	Fer (Fe)	Oxygène (O)
90 %	6 %	4%	0.25 % max	0.2 % max

Tableau 1 - Composition indicative de l'alliage titane Ti-6Al-4V [Lampman, 2000]

1.1.2 Structure

Le titane existe suivant deux structures cristallographiques, présentée sur la Figure 1. A température ambiante, le titane pur possède une structure hexagonale compacte, nommée phase α . A 883 °C, le titane se transforme allotropiquement pour former une structure cubique centrée, nommée β [Destefani, 2000].

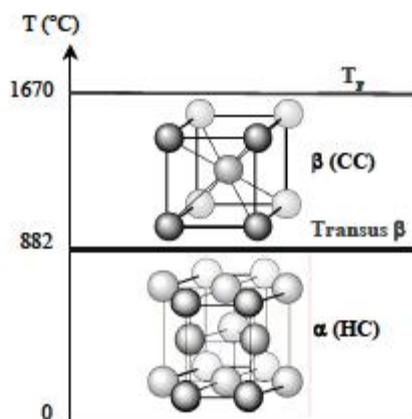


Figure 1 - Structure cristallographique du titane

La température exacte de transformation $\alpha \rightarrow \beta$ des alliages de titane est fortement influencée par les éléments d'insertion et de substitution qui composent l'alliage. Certains éléments, comme l'aluminium (Al), l'oxygène (O), le carbone (C) et l'azote (N), sont alphaséens. Ils augmentent la température du transus β (T_β) avec leur concentration et stabilisent la phase α hexagonale compacte. L'aluminium est le principal élément alphaséen qui est utilisé dans les alliages de titane car c'est l'unique métal commun qui augmente T_β et qui a une haute solubilité à la fois dans la phase α et dans la phase β . Les éléments d'insertions métalloïdes que sont l'oxygène, le carbone et l'azote durcissent la phase α mais ne sont présents qu'en très faible quantité pour ne pas diminuer la ductilité de l'alliage. Ces éléments sont inévitablement présents dans tous les alliages commerciaux et participent à l'augmentation de la résistance du matériau au détriment de sa ténacité.

D'autres éléments dits bêtagènes, favorisent la phase β cubique centrée en diminuant la température de transus β . Ces éléments sont répartis en éléments isomorphes et en éléments β eutectoïdes. Les premiers sont miscibles en toute proportion dans la phase β tels que le molybdène (Mo), le vanadium (V) et le niobium (Nb) et peuvent, selon leur concentration, stabiliser la phase β à température ambiante. Le molybdène améliore la résistance, la ductilité et le fluage à moyenne température et augmente la tenue à l'oxydation. Les éléments eutectoïdes les plus courants dans les alliages de titane sont le fer (Fe), le chrome (Cr) et le silicium (Si). L'hydrogène (H), en solution solide et sous forme d'hydrures, appartient également à cette famille. Le principal désavantage de la présence de ces éléments, même en faible proportion, est la

formation de composés intermétalliques. Néanmoins le silicium améliore la tenue au fluage par précipitation de siliciures.

Enfin, les éléments neutres ont peu d'influence sur la valeur du T_{β} . Certains éléments sont totalement miscibles et isomorphes comme le zirconium (Zr) qui est utilisé pour durcir à la fois les phases α et β . D'autres ne sont que partiellement miscibles comme l'étain (Sn) qui durcit la phase α et améliore les propriétés de fluage.

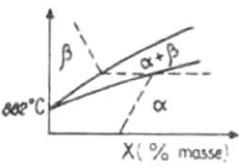
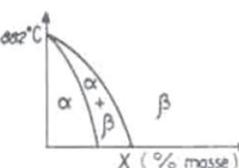
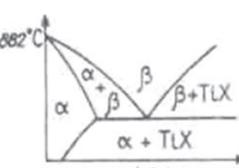
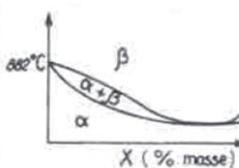
Eléments d'alliage X	Diagramme d'équilibre	Solution solide d'insertion	Solution solide de substitution
Alphagènes		O_2, N_2, B, C	Al
isomorphes			Mo, V, Nb, Ta
Bêtagènes eutectoïdes		H_2	Mn, Fe, Cr, Co, W, Ni, Cu, Au, Ag, Si
Neutres			Sn, Zr

Tableau 2 - Classification des éléments d'alliage du titane [Gela_76]

Les éléments d'addition vont ainsi stabiliser α ou β en plus ou moindre grande quantité à la température ambiante. Il est possible de classer les différents alliages de titane en trois grandes familles selon leurs proportions de phase α et β retenues à la température ambiante :

- les alliages α qui sont 100 % α ;
- les alliages β , 100 % α à 20 °C ;
- Les alliages α - β sont donc mixtes. Cette dernière catégorie étant très vaste, trois sous-classes sont distinguées : les quasi α (possédant très peu de phase β stable et proches des alliages α), les $\alpha + \beta$ proprement dis, les quasi β (ou β métastables, possédant peu de phase α et proches des alliages β).

1.1.3 Morphologie

La vitesse de refroidissement agit directement sur la finesse des microstructures et leur morphologie. Pour un alliage de type α ou $\alpha + \beta$, un refroidissement rapide de la

phase β conduit à une structure aiguillée fine. Quand la vitesse de refroidissement diminue, le diamètre des aiguilles augmente, puis les aiguilles se transforment en lamelles d'épaisseur de plus en plus importante, illustrées sur Figure 2a. Par traitement thermomécanique (déformation à chaud ou simple traitement thermique sur structures déformées), les lamelles α peuvent être brisées et recristallisées en nodules sphériques pour obtenir une morphologie équiaxe, comme le montre la Figure 2a.

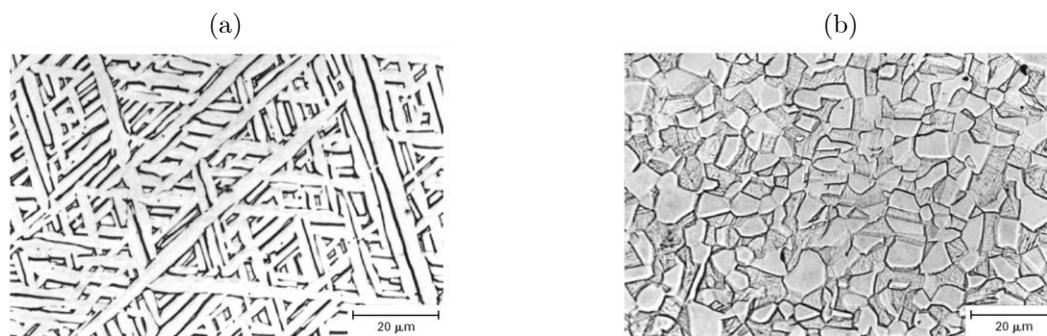


Figure 2 - Exemple de morphologie du Ti-6Al-4V, (a) Structure lamellaire, (b) Structure équiaxe. [Comb_99]

1.1.4 Propriétés

Les propriétés physiques, mécaniques et thermiques de l'alliage de titane Ti6Al4V sont présentées dans le Tableau 3.

Propriétés	Valeur	Unité
Masse volumique : ρ	4 430	Kg.m ⁻³
Module d'Young : E	113,8	GPa
Coefficient de poisson : ν	0,342	-
Limite élastique à 0,2 % : $R_{p0,2}$	880	MPa
Résistance à la rupture : R_m	950	MPa
Allongement : A	14 %	-
Conductivité thermique : λ	6,7	W.m ⁻¹ .°C ⁻¹
Capacité thermique massique : φ	526,3	J.Kg ⁻¹ .°C ⁻¹
Coefficient de dilatation linéique à 20 / 250 / 500°C : λ	8,6 / 9,2 / 9,7	$\mu\text{m.m}^{-1}$.°C ⁻¹
Ténacité	75	MPa.m ^{1/2}
Température de fusion : T	1660	°C
Transus beta : T_β	980	°C

Tableau 3 - Propriétés physiques de l'alliage Ti-6Al-4V α - β recuit 700-785°C [Lamp_00]

Sa masse volumique est environ 40 % plus faible que de celle de l'acier. Sa limite élastique de 880 MPa est très proche de sa résistance à la rupture de 950 MPa. Le rapport résistance mécanique/densité est remarquable. Ses caractéristiques mécaniques restent élevées jusqu'à une température d'environ 600 °C et sont excellentes jusqu'aux températures cryogéniques, comme le montre la Figure 3.

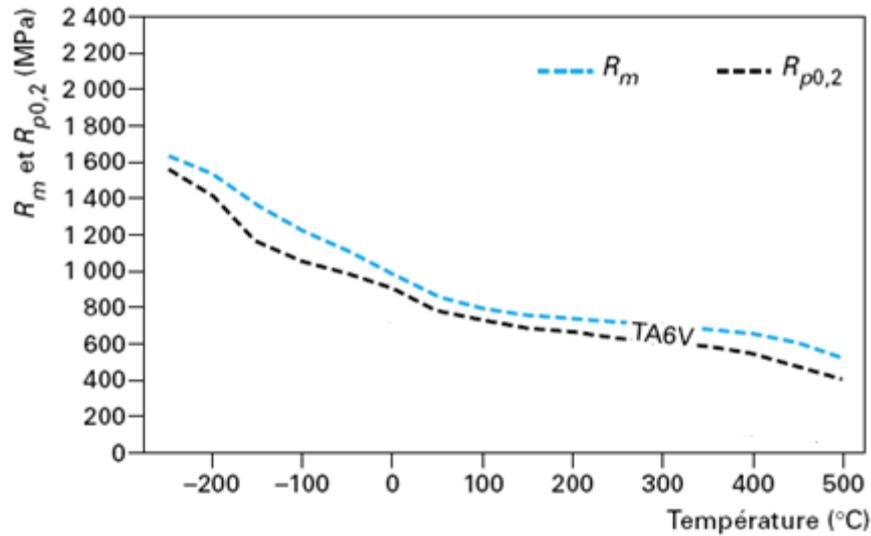


Figure 3 - Evolution de la limite élastique et de la résistance à la rupture du TA6V, en fonction de la température [Comb_99]

L'évolution de son module de Young est représentée sur la Figure 4.

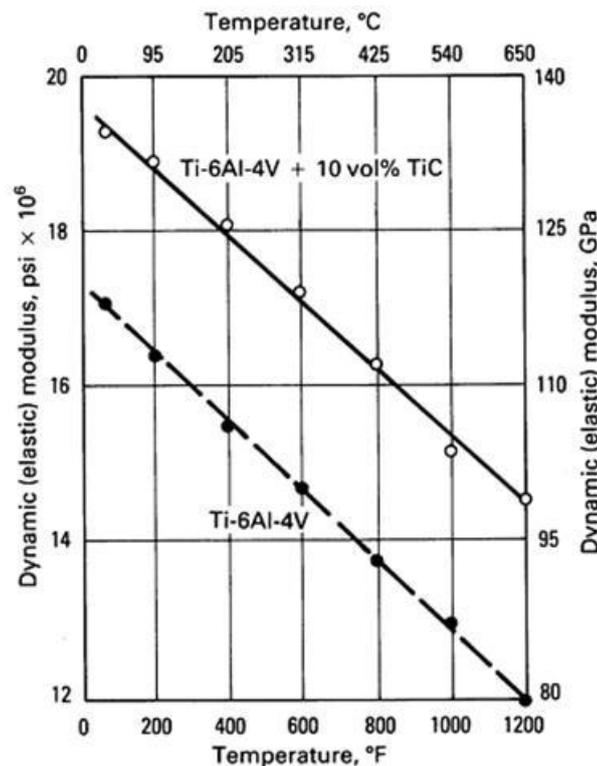


Figure 4 - Comparaison entre le Ti-6Al-4V et un titane renforcé avec 10% de particules de carbure de titane (TiC) [Dest_02]

La valeur du module de Young est 50 % inférieure à celle de l'acier, ce qui permet de l'associer à des matériaux non métalliques tels que les matériaux composites ou l'os. Sa forte tendance à l'oxydation entraîne la formation d'une couche protectrice de quelques fractions de micromètres, constituée majoritairement de TiO_2 . Cette protection lui offre une tenue à la corrosion. Sa résistance à la fracture (ténacité) est également très

intéressante. Le titane fait partie des métaux nobles au sens du potentiel galvanique, ce qui le place du côté des métaux passifs, selon Combres [Comb_99]. En conséquence, le couplage avec la majeure partie des autres métaux crée un courant galvanique ; le titane devient alors la cathode et l'autre métal se corrode. Il est non magnétisable. Son coefficient de dilatation, légèrement inférieur à celui de l'acier, est la moitié de celui de l'aluminium.

1.2 Composite T800M21

Les matériaux composites sont caractérisés par les propriétés de chacun des matériaux les constituant : les fibres, la matrice, ainsi que l'interface fibre-matrice. La disposition des fibres dans la structure joue également un rôle important. Elle apporte des propriétés mécaniques suivant des directions privilégiées choisies par le concepteur.

1.2.1 Propriétés

1.2.1.1 Fibre de carbone

Les fibres de carbone sont utilisées comme renfort dans le matériau. Elles assurent la transmission des actions mécaniques suivant les directions privilégiées choisies par le concepteur. Une fibre se présente sous forme d'un filament de diamètre 5 μm , comme illustré sur la Figure 5.

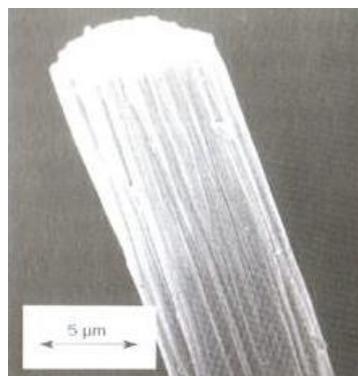


Figure 5 – Fibre de carbone

Elle est fabriquée suivant un procédé de carbonisation, à partir de fibres textiles acrylique de Polyacrylonitrile (PAN), chauffées sous contraintes à différentes températures de pyrolyse, pour obtenir à 1500°C une fibre contenant 100% de carbone. Le procédé engendre une réorganisation des atomes de carbone en structure hexagonale, orientée suivant l'axe de la fibre. Les propriétés mécaniques sont donc meilleures dans le sens long que dans le sens travers. Elles sont répertoriées dans le Tableau 4 pour une fibre T800 IM (Module Intermédiaire).

Densité (Kg.m ⁻³)	Résistance à la rupture en traction (GPa)	Déformation à la rupture en traction (%)	Module de Young (GPa)
1 820	5,49	1,9	294

Tableau 4 - Propriétés mécaniques types des fibres à haute résistance [Dupu_08]

Les fibres de carbone bénéficient d'une grande résistance, environ six fois supérieure à celle du Ti6Al4V, d'un haut module d'élasticité en traction longitudinale, près de trois fois supérieur à celui du Ti6Al4V. La déformation à la rupture en traction est très faible et la masse volumique est deux fois plus faible que celle du titane. Les informations sur les propriétés thermiques de la fibre T800 sont peu diffusées. La conductivité thermique dans le sens long est relativement faible, environ $6,3 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ pour une fibre T300 d'après [Dupu_08], soit du même ordre de grandeur que celle du Ti6Al4V. Le coefficient de dilatation de la fibre est compris entre 0 et $-5 \mu\text{m.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$; ce qui signifie que la fibre a tendance à se rétracter sous l'effet de la température. Les propriétés complémentaires telles que la grande résistance à l'usure, l'absorption des vibrations, la résistance au feu et à la corrosion sont autant de qualités appréciées dans le secteur aéronautique. La résistance à la fatigue des fibres carbone est également remarquable. Une perte de propriétés mécaniques de seulement 20 à 30 % est constaté après 10 millions de cycles ; alors que dans le même temps, un composite à fibres de verre perd 50 % de ses propriétés et un alliage d'aluminium plus de 70 %. Cette propriété de résistance à la fatigue est utilisée notamment pour la fabrication des pales d'hélicoptères, d'après Dupupet [Dupu_08].

1.2.1.2 Matrice

La matrice est un élément essentiel dans les composites. Elle doit maintenir les fibres en position, reprendre les efforts entre les fibres, limiter l'apparition et la propagation de fissures. Elle donne donc au composite toutes ces propriétés de cisaillement. Deux types de résine peuvent être utilisés : les thermoplastiques et les thermodurcissables. La résine époxyde M21 de l'étude correspond à cette seconde catégorie. Au-delà de $160-180^\circ$, elle se dégrade de manière irréversible, contrairement aux thermoplastiques qui peuvent fondre et retrouver leurs propriétés après durcissement. Selon Bathias [Bath_05], les résines époxydes possèdent une bonne tenue mécanique, notamment à la fatigue. Le coefficient de dilatation est compris entre 5 et $10 \mu\text{m.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$. Une bonne imprégnation des fibres au moment de la fabrication assure une bonne adhésion à l'interface fibre matrice. Leur facilité de traitement et de mise en œuvre permet d'obtenir des coûts de fabrication acceptables.

1.2.1.3 Ensemble fibre/matrice

Les propriétés de l'association de fibres de carbone avec une matrice époxyde, sont évaluées dans un cas simple d'un composite unidirectionnel (fibres orientées suivant une direction), comme illustré sur la Figure 6, pour un taux de renfort de 60%.

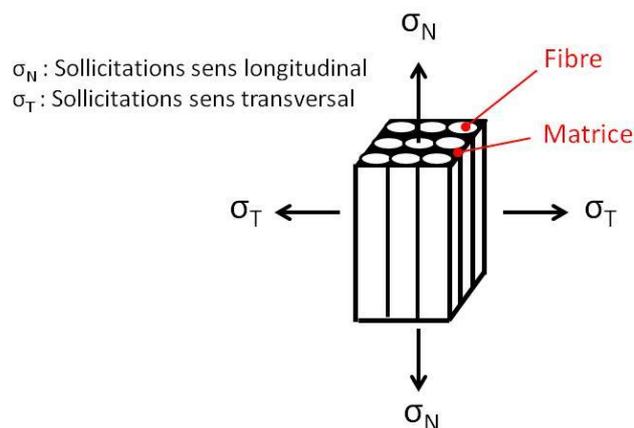


Figure 6 – Epreuve de composite unidirectionnel

Le Tableau 5 présente les performances des éprouvettes soumises à des sollicitations longitudinales (suivant la direction des fibres) et transversales (perpendiculaire aux fibres).

Propriété mécanique	Valeur	Unité
Teneur en fibre	60	%
Densité	1 550	Kg.m ⁻³
Sens longitudinal		
Résistance à la traction	2 840	MPa
Module de traction	160	GPa
Allongement à la rupture	1,6	%
Résistance en compression	1 570	MPa
Module de compression	145	GPa
Cisaillement interlaminaire	100	MPa
Sens transversal		
Résistance à la traction	80	MPa
Module de traction	7,8	GPa
Allongement à la rupture	1,0	%
Coefficient de Poisson	0,34	-

Tableau 5 – propriétés mécaniques d'un composite unidirectionnel fibre T800/Résine époxyde à 20°C [Dupu_08]

Les propriétés de l'assemblage fibre/matrice sont en dessous de celles de la fibre seule, vue précédemment dans le Tableau 4. Néanmoins la résistance à la traction suivant le sens long reste très élevée, environ 2,8 GPa. Le module de Young estimé à 160 GPa est supérieur à celui du titane, estimé à 113,8 GPa par Lampman [Lamp_00], mais inférieur à l'acier, dont la valeur de référence est 210 GPa. Les tests de compression montrent que les fibres de carbone ont également une excellente tenue en compression. La cohésion de la fibre avec la matrice est évaluée par la mesure du cisaillement interlaminaire. Cette valeur est relativement faible, elle vaut seulement 100 MPa dans le cas présent. Les propriétés relevées dans le sens travers sont largement en dessous de celle obtenues dans le sens long. Dans ce cas, se sont les propriétés de la matrice qui conditionnent la tenue mécanique du composite. La résistance à la traction longitudinale est très faible, seulement 80 MPa. Le module de Young transversal est lui extrêmement bas, environ

7,8 GPa. Selon Dupupet [Dupu_08], la tenue au choc des composites fibres de carbone est faible en particulier si l'on compare cette tenue aux composites à base de fibres d'aramide (qui sont excellents dans ce domaine) et aux composites à base de fibres de verre (qui ont un comportement au choc moyen). La résistance au choc des composites à base de fibres de carbone est améliorée en ajoutant des charges (en général thermoplastiques) dans les résines époxydes utilisées comme matrice en aéronautique.

1.2.2 Structures

La structure d'un matériau composite est définie par le concepteur pour répondre aux critères de résistance. Le choix de la taille des fibres (courte ou longue), leur positionnement (drapage ou tissage), ainsi que la fraction volumique fibre/matrice sont autant de paramètres qui modifient les propriétés du composite. Trois catégories de structures peuvent être rencontrées : les unidirectionnelles, les multidirectionnelles, et les sandwichs.

Les composites unidirectionnels sont composés de fibres longues orientées suivant une direction. Les fibres, tissées ou drapées, sont déposées par plis successifs au moment de la fabrication du composite. La Figure 7 présente les plis utilisés dans le cadre de l'étude. Les fibres d'une épaisseur de $5\ \mu\text{m}$ sont groupées par plis d'une épaisseur moyenne de $250\ \mu\text{m}$.

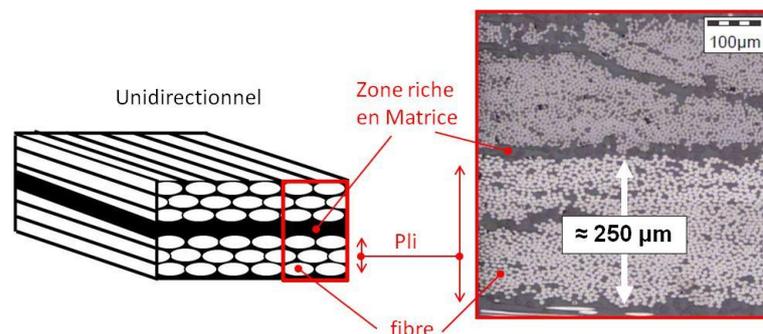


Figure 7 – Composite unidirectionnel

Les composites multidirectionnels (ou stratifiés) sont constitués d'un arrangement de plis unidirectionnels, illustrés sur la Figure 8. Leur orientation est définie par rapport à une référence 0° , qui correspond à la direction de plus grande sollicitation. Quatre orientations sont envisageables : -45° , 0° , $+45^\circ$ et 90° .

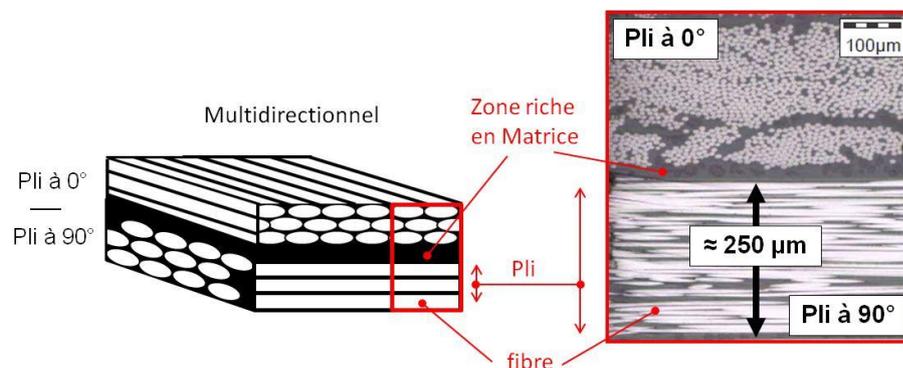


Figure 8 – Composite multidirectionnel

Le choix de l'orientation des plis permet d'obtenir des propriétés mécaniques spécifiques. Il existe trois types d'arrangements :

- Equilibré, qui contient le même nombre de plis orientés suivant chacune des directions.
- symétrique, dont l'orientation des plis est symétrique par rapport à un plan moyen.
- orthogonal, qui comporte autant de plis à 0° que de plis à 90° .

Les sandwiches sont des matériaux possédant deux peaux de grande rigidité et de faible épaisseur, renfermant un cœur de forte épaisseur et de faible résistance, appelé nid d'abeille, pouvant être métallique (alliage d'aluminium, acier...), plastique (polypropylène...), en papier Kraft ou Nomex. L'ensemble, présenté sur la Figure 9, forme une structure d'une très grande légèreté, d'une grande rigidité en flexion et avec d'excellentes propriétés d'isolation thermique.

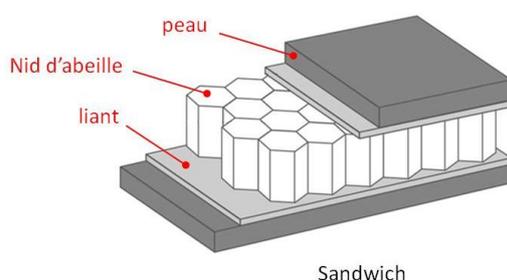


Figure 9 – Composite sandwich

Remarque : Un pli de verre, d'une épaisseur inférieure à $250\ \mu\text{m}$, peut être ajouté sur la face supérieure et la face inférieure, pour assurer une bonne cohésion des fibres en surface. En usinage, c'est un élément indispensable pour limiter l'écaillage en sortie. Il doit assurer un maintien rigide du dernier pli de carbone pour permettre le bon cisaillement. Un pli de verre trop ductile ne permet pas d'avoir le maximum de soutien.

1.3 Empilages

Les empilages Titane/Composite sont composés d'une plaque de titane d'une épaisseur variant de 10 à 18 mm et d'une plaque de composite multidirectionnel d'épaisseur variant de 20 à 35 mm, comme le montre la Figure 10.

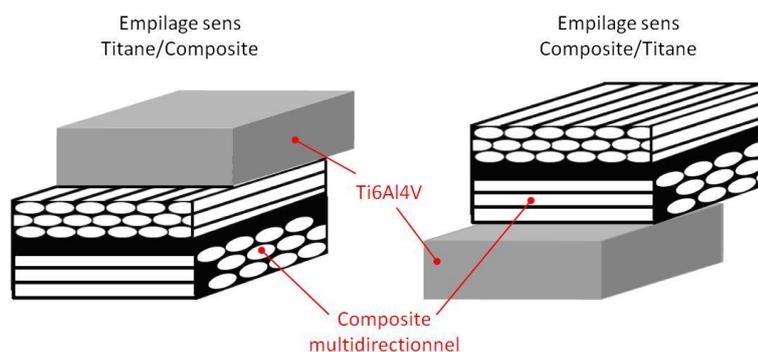


Figure 10 – Empilages Titane/Composite

Les plaques sont assemblées entre elles par boulonnage ou rivetage. Il n'y pas de liaisons physiques ou chimiques entre elles ; chacun des matériaux conserve ses propres propriétés. L'association d'alliages de titane avec des composites à fibre de carbone/résine époxy est possible du fait que le coefficient de dilatation thermique de chacun des matériaux est proche (Ti6Al4V : $8,6 \mu\text{m.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$ [Lamp_00] et résine époxy : $5-10 \mu\text{m.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$) ; les distorsions des pièces sont ainsi limitées.

Du point de vue de la conception, l'empilage n'est qu'une juxtaposition indépendante de deux matériaux. Du point de vue de la fabrication, l'empilage de ces deux matériaux, aux propriétés mécaniques et thermiques antagonistes, pose de nouvelles difficultés d'usinage.

2. Coupe orthogonale

L'état des connaissances fondamentales sur la coupe des alliages de titane et des composites est riche. Les alliages de titane ont largement été étudiés depuis les années 50, tandis que les travaux scientifiques sur l'usinage des composites ont commencé dans les années 80. Les publications sur les phénomènes mis en jeu lors de l'usinage sont en général menées dans une configuration de coupe élémentaire, appelée coupe orthogonale. Cette approche facilite l'observation des mécanismes de formation du copeau, comme le montre la Figure 11.

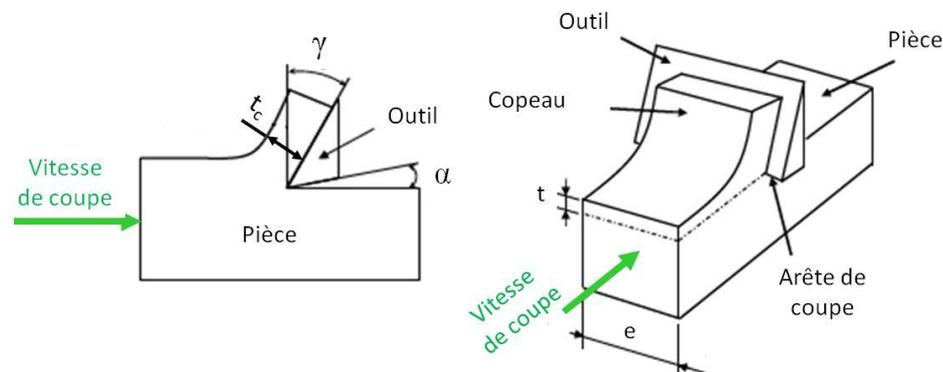


Figure 11 - Configuration de coupe orthogonale

L'arête de coupe est dans ce cas perpendiculaire à la fois au vecteur vitesse de coupe et à l'avance de l'outil. Les principaux paramètres de l'usinage orthogonal sont : l'avance f (ou épaisseur du copeau non déformé t), l'épaisseur du copeau t_c , l'angle de coupe γ , la vitesse de coupe V_c et la largeur de coupe e .

2.1 Titane Ti6Al4V

Les alliages de titane sont classés dans les matériaux dits à faible « usinabilité » en comparaison des aciers, selon Ezugwu et al. [Ezug_97]. Cette notion, très subjective, signifie que leur aptitude à être mise en forme par un procédé de coupe sont moins bonnes. Elle se définit à partir d'un certain nombre de critères tels que la durée de vie, les efforts, la morphologie du copeau, l'intégrité de surface, etc., selon Poulachon

[Poul_10]. Le titane présente des niveaux d'efforts spécifiques plus faibles que ceux rencontrés dans les aciers (Acier C45 : 2100 N.mm^{-2} pour $t = 0,4 \text{ mm}$ [Sandvik]-Ti6Al4V : 1700 N.mm^{-2} pour $t = 0,4 \text{ mm}$ [Sandvik]). Sur une considération purement mécanique, l'usinage du titane est moins sévère que celui d'un acier. Par contre l'outil de coupe est fortement sollicité thermiquement. L'échauffement intense et l'activité chimique aux interfaces sont les problèmes majeurs qui limitent la performance du procédé, d'après Chandler [Chan_02]. Ses propriétés mécaniques et thermiques en sont la cause. Les alliages de titane ont un module d'élasticité environ deux fois inférieurs à l'acier (Acier C45 : 200 GPa à 20° [Rech_C45] – Ti6Al4V : $113,8 \text{ GPa}$ à 20° [Lamp_00]). Lorsque la matière est soumise aux pressions de coupe, elle se déforme d'autant plus que ce module est faible. Après le passage des arêtes, la matière libre revient au contact de l'outil. Ce phénomène mécanique, appelé retour élastique, initie des vibrations et contribue à l'échauffement des outils, selon Ezugwu et al. [Ezug_97], Brinksmeier et al. [Brin_02] et Chandler [Chan_02]. La conductivité thermique du titane, six fois inférieure à celle des aciers, ne permet pas une évacuation rapide de cette chaleur (Acier C45 : $44,6 \text{ W.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$ à 20° [Rech_C45] – Ti6Al4V : $6,7 \text{ W.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$ à 20° [Lamp_00]) qui reste concentrée au niveau l'outil, accélérant ainsi son usure selon König [Koni_79]. Hartung et al. [Hart_82] et Narutaki et al. [Naru_83] constatent des températures moyennes mesurées dans l'outil très élevées. Estimées à environ 800°C pour une vitesse de coupe de 60 m/min et une avance de $0,1 \text{ mm}$; elles atteignent 1100°C à $V_c = 180 \text{ m/min}$. A ces températures, le titane devient chimiquement actif. D'après Jianxin et al. [Jian_08], des mécanismes de diffusion entre l'outil et la matière se déclenchent au-delà d'un seuil de 600°C . L'utilisation d'un fluide de coupe est largement préconisée pour limiter ces phénomènes, selon Chandler [Chan_02].

2.1.1 Mécanismes d'enlèvement de matière

Lors du contact entre l'outil et la pièce, de nombreux phénomènes mécaniques et thermiques sont mis en jeu. L'usinage des métaux par enlèvement de matière s'accompagne de déformations plastiques et de frottements intenses aux interfaces de contact.

2.1.1.1 Description de la zone de coupe

La Figure 12 illustre les trois zones de cisaillement couramment considérées : primaire, secondaire et tertiaire.

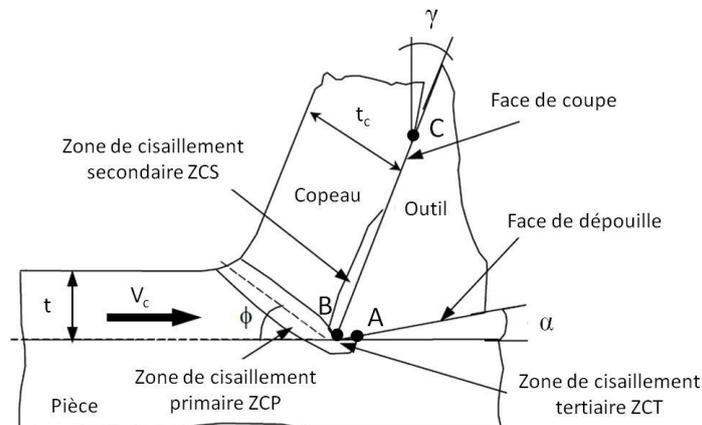


Figure 12 - Mécanismes de formation du copeau

La zone de cisaillement primaire, part de la pointe de l'outil jusqu'au bord libre de la pièce, suivant l'angle de cisaillement (ϕ). La matière non déformée se déplace à la vitesse V_c et subit une déformation plastique intense (>1) à hautes vitesses de déformation ($\sim 10^5 \text{ s}^{-1}$). Etant donnée la rapidité du phénomène, le cisaillement se fait sans échange de chaleur avec l'environnement. Les températures atteintes dans cette zone sont très difficiles à estimer. Calamaz et al. [Cala_08] constatent une distribution de température entre 500 et 600°C le long du plan de cisaillement, pour une vitesse de coupe de 180 m/min et une avance de 0,1 mm. Le copeau formé à l'issue de cette zone est moins épais que celui d'un acier usiné dans les mêmes conditions, selon Boston et al. [Bost_55]. Le rapport entre l'épaisseur de coupe t avant déformation et l'épaisseur du copeau tc est proche de 1, alors qu'il est autour de 0,5 dans les aciers, selon Komanduari et al. [Koma_82]. A géométrie d'outil fixé, l'angle de cisaillement ϕ est donc plus faible dans les alliages de titane et la vitesse d'écoulement du copeau plus rapide.

La zone de cisaillement secondaire, se situe au niveau du contact entre la face de coupe et le copeau. Les phénomènes d'adhésion entre les deux matériaux entraînent un frottement intense à l'interface et une déformation plastique du copeau dans une fine épaisseur, qui contribue à l'échauffement de l'outil. A proximité de la pointe de l'outil, les pressions de contact sont de l'ordre de 2 à 3 GPa. La vitesse locale d'écoulement est quant à elle proche de zéro au niveau du point de séparation de la matière. Les conditions tribologiques évoluent tout au long du contact BC : La pression diminue selon Zorev [Zore_63] et Buryta et al. [Buri_94], alors que la vitesse de glissement augmente d'après Bonnet et al. [Bonn_08]. Dans les aciers, il est montré que le coefficient de frottement adhésif diminue. La très faible longueur de contact outil-copeau, environ 1/3 plus faible que dans les aciers d'après Che-Haron [Che_H01] génère des gradients de température très importants. La zone affectée thermiquement se concentre donc au niveau de l'arête de coupe. De ce fait, une grande proportion de la chaleur s'évacue dans l'outil, selon Ezugwu et al. [Ezug_97]

La zone de cisaillement tertiaire, se situe au niveau du contact entre la face de dépouille de l'outil et la surface de la pièce, repérée AB sur la Figure 12. La matière s'y écoule à une vitesse proche de celle de la vitesse de coupe. Malgré la présence d'un angle de dépouille α , la matière fortement comprimée au passage de l'arête est libre de se relâcher.

2.1.1.2 Morphologie des copeaux

Un essai de coupe interrompue, illustrée sur la Figure 13, permet de figer la formation du copeau dans la zone de coupe.

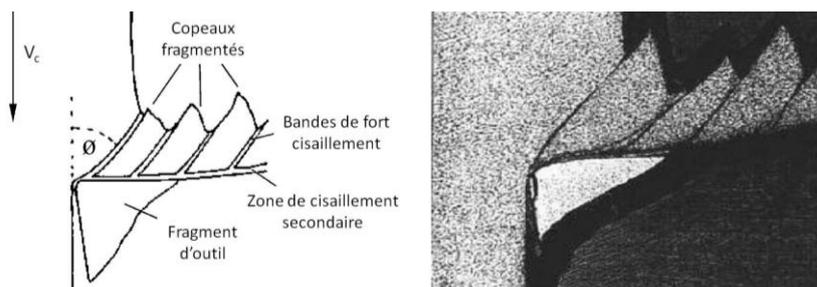


Figure 13 - Copeau de titane festonné, d'après [Nabh_01]

Les copeaux de titane sont formés de bandes de cisaillement périodiques, au lieu d'une déformation homogène, selon Nabhani et al. [Nabh_01] et Komanduri et al. [Koma_82]. Cette tendance prononcée pour le festonnage est due aux propriétés thermiques, notamment la faible conductivité thermique et à la forte tendance à l'adhésion du copeau sur l'outil qui modifie le mécanisme classique d'écoulement du copeau, d'après Trent et al. [Tren_91]. La chaleur induite par le cisaillement reste concentrée et entraîne un échauffement local très important. Comme la plupart des matériaux métalliques, la matière subit un adoucissement thermique qui favorise son cisaillement. A cela s'ajoute une transformation allotropique propre aux alliages de titane. Si la température atteint le transus β , alors la structure passe d'hexagonale compacte à cubique face centrée. Le nombre de degrés de liberté augmente et favorise la déformation de la matière par glissement, selon Komanduri et al. [Koma_82]. En dehors des zones de ces bandes, la matière n'est que très peu déformée et explique le faible rapport t/t_c évoqué au § précédent, d'après Komanduri et al. [Koma_82]. Le module d'élasticité n'arrange en rien le caractère instable de la coupe du titane. Sa faible valeur accroît la tendance à la vibration. Ainsi, selon Chandler [Chan_02], le copeau se forme à la fois sous l'action d'un chargement statique et sous un chargement dynamique, pouvant représenter 30% de l'effort. La grande ductilité des alliages de titane rend difficile la fragmentation du copeau. Les copeaux sont longs, ce qui n'est pas sans poser de problèmes sur leur évacuation et leur retraitement. De plus, l'enchevêtrement du copeau autour de l'outil et/ou de la pièce vient dégrader l'état de surface finie.

2.1.2 Distribution de la chaleur dans la zone de coupe

La distribution de la chaleur lors de l'usinage des alliages de titane a été peu discutée dans la littérature. Komanduri et al. [Koma_82] avancent l'idée selon laquelle le festonnage du copeau modifie la distribution rencontrée dans le cas d'une formation continue du copeau tel que l'acier. La Figure 14 schématise la répartition de la chaleur générée et dissipée lors de l'usinage d'un matériau métallique avec formation de copeaux continus. D'après Swinebart [Swin_68], il est estimé que 10% de la chaleur totale passe dans l'outil. Cette contribution provient exclusivement de la zone de cisaillement secondaire ; la contribution de la chaleur provenant de la zone primaire de cisaillement et celle du frottement de la face de dépouille de l'outil sur la surface usinée sont négligées. La pièce reçoit aux alentours de 10 % de la chaleur totale, tandis que la majeure partie de la chaleur produite dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, soit environ 80%, est évacuée par le copeau.

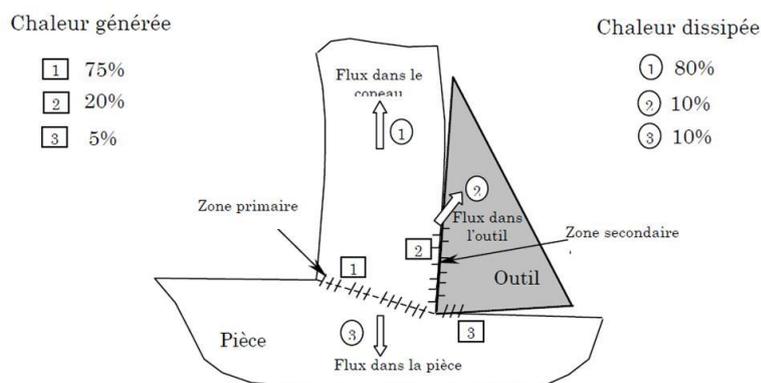


Figure 14 - Distribution de la chaleur lors de la formation d'un copeau continu [SWI68]

Lors de l'usinage du titane et de ses alliages, la déformation et la chaleur produite dans la ZCP restent localisées dans des bandes étroites. Selon Komanduri et al. [Koma_82], une partie de ce flux de chaleur passe dans l'outil de part la proximité des bandes avec la face de coupe, illustrée sur la Figure 15

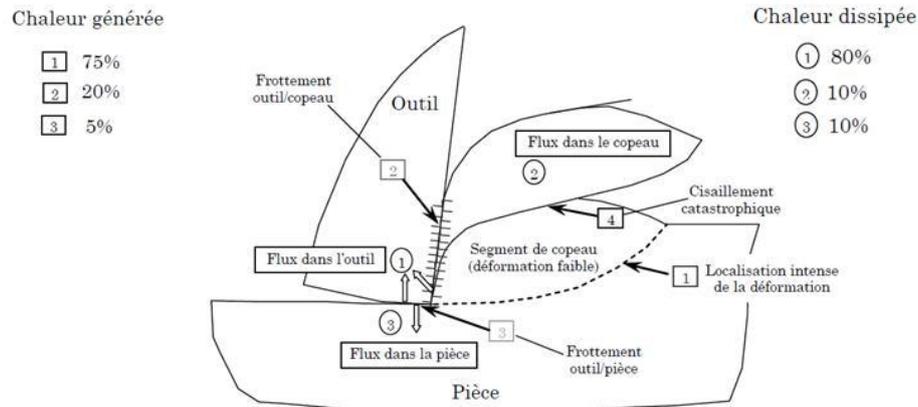


Figure 15 - Distribution de la chaleur lors de l'usinage des alliages de titane, selon [Koma_82]

Les mauvaises propriétés thermiques du titane, mais également la forme festonnée du copeau entraînent une distribution de la chaleur différente de celle évoquée précédemment dans les aciers. Selon Komanduri et al. [Koma_82] et König [Koni_79], le flux reçu par l'outil atteint 80% de la chaleur totale. Ces résultats sont en contradiction avec les récents travaux de [Cotterell-Dublin 2008] illustrés sur la Figure 16.

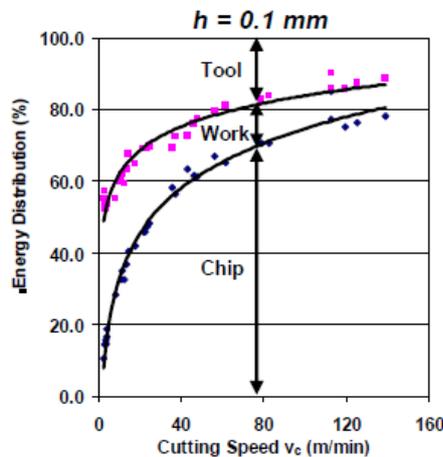


Figure 16 - Distribution de la chaleur lors de l'usinage des alliages de titane, selon [Cott_08]

La distribution de l'énergie proposée par Cotterell et al. [Cott_08] est établie à partir d'une démarche semi-analytique s'appuyant sur l'observation de la morphologie des copeaux par caméra rapide. La majeure partie de la chaleur est ici évacuée par le copeau. A la vitesse de coupe $V_c = 80$ m/min, sous injection d'air, 70% de la chaleur est évacuée par le copeau, 10% part dans la pièce et 20 % dans l'outil. Lorsque la vitesse diminue, l'outil et le copeau reçoivent une part plus importante de chaleur. Aux faibles vitesses, les distributions se rapprochent de celles proposées par Komanduri et al. [Koma_82] et König [Koni_79].

2.2 Composite T800M21

2.2.1 Notation de Mckenzie

Les notations mises en place dans la coupe du bois depuis les années 50 par Kivimaa [Kivi_50] et McKenzie [Mcke_60] pour paramétrer la position de la fibre par rapport à l'outil et à la direction de coupe peuvent être utilisées dans les composites. La notation de Mackenzie est composée de deux angles χ_1 et χ_2 . Le premier correspond à l'angle χ_1 formé entre la direction de l'arête de coupe et la fibre. Le second correspond à l'angle χ_2 formé entre la direction de coupe et la fibre, comme illustré sur la Figure 17.

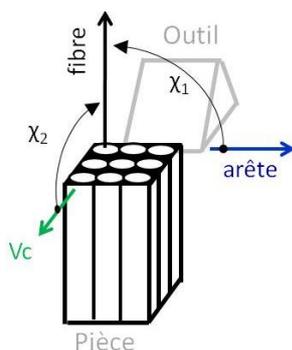


Figure 17 - Illustration des angles de Mckenzie

La combinaison de ces deux angles, notée $\chi_1 - \chi_2$, définit le mode de coupe de la fibre. Il existe 3 cas élémentaires, 90-90, 90-0 et 0-90, présentés sur la Figure 20.

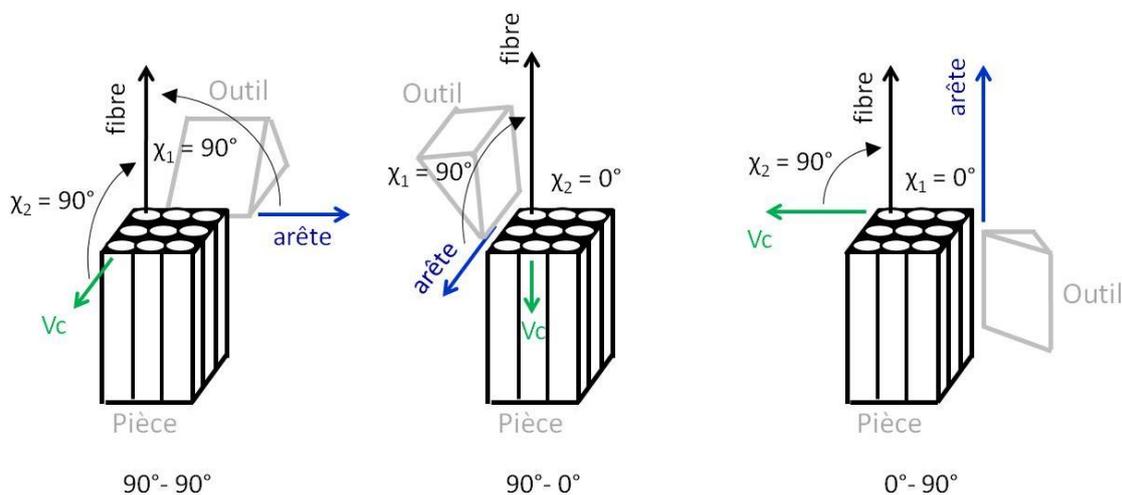


Figure 18 - Configurations élémentaires de coupe des fibres

2.2.2 Modes de génération du copeau

La connaissance des mécanismes de formation du copeau est la base de l'approche scientifique en usinage. Les travaux consacrés à l'enlèvement de matière dans les matériaux composites sont peu nombreux en comparaison de ceux consacrés à la coupe des métaux. Koplev et al. [KOPL_80, KOPL_83] furent les premiers à s'intéresser aux mécanismes d'enlèvement de matière dans les composites carbone/époxy, orientés à 0° et

90°. Les travaux de Wang et al. [WANG_95] et d'Arola et al. [AROL_96] mettent en évidence l'effet des angles de coupe de l'outil et de l'orientation des fibres.

Selon [JUAN_07], la géométrie de l'outil de coupe modifie la répartition théorique des efforts locaux entre la face de coupe et de dépouille de l'outil, comme le montre la Figure 19.

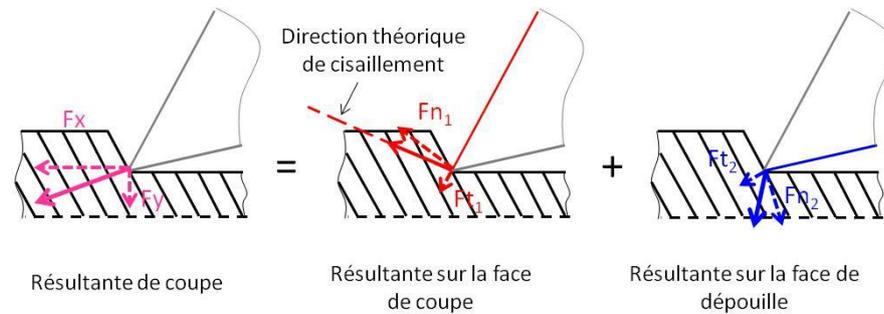


Figure 19 - Direction des efforts dans la zone de coupe

Le contact avec la face de coupe génère une action mécanique suivant une direction de cisaillement dite « théorique ». Elle résulte de l'action normale à la face de coupe et de sa composante de frottement et part de l'arête jusqu'au bord supérieur libre de la pièce, selon Juan [Juan_07]. Cette direction de coupe dépend donc fortement de la géométrie de l'outil. Plus l'angle de coupe est faible, plus elle sera dirigée vers l'intérieur de la pièce. Plus l'acuité d'arête se dégrade, plus les composantes tangentielles F_{t1} F_{t2} augmentent. Le contact avec la face de dépouille génère lui une action mécanique orientée vers le bas. Plus l'angle de dépouille est faible, plus l'effort normal F_{n2} exercé sur la pièce est élevé. Plus l'acuité d'arête diminue, plus la zone locale de travail en coupe négative, sous le rayon d'arête, augmente et apporte une contribution normale supplémentaire.

L'enlèvement de matière dans les composites est régi par des mécanismes élémentaires de propagation de fissure, rappelés sur la Figure 20, qui dépendent du déplacement possible des surfaces entre elles :

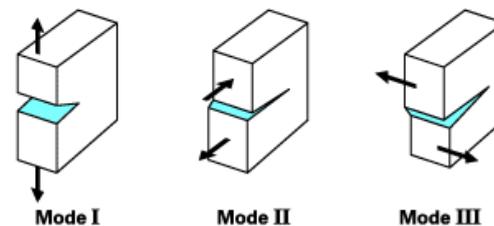


Figure 20 - Modes de propagation de fissure

- Mode I (ouverture) : les surfaces se cisailent par un déplacement perpendiculaire l'une à l'autre
- Mode II (cisaillement plan ou longitudinal) : les surfaces se cisailent par un déplacement dans le même plan et dans une direction perpendiculaire au front de fissure
- Mode III (cisaillement anti-plan ou latéral) : les surfaces se cisailent par un déplacement dans le même plan et parallèle au front de fissure.

Plusieurs modes d'enlèvement de matière, fonction de l'orientation des fibres, peuvent être identifiés, suite aux travaux de Wang et al. [WANG_95] et d'Arola et al. [AROL_96].

Pour une orientation des fibres à 0° , les mécanismes de formation de copeau se déclinent d'abord par un cisaillement en mode I (par ouverture) et en mode II (glissement droit) de la matrice le long de l'interface fibre/matrice, dans la direction de coupe de l'outil, comme illustré sur la Figure 21. La séparation du copeau se produit après rupture des fibres dans une direction perpendiculaire à leur axe. Lors de la coupe de plis à 0° , l'outil délamine les fibres et les arrache comme un copeau de bois. L'usinage des fibres à 0° peut produire de grands débris fragmentés. Lorsqu'un angle de coupe négatif est utilisé, les fibres sont sollicitées seulement suivant le mode II et rompues par flambement.

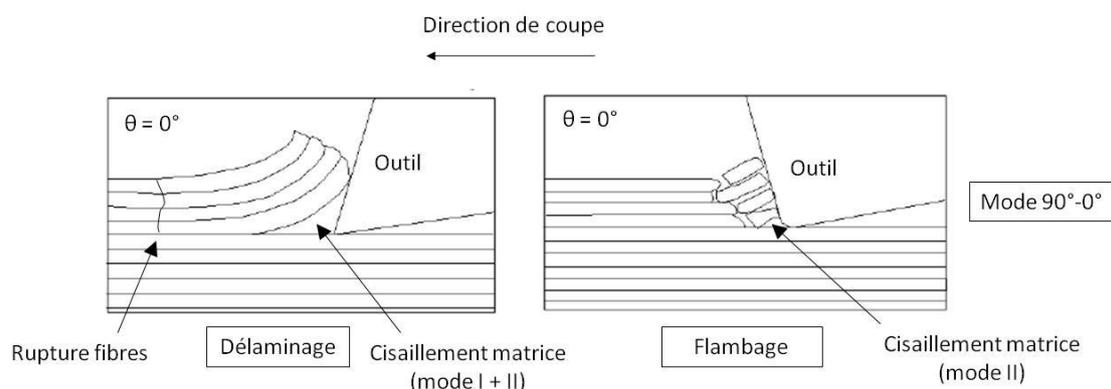


Figure 21 – Mécanismes de coupe pour une orientation des fibres à 0° , d'après les travaux de Wang et al. [WANG_95]

Pour des orientations positives des fibres, jusqu'à $+75^\circ$, les mécanismes de formation du copeau commencent par un cisaillement des fibres en Mode II, puis un cisaillement de la matrice en Mode II, le long de l'interface fibres/matrice jusqu'à la surface libre, comme le montre la Figure 22. Lors de la coupe des fibres orientées à 45° , l'outil arrive à couper la couche directement et de tous petits débris de composite sont formés.

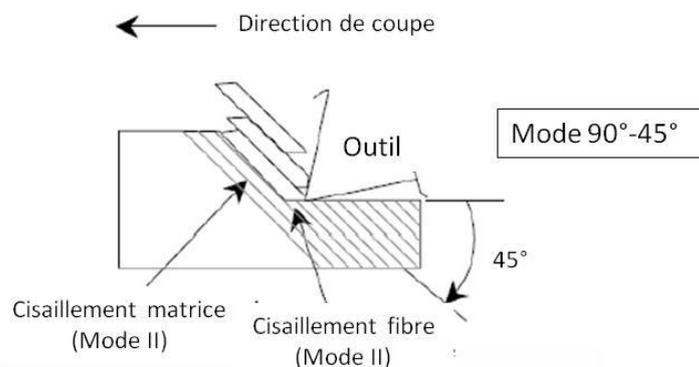


Figure 22 – Mécanismes de coupe pour une orientation des fibres à 45° , d'après les travaux d'Arola et al. [Arol_97]

Pour une orientation des fibres à 90° , l'enlèvement de matière est initié par une ouverture en mode I qui pénètre dans la matière (en dessous de la direction de coupe), en suivant l'interface fibre/matrice, prolongée par une rupture secondaire en Mode II qui remonte jusqu'à la surface en suivant le cisaillement des fibres, comme illustré sur la Figure 23. Suivant la cohésion fibre/matrice, un décollement des fibres peut apparaître.

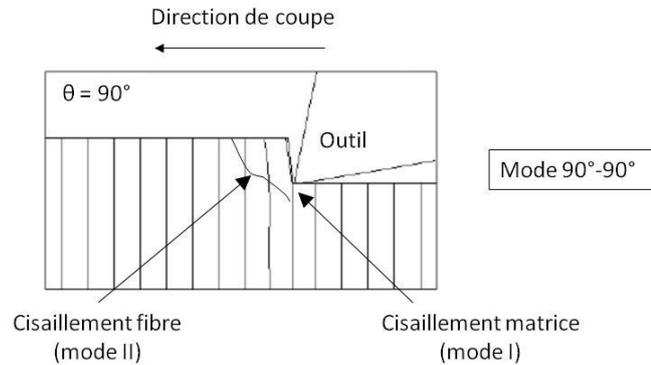


Figure 23 – Mécanismes de coupe pour une orientation des fibres à 90° , d'après les travaux de Wang et al. [WANG_95]

Pour des orientations négatives des fibres, les mécanismes de cisaillement sont identiques à ceux observés pour l'orientation 90° . C'est lors de la coupe des fibres orientées à -45° , que les fibres fléchissent le plus, comme illustré sur la Figure 24. Des défauts importants se propagent vers l'intérieur de la matière et finissent par décoller et arracher les fibres, selon les observations de König [Koni_89].

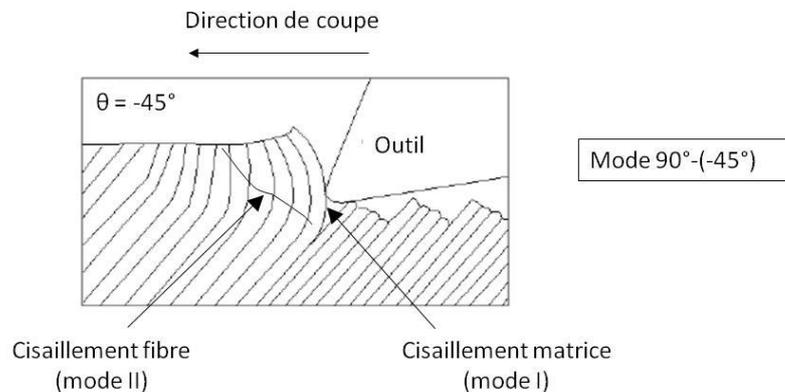


Figure 24 – Mécanismes de coupe pour une orientation des fibres à -45° , d'après les travaux d'Arola et al. [Arol_97]

3. Cas du perçage

3.1 Paramétrage du foret

Le foret est un outil à géométrie complexe, qu'il convient de paramétrer pour la suite de l'étude, selon la norme NF E 66-502, présentée sur les Figure 25 et Figure 26

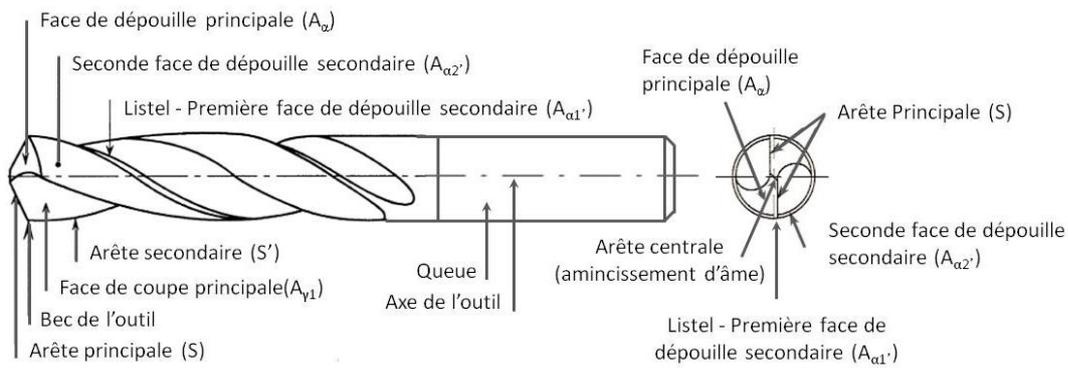


Figure 25 – Géométrie globale d'un foret

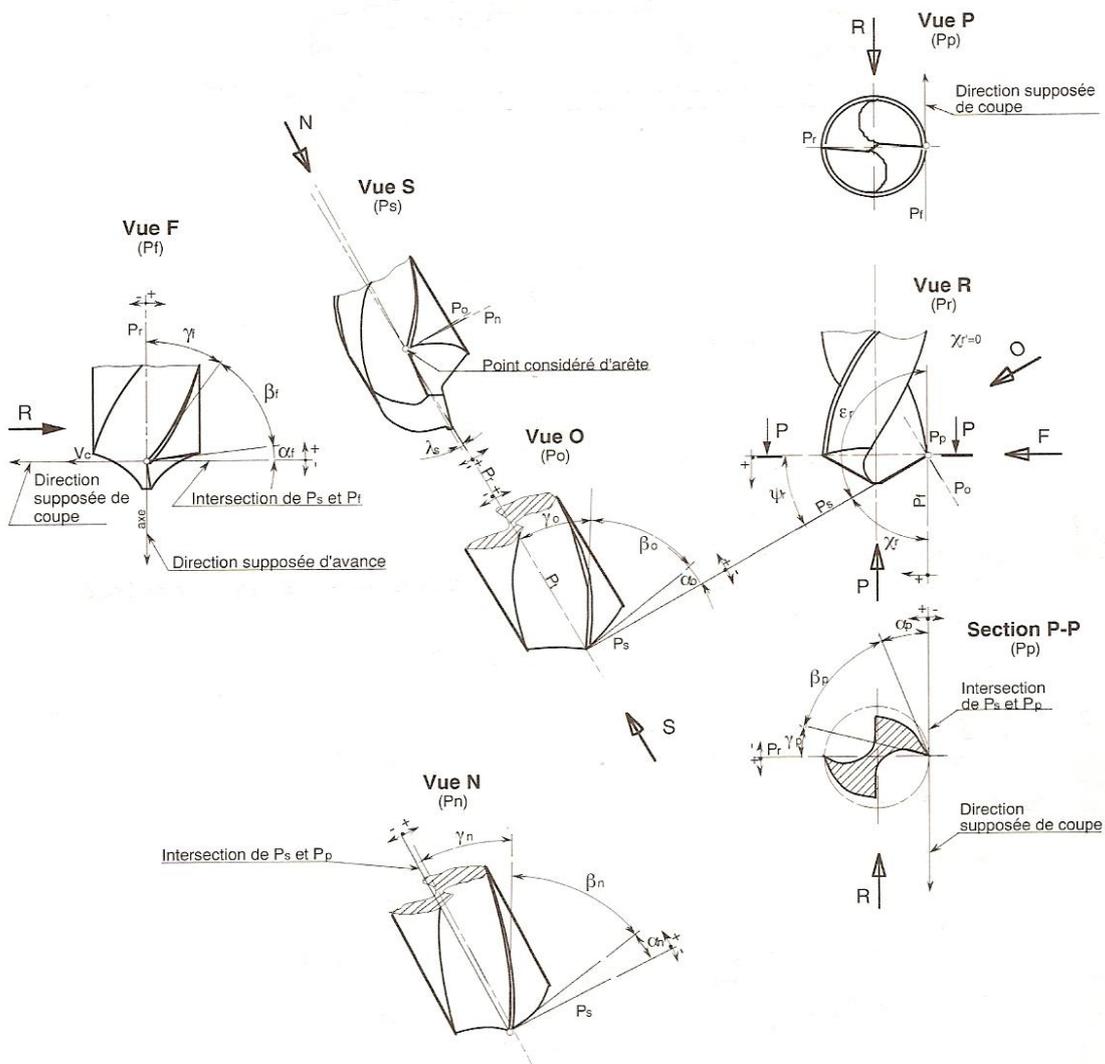


Figure 26 – Paramétrage de la géométrie du foret selon la norme NF E 66-502

L'outil en main (par opposition à « en travail ») est défini suivant six plans :

- P_r : Plan de référence de l'outil, passant par le point considéré de l'arête et contenant l'axe du foret.
- P_s : Plan d'arête de l'outil, tangent à l'arête au point considéré, et perpendiculaire à P_r .
- P_f : Plan de travail conventionnel, perpendiculaire à P_r , au point considéré de l'arête, et parallèle à la direction supposée d'avance de l'outil.
- P_p : Plan vers l'arrière de l'outil, perpendiculaire à P_r et P_f , au point considéré de l'arête.
- P_o : Plan orthogonal de l'outil, perpendiculaire à P_r et à P_s , au point considéré.
- P_n : Plan normal à l'arête, perpendiculaire à l'arête au point considéré.

Les faces actives de l'outil sont paramétrées dans chacun des plans i , suivant trois angles :

- α_i : Angle de dépouille entre la face de dépouille A_α et le plan P_s .
- β_i : Angle de taillant entre la face de coupe A_γ et la face A_α .
- γ_i : Angle de coupe entre la face A_γ et le plan P_r .

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

- κ_r : Angle de direction d'arête de l'outil, mesuré dans le plan P_r , entre le plan P_s et le plan de P_f .
- λ_s : Angle d'inclinaison d'arête de l'outil, mesuré dans le plan P_s , entre l'arête et le plan P_r .

3.2 Titane

3.2.1 Préconisations sur la géométrie

Les nombreuses préconisations fournies par la littérature et les fabricants d'outil, sur la géométrie de coupe des forets dédiés aux alliages de titane, sont ici répertoriées. Il conviendra par la suite de l'étude d'en prendre cas, pour choisir une géométrie initiale.

Une bonne acuité d'arête permet de réduire la formation de l'arête rapportée et garantit une meilleure qualité dimensionnelle de la surface. Un angle de dépouille de 10° est proposé par [Haff-Dublin] pour réduire l'usure en dépouille et l'échauffement. Selon [Calamaz], l'angle de coupe doit être positif afin de faciliter l'écoulement du copeau et former une couche d'adhésion de la matière sur la face de coupe. Pour autant, il ne doit pas dépasser 30° , sous peine de provoquer un effondrement d'arête. De plus, si l'angle est nul ou négatif, la couche protectrice ne se dépose pas. L'amincissement d'âme, obtenu par affûtage, contribue à limiter l'effort de pénétration et à augmenter la durée de vie du foret, d'après Claudin et al. [Clau_08]. La Figure 27 présente différents amincissements testés par Li et al. [LI_07].

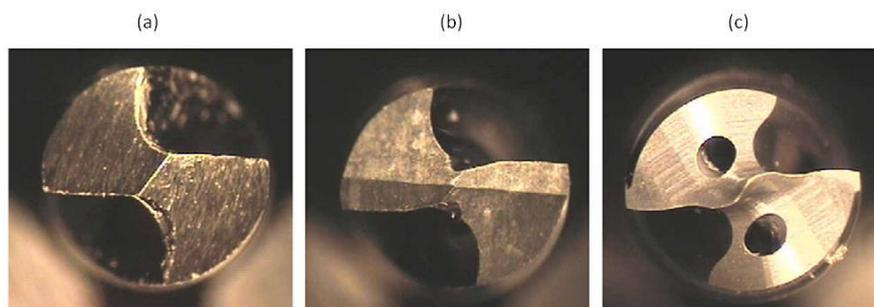


Figure 27 – Géométrie de l’âme, (a) sans amincissement, (b) avec amincissement en croix, (c) avec amincissement multi-pente

L’amincissement d’âme multi-pente est à préférer aux formes conventionnelles, selon Li et al. [LI_07]. Il permet d’augmenter l’angle de coupe, souvent négatif au niveau de l’âme, et de proposer un angle de dépouille plus adapté selon Chandler [Chan_02]. D’après les travaux de Dornfeld et al. [DORN_99], l’angle de pointe doit être compris entre $130\text{-}135^\circ$, alors qu’un foret classique présente un angle de 118° . Le fabricant Sandvik [Sand_04] souligne l’importance des paramètres liés à la géométrie des listels dans le perçage des alliages de titane. Une conicité arrière de 0,24% doit être préférée à 0,12% préconisé pour la gamme acier. La largeur des listels doit également être réduite. Aucune étude scientifique ne justifie ou n’explique ce choix, qui pourtant semble important en regard de l’adhésion constatée sur les listels par Cantero et al. [Cant_05].

3.2.2 Préconisations sur le matériau usinant

3.2.2.1 Substrat

Le substrat requiert une bonne tenue mécanique pour résister aux sollicitations statiques et dynamiques lors de la formation du copeau. Un matériau tenace et résistant à la fatigue doit être choisi. Une bonne conductivité thermique permet de minimiser les gradients de température et les chocs thermiques, selon Ezugwu et al. [Ezugwu_97]. Le matériau choisi doit être le plus stable chimiquement pour limiter au maximum les réactions avec le titane. Il est indispensable que le substrat conserve ses propriétés mécaniques à haute température. La Figure 28 illustre la variation de dureté en fonction de la température, pour différents substrats d’outil.

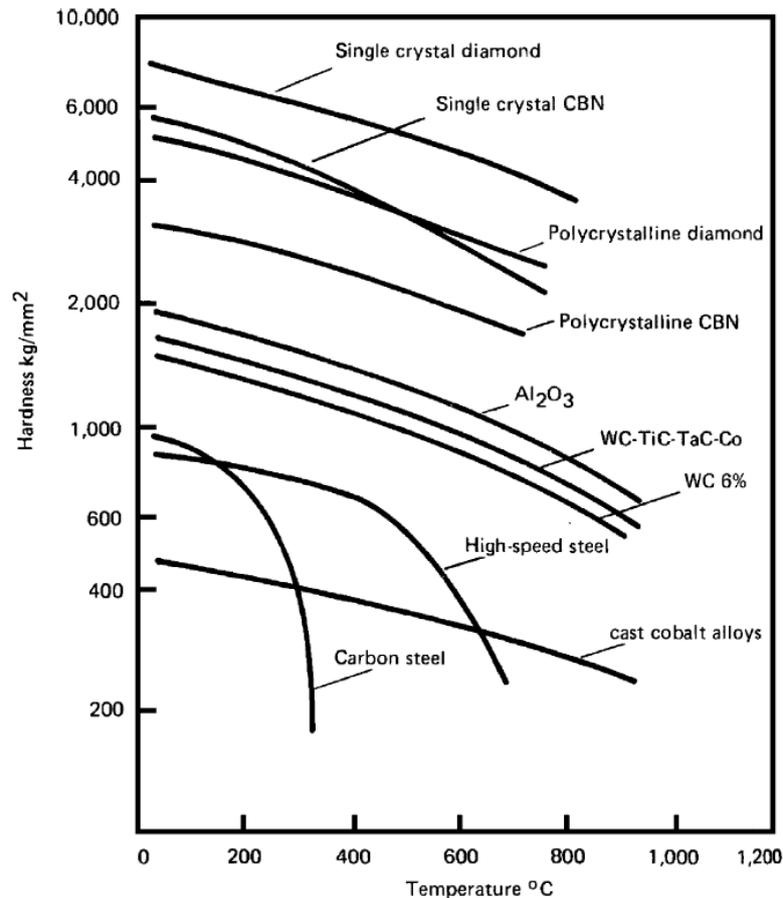


Figure 28 – Micro-duretés Knoop à chaud caractéristiques de différents substrats [Almo_81]

- Carbures

Les substrats carbure de tungstène avec liant cobalt (WC/Co) ont prouvé leur efficacité par rapport aux aciers rapides, dans la plupart des configurations de coupe (interrompues et continues), d'après Ezugwu et al. [Ezug_97]. Selon Schultz [Schu_97], les carbures de type K offrent de bonnes performances dans les alliages de titane, en comparaison des carbures type P, cermets, c-BN, PCD et aciers rapides). Pour des opérations d'ébauche et d'usinage interrompu, un pourcentage de Co supérieur à 10% est recommandé afin de supporter les chocs, alors que pour les opérations de semi-finition et de finition, un pourcentage de Co de 6% offre une meilleure tenue à la déformation et autorise des conditions de coupe supérieures, selon Trent et al. [Tren_91]. Une taille de grains de carbure de tungstène (WC) entre 0,8 et 1,4 μm donne de bons résultats en terme de résistance à l'abrasion, selon Dearnley et al. [Dear_86]. Le carbure de tungstène réagit chimiquement avec le titane pour former une couche de TiC sous certaines conditions d'après Kramer et al. [Kram_80]. Che-Haron et al. [Cheh01] ont étudié les performances, lors de l'usinage de l'alliage de titane TA6V, de deux inserts en carbure CNMG 120408 (ISO) contenant 94% WC et 6% Co. Ils présentent respectivement une taille de grains d'environ 0,64 μm (très fine) et 1 μm (fine). Les résultats de l'étude montrent que la résistance à l'usure et la tenue mécanique de l'arête de coupe sont supérieures pour l'insert contenant les grains de plus grandes tailles (1 μm). Ces résultats sont en accord avec les conclusions de Dearnley et al. [Dear_86] et Schultz [Schu_97].

- Diamant poly-cristallin (PCD)

Le diamant monocristallin est le matériau le plus dur, environ 7500 HK (Dureté Knoop). En usinage, ce sont des diamants poly-cristallins de synthèse qui sont généralement utilisés. Ils sont obtenus à partir des cristaux de diamants fins, agglomérés par frittage sous des températures et des pressions élevées. Ils offrent une dureté d'environ 5000 HK (49 GPa) et une conductivité thermique élevée, de l'ordre de 560 W.m⁻¹.K⁻¹. Ils se présentent soit en pastilles à braser sur la partie active de l'outil, soit ils constituent l'ensemble de l'outil. Les performances des outils PCD dans l'usinage des alliages de titane est discutée dans la littérature. Selon Nabhani [Nabh_01], le PCD présente une résistance à l'usure deux fois supérieure à celle des c-BN et trois fois supérieure à celle des carbures. Ezugwu [Ezug_05] montre également que les outils PCD présentent des durées de vie élevées, pour des vitesses de coupe comprises entre 175 m/min et 300 m/min, sous lubrification conventionnelle et sous haute pression (203 bars). Les travaux de Hartung et al. [Hart_82] ont en effet montré que la formation de la couche de TiC est favorisée. D'après Schultz [Schu_97], l'outil en PCD ne convient pas à l'usinage à grande vitesse de l'alliage TA6V à cause des températures élevées générées et de cette réactivité du matériau usiné, qui conduit à la dégradation du diamant. Du point de vue économique, le choix du PCD n'est pas toujours viable selon Ezugwu et al. [Ezug_97]. Le coût d'un outil PCD est en effet dix fois supérieur à celui d'un carbure.

- Aciers rapides

Les aciers rapides souffrent de leur perte de propriétés mécaniques à chaud. Au-delà de 600°C, la dureté chute de façon catastrophique, d'après Ezugwu et al. [Ezug_97].

- Céramiques

Les matériaux céramiques sont durs et peuvent conserver leurs propriétés aux températures très élevées induites lors de l'usinage des alliages de titane. Deux types de céramiques sont répertoriées : à base d'oxyde d'aluminium (Al₂O₃) ou à base de nitrure de silicium (Si₃N₄).

Leur faible conductivité thermique, leur mauvaise résistance à la fracture (ténacité) et leur activité chimique avec le titane, ne permettent pas de les utiliser d'après Ezugwu et al. [Ezug_97]. Les outils présentent assez rapidement une usure en cratère importante, selon Klocke et al. [Kloc_07]. Les céramiques à base d'alumine se dégradent rapidement par un phénomène d'attrition, selon Dearnley et al. [Dear_86].

- Nitrure de bore cubique (C-BN)

Ces matériaux à très grande dureté peuvent être utilisés sous la forme d'inserts brasés. Ils sont composés de poudres de c-BN dans un liant métallique ou céramique. Leur sensibilité aux chocs thermiques est très grande. Si un réfrigérant doit être utilisé, l'arrosage doit alors être abondant aux alentours des arêtes de coupe. Sinon, il est préférable de travailler à sec pour éviter les risques de fissuration thermique. Les performances obtenues dans l'usinage des alliages titane sont discutées dans la littérature. Les travaux d'Ezugwu et al. [Ezug_97], sous lubrification conventionnelle et sous haute pression, montrent que les durées de vie des c-BN sont en dessous de celles des carbures. L'utilisation de wBN/c-BN, formée de grains fins de c-BN (0,1-0,3µm) dispersés dans une matrice wBN (wurtzite boron nitride) avec une taille de grains

inférieure à 0,1 μm , permet de limiter la formation du cratère grâce à une dureté à chaud plus élevée (20 GPa à 1100°C). Zareena et al. [Zare_05] constatent que les outils en Bc-BN (Binderless c-BN), sans liant, offrent une bonne durée de vie et un bon état de surface. La même conclusion est obtenue par Wang et al. [Wang_95] qui considèrent qu'à l'heure actuelle, les résultats les plus prometteurs sont enregistrés avec des outils en Bc-BN.

3.2.2.2 Revêtements

L'utilisation d'un revêtement sur l'outil de coupe peut être intéressante pour limiter les phénomènes d'adhésion du matériau usiné sur l'outil en facilitant l'écoulement du copeau. Les matériaux utilisés en tant que revêtements sont généralement durs et par conséquent assurent une bonne protection contre l'abrasion. Certains peuvent aussi se comporter comme une barrière de diffusion vis-à-vis des éléments chimiques présents dans le matériau à usiner et l'outil. L'idée selon laquelle le revêtement peut créer une barrière thermique à la surface de l'outil a été démentie par les travaux de Du et al. [Du_01] et Rech et al. [Rech_04]. L'épaisseur des revêtements, quelques microns, est trop faible pour limiter la diffusion thermique. Par contre, il modifie les conditions tribologiques et peut ainsi diminuer la production de chaleur à l'interface, selon Rech et al. [Rech_2004]. Les revêtements sont soit monocouches ou multicouches de composition TiC, TiN, TiCN, Al₂O₃, TiB₂, TiAlN ou diamant par exemple. Dans l'usinage des alliages de titane, Haaf et al. [Haff_08] montrent qu'un outil non revêtu présente des performances similaires, voire supérieures aux revêtements à base de TiN. Cette tendance est confirmée par Schultz [Schu_97], lors d'une tentative d'usinage à sec et à grande vitesse (700m/min) du TA6V. Ezugwu et al. [Ezug_97] et Wang et al. [Wang_95] ont noté que tous les revêtements testés (TiC, TiCN, TiN-TiC, Al₂O₃-TiC, TiN-Ti(C,N)-TiC, Al₂O₃, TiB₂) sont rapidement arrachés. Une fois en contact direct de la matière, l'usure du substrat est accélérée. Selon Zhao et al. [Zhao_07], ce phénomène s'explique par la préparation des surfaces avant revêtement qui fragilise le carbure. Selon Nouari et al. [Noua_06], les mauvaises performances s'expliquent également par la dégradation de l'état de surface après revêtement. La rugosité des faces de coupe et de dépouille est dégradée. Cet effet est encore plus marqué avec les revêtements diamant CVD, qui selon Brinksmeier et al. [Brink_02] ne permettent pas d'obtenir une acuité d'arête suffisante.

3.2.3 Choix des conditions de coupe

3.2.3.1 Vitesse de coupe / Avance

A sec, Chandler [Chan_02] recommande de travailler à basses vitesses de coupe pour limiter la montée en température de l'arête et ainsi augmenter la durée de vie de l'outil. Li et al. [Li_07] choisissent des vitesses de coupe de l'ordre de 10 m/min, tandis que Dornfeld et al. [Dorn_99] propose $V_c = 35$ m/min. Il semble que la température soit moins sensible à l'avance. Selon [Li et al., 2007], privilégier des avances importantes permet de garder une bonne productivité et de réduire le temps de travail de l'outil. Les avances préconisées par Sandvik [Sand_04] sont comprises entre 0,14 et 0,28 mm/tr. En tout état de cause, l'avance doit être supérieure à l'épaisseur de la couche écrouie par le précédent passage de l'outil.

3.2.3.2 Lubrification

L'utilisation abondante de fluide de coupe favorise le refroidissement de la pièce et de l'outil. L'action chimique du fluide de coupe peut réduire le frottement, sous réserve qu'il pénètre au niveau de l'interface. L'arrosage par le centre permet une meilleure évacuation des copeaux, selon Chandler [Chan_02]. Pour limiter les risques d'inflammation, les émulsions à 5-10% sont préférées aux huiles entières.

3.2.4 Dégradation de l'outil

La faible conductivité thermique des alliages de titane ne permet pas une diffusion de la chaleur : l'échauffement est donc très localisé, d'après Chandler [Chan_02].

3.2.4.1 Déformation plastique et fatigue

Les déformations plastiques résultent de l'action combinée des contraintes mécaniques de compression et des fortes températures, comme illustré sur la Figure 29.

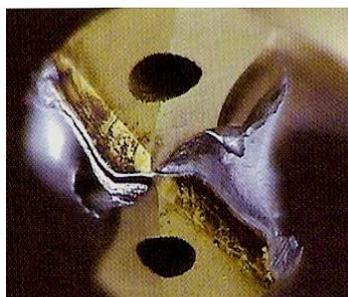


Figure 29 – Déformation plastique en bout d'outil [Sand_04]

Elles apparaissent au niveau de l'arête et sur la face de coupe. Des fissures peuvent apparaître et se propager très rapidement, entraînant une rupture catastrophique de l'outil. Ce phénomène se produit généralement sous des avances importantes et/ou quand le matériau usiné présente une dureté élevée, selon Trent et al. [Tren_91]. Dans le cas de l'usinage du titane, ce mode de dégradation peut être évité en utilisant des outils à haute tenue à la température.

3.2.4.2 Usure par adhésion : arête rapportée et attrition

Le titane a fortement tendance à adhérer sur les outils en cours d'usinage. Les travaux de Cantero et al. [Cant_05] mettent en évidence ce dépôt de titane au niveau des arêtes de coupe et des listels, comme le montre la Figure 30.



Figure 30 – Adhésion de titane, (a) sur l’arête, (b) sur les listels, après 8 trous $\text{Ø}6$ mm à $V_c = 50$ m/min et $f = 0.07$ mm/tr [Cant_05]

L’arête rapportée tend à grossir et finit par se briser, entraînant avec elle des fragments d’arête, selon Trent et al. [Trent_91]. Ce phénomène est appelé attrition ou écaillage. L’arête perd ainsi progressivement son acuité. Chaque nouvelle entrée de trou entraîne un choc qui accélère son usure. Le phénomène d’adhésion se manifeste également au niveau de la face de coupe de l’outil, comme le montre la Figure 31. Des dépôts de titane (couleur grise) se forment suivant la direction d’écoulement et les irrégularités de surface rencontrées.

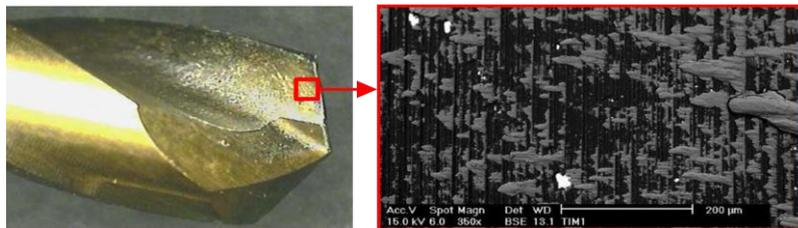


Figure 31 – Micrographie MEB de la face de coupe, après 15 trous à $V_c = 50$ m/min et $f = 0.07$ mm/tr [Cant_05]

3.2.4.3 Usure par abrasion

L’usure par abrasion est un phénomène mécanique se produisant à faible température. Elle se caractérise par la formation de stries dans la direction d’écoulement de la matière, comme le montre la Figure 32. Elle peut ainsi apparaître au niveau de la face de coupe et sur la face de dépouille. Ce sont des particules dures qui sont à l’origine de ce phénomène. Elles proviennent d’inclusions contenues dans la matière usinée et peuvent également provenir de particules d’adhésion arrachées à l’outil et évacuées par le copeau ou le 3^{ème} corps Che-Haron et al. [Cheh_01] et Nouari et al. [Noua_07].



Figure 32 – Usure par abrasion [Sand_04]

3.2.4.4 Usure par diffusion-dissolution

L'usure par action chimique est le mode dominant à haute température dans l'usinage du titane et de ses alliages. Elle se traduit par une usure en cratère régulière, sans déformation plastique, sous le dépôt de titane, comme le montre la Figure 33. Le profil d'usure peut-être superposé à celui de la température ; la profondeur maximum du cratère correspondant au pic de température, d'après Trent et al. [Tren_91].

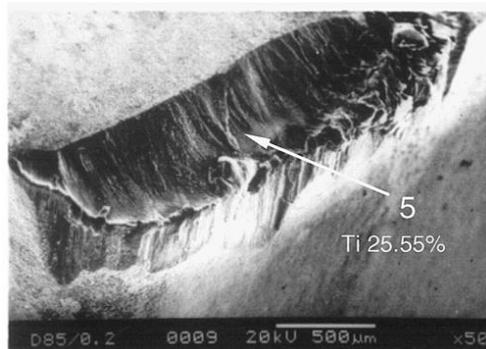


Figure 33 – Usure en cratère d'une plaquette de tournage, après 8 minutes d'usinage à sec [Venu_07]

Certains privilégient ensuite la théorie de la diffusion. Les atomes sont diffusés de l'outil vers le copeau, comme le montre la Figure 34. Le carbone migre vers la surface; rendant le substrat plus friable en sous-couche, selon Wang et al. [Wang_88].

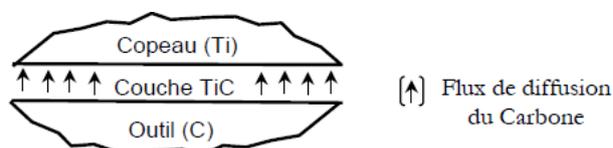


Figure 34 – Modèle d'usure par diffusion des atomes de carbone à travers la couche de transfert TiC

La diffusion est contrôlée par le niveau de température et la vitesse d'écoulement de la matière, selon Molinari et al. [Moli_02]. Les essais de diffusivité en statique de Jianxin et al. [Jian_08] entre le Ti-6Al-4V et le carbure WC/Co, montrent que les atomes de titane se diffusent dans les premiers microns du substrat à partir d'un seuil de température d'environ 600°C. Les travaux de Jawaid et al. [Jawa_99] mettent en évidence le phénomène de diffusion en configuration d'usinage, expliquant qu'il s'agit d'un transfert des éléments de l'outil vers la matière adhérente en surface. Su et al. [Su_06] expliquent que les conditions de températures et de pression entre la couche d'adhésion et l'outil sont propices à la diffusion.

D'autres auteurs préfèrent parler de dissolution, comme Kramer et al. [Kram_80] et Wong et al. [Wong_04]. Ils rappellent que la diffusion est un phénomène volumique et qu'il semble plus approprié de parler de dissolution, qui est un mécanisme d'interface. Les travaux de Hartung et al. [Hart_82] partent de l'hypothèse d'une usure en cratère contrôlée par la dissolution chimique de l'outil dans le titane. La solubilité de l'outil est assumée comme ne pouvant pas être supérieure à celle de l'élément le moins soluble le composant. Cette méthode prédit la solubilité dans le titane d'un grand nombre de

matériaux, comme le carbure de tungstène (WC), le Nitrure de titane (TiN) et le carbure de titane (TiC). Pour autant, elle ne peut expliquer le haut taux d'usure du carbure de zirconium (ZrC). Dans certains cas, il est possible que l'usure par diffusion soit combinée.

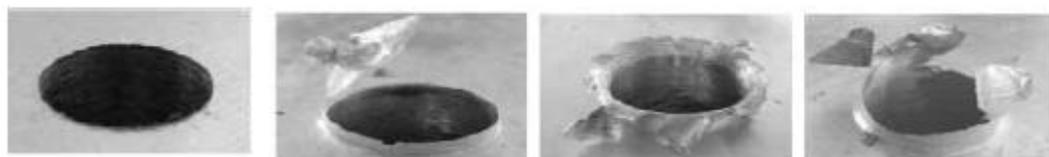
Le mécanisme de diffusion-dissolution explique l'usure en cratère des alliages de titane, selon Dearnley et al. [Dear_86] et Ezugwu et al. [Ezugwu_95]. Les travaux de Hartung et al. [Hart_82] ont mis en évidence les conditions particulières à l'interface. Sous certaines conditions, le titane adhère à l'outil, annulant ainsi le glissement relatif copeau/outil, formant ainsi une couche limite de titane à l'interface. Le mouvement relatif du copeau par rapport à l'outil se fait donc par cisaillement interne dans le copeau. Cette couche limite est rapidement saturée par des éléments de l'outil, ce qui limite la diffusion des éléments vers la surface. Hartung et al. [Hart_82] mettent en évidence la liaison d'atomes de carbone avec une partie des atomes de titane déposés sur l'outil. Elle a une très grande résistance à la déformation et adhère très fortement au substrat et au copeau. L'épaisseur de cette couche est déterminée par l'équilibre entre la diffusion de composés de l'outil vers la surface et la disparition d'éléments de l'outil via une réaction chimique de dissolution à l'interface TiC/Copeau.

3.2.5 Dégradation de la pièce

3.2.5.1 Bavure

Dans le secteur aéronautique, le surcoût de fabrication engendré par des opérations supplémentaires d'ébavurage et de nettoyage est estimé à environ 30% par Dornfeld et al. [Dorn_99]. La plupart des cas d'applications de perçage génèrent des bavures en entrée et en sortie de surface. La bavure de sortie est de plus grande taille et a fait l'objet de nombreuses recherches. Elle se crée suite à une accumulation de déformations plastiques sous la pointe du foret et à la rupture de la matière refoulée lorsque la contrainte limite est atteinte. La localisation du point de rupture en donne sa forme. Selon Ko et al. [Ko_01], trois catégories de bavures peuvent être identifiées. Elles sont représentées sur Figure 35.

- Type A : Sans capsule, rupture fragile
- Type B Avec capsule, bavure uniforme (rupture aux extrémités)
- Type C : Avec capsule, bavure longue et non uniforme (rupture au centre)



Type A

Type B

Type C

Figure 35 – Classification des bavures en perçage [Ko_01]

La taille des bavures est fortement liée à la quantité de chaleur présente dans la zone de coupe au moment de la sortie de l'outil, selon Dornfeld et al. [Dorn_99] ; de ce fait, elle dépend de la vitesse de coupe, de l'avance et du temps de perçage. Ko et al. [Ko_01] observent que la taille de la bavure est également liée à la géométrie du foret ; comme la longueur de l'arête, l'angle de pointe, l'angle d'hélice et l'acuité d'arête. Afin de

minimiser les bavures, il faut idéalement un petit rayon de bec ou un chanfrein avec un angle faible, comme le montre la Figure 36. Il est important de réduire la part non coupée de matière et de prolonger l'action de coupe ; c'est à dire retarder la flexion de la matière, selon Ko et al. [Ko_03]. De même un amincissement d'âme et un angle d'hélice favorisent la coupe positive, réduisant ainsi l'effort de poussée et la flexion. D'autres approches consistent à modifier complètement le procédé en faisant varier les conditions de coupes (ultrasons ou techniques de vibration basse fréquence).

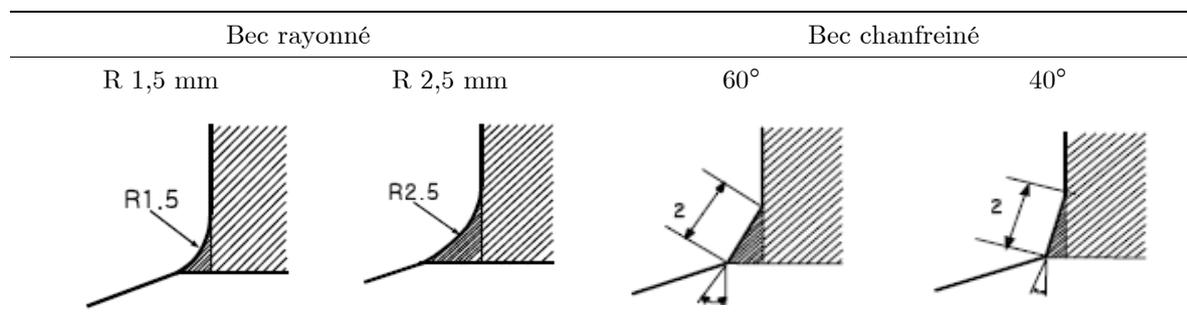


Figure 36 – Illustration des sorties de foret pour différentes préparations de bec [Ko_03]

3.2.5.2 Dimension du trou

Les pièces en titane ont tendance à se déformer sous les efforts de coupe, d'après Sandvik [Sand_04]. Selon Brinksmeier et al. [Brin_02], le faible module de Young entraîne un retrait du trou après le passage de l'arête et conduit à la formation d'un dépôt de titane sur les listels. Il est regrettable de constater qu'aucune étude sur les variations dimensionnelles des trous percés dans les alliages de titane n'a été diffusée. Les travaux publiés sur la déformation du trou concernent le perçage des alliages d'aluminium. Néanmoins certaines notions peuvent être étendues vers d'autres matériaux. Selon Kalidas et al. [Kali_01], la qualité dimensionnelle du trou est déterminée par la dynamique du procédé (mécanique) et la thermique. Une liste non exhaustive des perturbations d'ordre mécanique peut être établie : Bono et al. [Bono_01] évoquent le flottement de l'outil en entrée de matière, Lee et al. [Lee_87] s'intéressent aux déviations dues à l'équilibrage de l'outil et aux défauts des machines, ainsi que des phénomènes vibratoires. L'ensemble de ces défauts doit évidemment être minimisé pour satisfaire les exigences qualité sur la pièce et garantir une durée de vie de l'outil. Lors d'une étude à vocation scientifique, il apparaît comme indispensable de s'assurer de la bonne santé de la machine (faux rond broche et déviation des axes), ainsi que de la qualité dimensionnelle des outils. Ces précautions d'usage sont indispensables pour dissocier les effets thermiques du procédé. Selon Kalidas et al. [Kali_01] et Cantero et al. [Cant_05], la qualité dimensionnelle des trous est liée à leur niveau d'échauffement. Une étude numérique de dilatation thermique d'un trou, soumis à un flux de chaleur, est menée par Bono et al. [Bono_01] dans les alliages d'aluminium. Elle montre que la matière s'éloigne du centre lorsqu'elle est chauffée, puis se contracte au moment du refroidissement. Le foret subit lui aussi une expansion thermique ; par conséquent, le diamètre final est une dualité entre les mouvements de la matière et la dimension du foret au moment du passage de l'arête. Selon Jalisi et al. [Jali_91], la contribution des listels dans l'enlèvement de matière doit être également prise en compte. Bono et al. [Bono_01] remarquent que les conditions opératoires influencent grandement le diamètre après refroidissement. Le diamètre des trous n'est pas constant suivant la profondeur

considérée. En surface, il peut s'avérer inférieur au diamètre de l'outil quand la lubrification est utilisée (action de refroidissement). A sec, au contraire, le diamètre du trou est plus grand en surface.

3.2.5.3 Rugosité

La rugosité est fonction de la vitesse, de l'avance et de l'usure de l'outil. Elle est également fortement liée à la température selon Kalidas et al. [Kali_01] et Cantero et al. [Cant_05]. Les travaux de Li et al. [Li_07] sur les morphologies des copeaux en perçage obtenus à sec montrent qu'à partir d'une certaine profondeur, la résistance à l'évacuation engendre une transition de forme. Le copeau se replie sur lui-même et vient rayer la paroi du trou.

3.2.5.4 Microstructure

Le comportement en fatigue du matériau n'est pas fortement dépendant de la rugosité, mais plutôt de l'altération de l'intégrité de surface. Des changements importants de microstructure sont observés en fonction de la profondeur et de la distance radiale, illustrée sur la Figure 37.

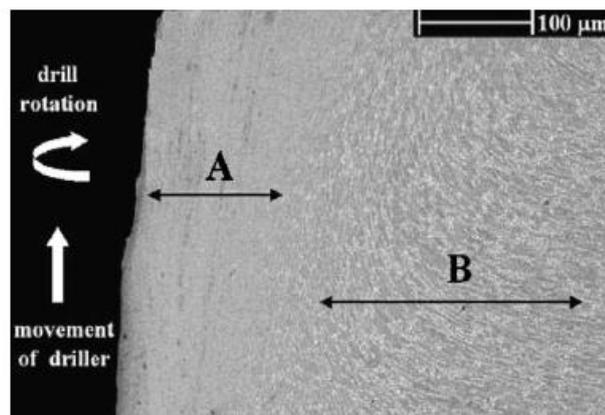


Figure 37 – Microstructure radiale d'un trou dans une pièce de Ti-6Al-4V [Cant_05]

Deux microstructures différentes (A et B) sont observées par Cantero et al. [Cant_05], comme le montre la Figure 38. L'épaisseur radiale de la zone A, environ 100 μm , augmente avec la profondeur du trou à cause de l'élévation de température. Elle ne contient pas de phase β , alors que la phase α est stabilisée par la présence d'oxygène et de nitrogène, ce qui augmente la dureté. La zone B est plus large et contient la phase α et β . Les grains sont orientés suivant la direction de l'avance ; Cette déformation plastique est induite par les changements mécaniques et les gradients de température. Les essais de microdureté Vickers, réalisés à différentes hauteurs sur la Figure 38, mettent en évidence le changement de microstructures constatées. La dureté augmente de 30 % aux abords de la paroi.

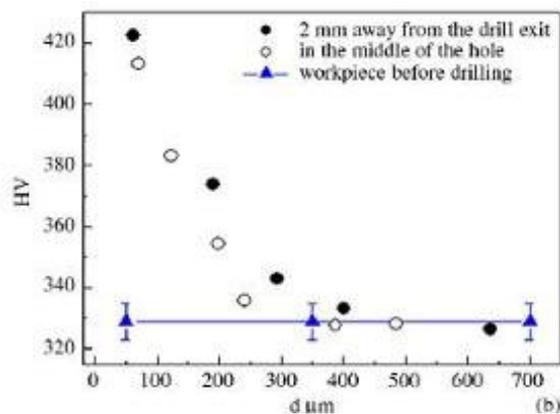


Figure 38 – Essais de microdureté suivant une direction radiale, à différentes hauteur du trou [Cant_05]

3.3 Composite

3.3.1 Préconisations sur la géométrie

Les géométries d'outils utilisées dans les composites sont très variées, selon Dessarthe et al. [Dess_99]. Des outils spéciaux, inspirés de ceux développés dans la coupe du bois, sont présentés sur la Figure 39.

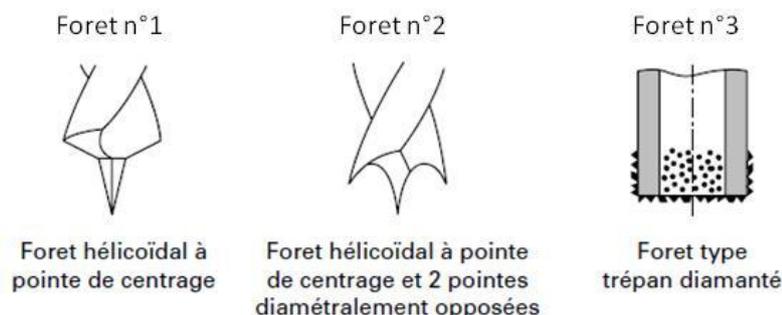


Figure 39 – Géométries de foret inspirées de la coupe du bois [Dess_99]

Les forets n°1 et n°2 sont dotés d'une pointe centrale pour un meilleur guidage en entrée de trou et en pleine matière. L'outil n°2 possède des becs en forme de pointe inversée pour assurer une coupe optimale de la périphérie du trou avant l'apparition du phénomène de délaminage des plis en sortie. Enfin le n°3 est un trépan à concrétions diamantées. Seule la périphérie du trou est usinée par abrasion. Il s'agit ici de limiter l'effort d'avance pour ne pas dépasser la limite critique de décohésion de la matière en sortie, d'après Hocheng et al. [Hoch_03] et Piquet et al. [Piqu_00]. Dans ces travaux, Lin et al. [Lin_96] constatent que l'usure des becs du foret n°3 est plus rapide qu'un foret conventionnel avec un angle de pointe de 120°. Koplev et al. [Kopl_83] furent parmi les premiers à s'intéresser à l'influence de la géométrie de l'outil sur le processus de coupe. Les auteurs ont constaté que l'effort de coupe n'est que peu influencé par l'angle de coupe, mais plutôt par l'angle de dépouille. De plus, Guegan [Gueg_94] et König [Koni_89] montrent qu'une coupe trop positive soulève les fibres du premier pli. Piquet et al. [Piqu_00] choisissent donc de travailler avec un angle d'hélice nul. Pour diminuer

l'effort de pénétration, Koplev et al. [Kopl_83] proposent un angle de dépouille de 15° , au lieu de 5° ; ce qui selon eux génère 30% d'effort de pénétration en moins. Le choix de l'angle de pointe, $2\kappa_r$, contribue également fortement à l'effort axial, selon Piquet et al. [Piqu_00]. La Figure 40 présente une géométrie de pointe standard et une pointe en ogive, illustrées sur la Figure.

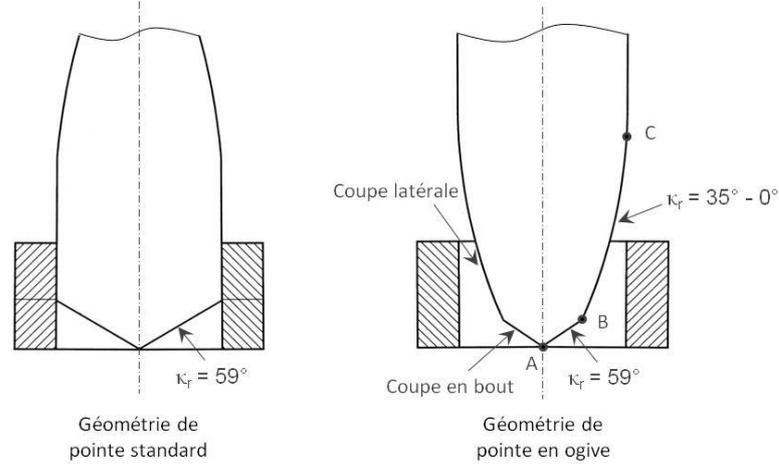


Figure 40 – Comparaison entre une géométrie de pointe standard et une pointe en ogive [Piqu_00]

Piquet et al. [Piqu_00] proposent un angle de pointe $2\kappa_r = 118^\circ$ pour les arêtes principales AB et une évolution de $2\kappa_r = 70^\circ$ à $2\kappa_r = 0^\circ$ sur les arêtes secondaires BC. Les fibres du pourtour du trou sont ainsi coupées par une sollicitation latérale, plutôt qu'axiale. Les performances de la pointe en ogive sont très intéressantes pour le perçage de plaques de faible épaisseur, environ 3 mm. Au-delà, les sollicitations sur l'arête secondaire BC sont intenses. Elles s'expliquent par la diminution de l'épaisseur de coupe, comme le montre la Figure 41.

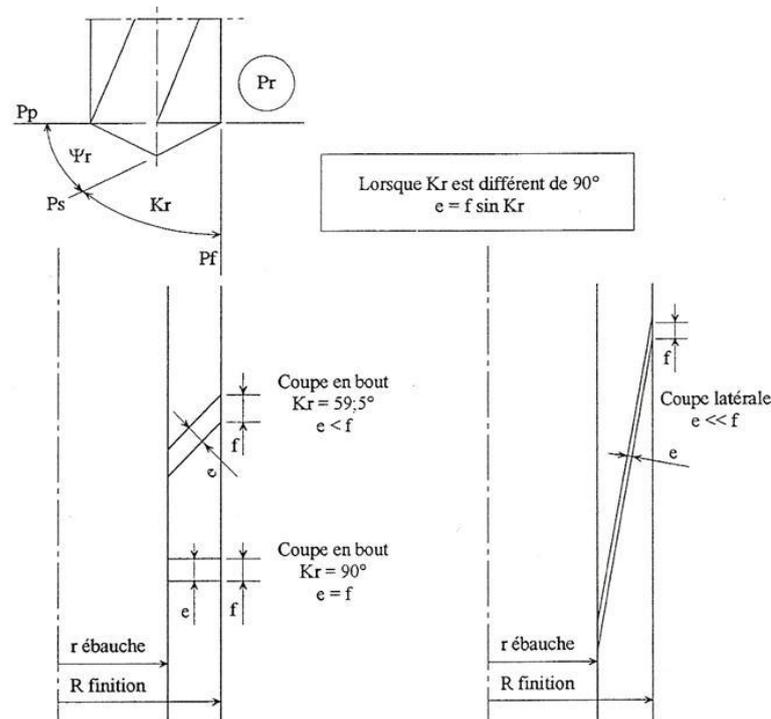


Figure 41 – Influence du κ_r sur l'épaisseur effective de la section coupée

Si l'avance n'est pas suffisante, alors l'épaisseur de coupe est inférieure au copeau minimal, l'arête repousse les fibres au lieu de les couper. D'importantes vibrations sont alors constatées par Piquet et al. [Piqu_00] ; elles provoquent une facettisation de la paroi du trou. Guegan [Gueg_94] montre qu'en dessous de l'angle de pointe de $2\kappa_r = 70^\circ$, l'outil risque de se dégrader rapidement. Selon Brinksmeier et al. [Brin_02], les géométries de coupe des métaux peuvent être appliquées dans les matières composites, sous réserve que les outils présentent une bonne résistance à l'abrasion causée par les fibres de carbone. Cette remarque est fondamentale en prévision du perçage des empilages métal/Composites.

3.3.2 Préconisations sur le matériau usinant

3.3.2.1 Substrat

Les outils en acier rapide ont une très mauvaise tenue à l'abrasion. L'arête perd rapidement son acuité ; elle repousse les fibres au lieu de les cisailier, d'après Piquet [Piqu_99]. Les céramiques ne conviennent pas non plus, en raison de leur faible résistance aux chocs mécaniques et de leur sensibilité aux chocs thermiques. Le matériau retenu par Davim et al. [Davi_04] est la nuance en carbures de tungstène K10 (H10F). Selon Piquet [Piqu_99] et Abrate et al. [Abra_92], le carbure K20 micrograins et les diamants polycristallin PCD présentent de bonnes aptitudes pour le perçage des composites à fibre de carbone. En termes de résistance à l'usure, de productivité et de répétabilité, les outils en diamants polycristallins semblent donner de meilleures performances. Ramulu et al. [Ramu_01] montrent que les outils en WC s'usent environ 120 fois plus vite que ceux en PCD. Les inserts PCD sont très résistants à l'usure, tout en autorisant une acuité d'arête comprise entre 7 et 12 μm . Néanmoins, leur utilisation est freinée par la faible ténacité, la difficulté d'obtenir une géométrie de coupe complexe, ainsi qu'un coût de fabrication élevé.

3.3.2.2 Revêtement

Les études sur les revêtements dans le perçage des composites à fibre de carbone sont peu nombreuses. Les travaux de Illiescu [Illi_08] comparent un revêtement TiAlN avec deux revêtements diamant CVD : Balzer Diamond Plus (structure nanocristalline, microdureté 10 000 HV_{0,05}, épaisseur 6 à 12 μm) et Cemecon Fiber Speed (épaisseur de 6 à 10 μm). Illiescu [Illi_08] conclut que les revêtements à base TiN ne sont pas adaptés pour ces matériaux alors que les revêtements diamant CVD présentent des performances remarquables (avec 200 trous pour le Balzer et 350 trous pour le Cemecon).

3.3.3 Conditions de coupe

3.3.3.1 Vitesse / Avance

Les paramètres de coupe doivent être choisis de façon à minimiser la rugosité de surface et limiter les efforts de coupe, tout en conservant une durée de vie de l'outil viable économiquement. Selon Abrao et al. [Abra_08], les composites à fibre de

carbone/résine époxyde peuvent être percés à sec avec des vitesses variant de 55 à 86 m/min, sans modifier la qualité de la pièce. L'avance, au contraire doit être la plus basse possible, soit $f = 0,05$ mm/tr. Piquet [Piqu_99] souligne que l'avance doit rester supérieure à la taille d'une fibre. En se basant sur les niveaux d'efforts, Mohan et al. [Moha_05] proposent de travailler sur la plage $Vc = 50-100$ m/min et $f = 0,03 - 0,07$ mm/tr).

3.3.3.2 Lubrification / Aspiration / Santé

Les raisons économiques motivant l'usinage sans lubrification sont les mêmes que celles évoquées pour les alliages de titane. Un gain économique de 30% peut être réalisé en supprimant les opérations de nettoyage des pièces et de retraitement des fluides de coupe. De plus, l'état actuel des connaissances ne permet pas de statuer sur les conséquences d'une reprise d'humidité du composite suite à une exposition aux lubrifiants solubles. Pour autant, l'arrosage de la zone de coupe est largement utilisé pour refroidir la pièce et capturer les poussières. Le travail à sec nécessite la mise en place d'un système d'aspiration efficace pour capter les particules dont la taille varie de 4,5 et 8 μm , selon Guidez et al. [Guidez_99]. Les risques sanitaires encourus par l'opérateur sont encore méconnus : la prudence reste de mise et les principes de prévention collective et individuelle sont à respecter impérativement, selon l'AFSSET [Afss_10]. Les glissières et la broche de la machine doivent être protégées des particules hautement abrasives. Les poussières de carbone sont conductrices de l'électricité et peuvent provoquer des courts-circuits dans les installations électriques. Sous atmosphère confiné, le risque d'explosion du nuage de poussière ne doit pas être négligé (norme ATEX).

3.3.4 Dégradation de l'outil

Le principal mode de dégradation des outils est l'abrasion. Au contact des fibres, les arêtes et les dépouilles sont fortement érodées, comme le montre la Figure 42.

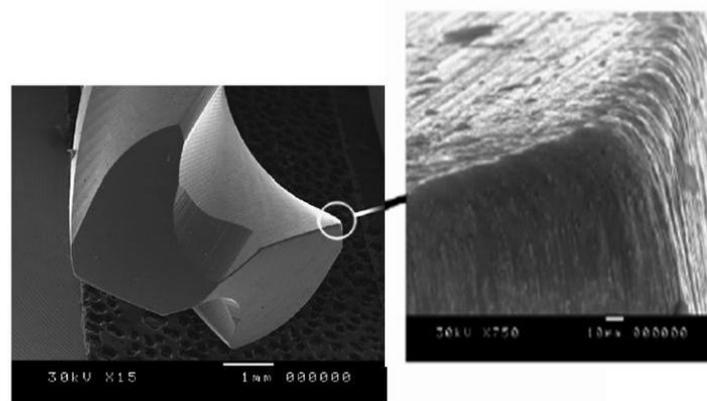


Figure 42 –Usure de l'arête en fraisage [Abra_08]

Selon Lin et Chen [Lin_96], l'augmentation de la vitesse de coupe accélère l'usure de l'outil. L'orientation des fibres contribue également à ce phénomène. Les travaux de Kim et al., dans le cas du rabotage, ont mis en évidence qu'à une vitesse de coupe de 50m/min, la durée de vie de l'outil chute de 70% entre un composite multidirectionnel et

unidirectionnel, où toutes les fibres sont orientées suivant 0° . Le caractère fragile des résines therm durcissables ne procure pas de difficulté particulière en usinage. Toutefois il peut subsister des risques d'écaillage des arêtes vives de la pièce, selon Guegan [Gueg_94].

3.3.5 Dégradation de la pièce

Les défauts générés sur la pièce par l'opération de perçage sont d'origines mécaniques et thermiques. Ils apparaissent en entrée, en pleine matière en sortie. Certains défauts sont difficiles à éviter du fait de la fabrication elle-même, qui introduit des hétérogénéités locales dans l'adhésion de la fibre avec la matrice. Les critères d'acceptation des défauts sont propres à chaque constructeur et sont définis pour ne pas nuire au bon fonctionnement de la pièce. Les défauts principaux sont : la décohésion des fibres, l'écaillage, l'arrachement, le délaminage et la brûlure.

Le délaminage, est le défaut majeur rencontré dans le perçage des composites. Il s'agit d'une fissuration entre les plis qui se produit soit à proximité de la surface, comme le montre la Figure, soit à l'intérieur de la pièce, comme le montre la Figure 43.

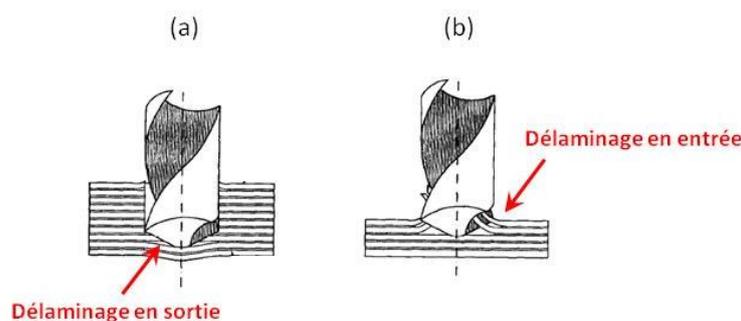


Figure 43 – Délaminage, (a) en entrée de trou, (b) en sortie de trou [Pers_97]

En entrée de trou, l'hélice du foret tend à arracher le premier pli, d'après les constatations de Piquet [Piqu_99], Persson et al [Pers_97] et Hocheng et al. [Hoch_03]. Les plis supérieurs sont tirés vers le haut sous l'action de la face de coupe ; tandis que les plis inférieurs sont maintenus en place par l'action exercée vers le bas par l'âme du foret. En sortie, Hocheng et al. [Hoch_03] montrent que l'épaisseur restante non usinée devient de plus en plus mince et la résistance à la déformation des plis restants diminue. La charge axiale de l'outil devient alors supérieure à la force de collage interlaminaire et le délaminage apparaît, comme illustré sur la Figure 44.

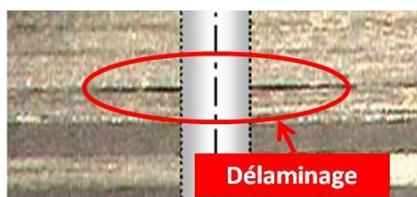


Figure 44 – Délaminage à l'intérieur du trou [Goul_07]

Le pli non coupé franc, se manifeste en surface par la présence de fibres non coupées appartenant au premier pli ou au dernier, illustré sur la Figure 45.



Figure 45 – Pli non coupé franc [Goul_97]

L'écaillage, est une rupture fragile de la matrice en surface qui entraîne avec elle un ensemble de fibres. Ce phénomène apparaît au moment de la sortie du foret, comme le montre la Figure 46.

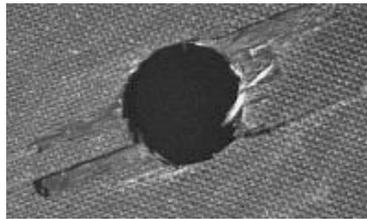


Figure 46 – Ecaillage en sortie [Illi_08]

L'arrachement, est une perte d'un morceau de fibre ou de matrice suite à une sollicitation de l'arête de coupe n'ayant pas entraîné le cisaillement. Des cavités apparaissent sur la paroi du trou, illustrées sur la Figure 47, quand le vecteur vitesse de coupe et la fibre forment un angle proche de $\chi_2 = -30^\circ + k\pi$, selon Konig [Koni_89].

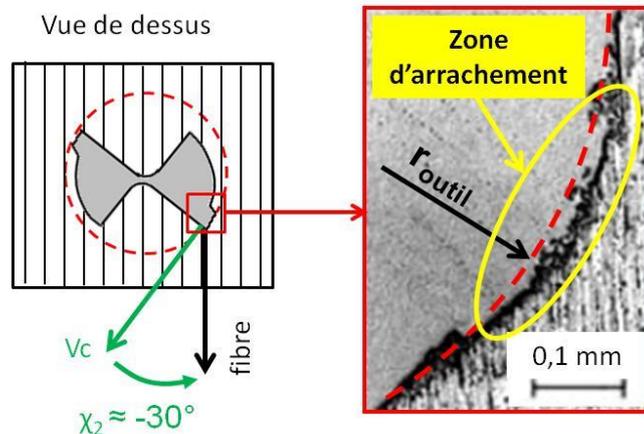


Figure 47 – Arrachement de matière le long de la paroi, selon [Koni_89]

Le défaut de circularité, est lié à l'anisotropie du matériau. Une forme elliptique est observée par Piquet [Piqu_99] dans un composite unidirectionnel, comme le montre la Figure 48. Selon Guegan [Gueg_94], la déformation élastique des fibres avant leur rupture dépend de leur orientation par rapport à l'outil de coupe. D'après Figure 48, la position angulaire 90° est la plus sensible au retour des fibres.

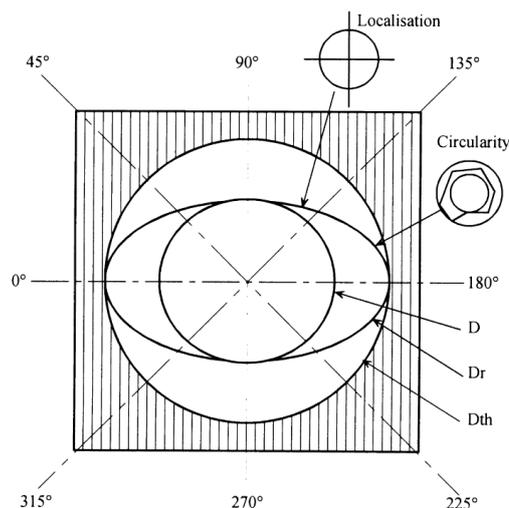


Figure 48 – Défaut de circularité lors du perçage d'un composite unidirectionnel

Le défaut dimensionnel, est lié à l'ovalisation des plis constatée précédemment. En effet, dans le cas d'un composite multidirectionnel, la superposition des profils de chacun des plis conduit à un trou de diamètre plus petit que celui du foret. Le resserrement des fibres sur les listels du foret entraîne un frottement important entre le matériau et l'outil

La brûlure, est la conséquence d'un échauffement trop important de la matrice. Le frottement de la matière sur l'outil entraîne une montée en température qui fait fondre ou vaporiser la résine, comme le montre la Figure 49. Selon Guegan [Gueg_94], l'épaisseur de la zone affectée thermiquement est fonction de l'usure de l'outil et des conditions de coupe. Elle peut être diminuée en réduisant la taille du contact entre les listels et la paroi ; mais aussi en utilisant des matériaux permettant une meilleure évacuation de la chaleur par l'outil. Il convient également de limiter le temps de contact entre la pièce et l'outil.

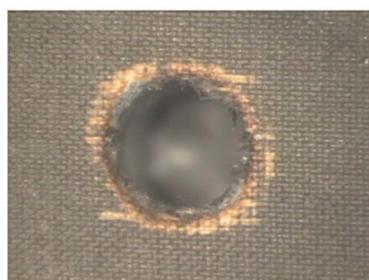


Figure 49 – Brûlure de la résine

3.4 Empilages

Le perçage des matériaux en configuration empilée, plutôt que séparément, permet d'améliorer la précision au moment de l'assemblage des pièces, de minimiser le nombre d'opérations d'usinage (2 trous en 1) et de limiter les manipulations de pièces souvent volumineuses. Le gain économique semble donc évident. En réalité cela est loin d'être le cas. Aux vues des constatations bibliographiques faites sur le perçage de chacun des matériaux, leurs comportements sont très différents. Il s'agit de trouver un compromis

entre la géométrie d'outil, le substrat et les conditions de coupe pour arriver à une durée de vie d'outil économiquement viable et à une maîtrise de la qualité.

3.4.1 Conditions opératoires et durées de vies

Le choix des conditions opératoires pour le perçage des empilages Titane/Composite à sec est un véritable enjeu, pourtant peu de travaux sont disponibles. Le Tableau 6 récapitule les rares données disponibles, provenant à la fois des travaux scientifiques de Rujikietgumjorn [Ruji_1978], Brinksmeier et al. [Brin_02] et Ramulu et al. [Ramu_03], ainsi que de récentes solutions industrielles (standard catalogue) proposées par les fabricants Sandvik [Sand_09] et Precorp [Precorp_09].

Auteurs	Caractéristiques Outil (disponibles)	Vitesse - Avance (m/min)- (mm/tr)	Performances	
			critère outil	critère pièce
[Ruji_78]	<ul style="list-style-type: none"> • Ø 6 mm • HSS • Arête insert carbure • Non revêtu • Pointe 135° 	13 – 0,02	50 trous	< 5 trous
[Brin_02]	<ul style="list-style-type: none"> • Ø 16 mm • Carbure • Non-revêtu • Pointe 130° 	10 - 0,15	20 trous	Non-disponible
[Ramu_03]	<ul style="list-style-type: none"> • Ø 6,35 mm • Carbure • Non revêtu 	11 – 0,08	30 trous	Non-disponible
[Prec_09]	<ul style="list-style-type: none"> • Ø 3 à 16 mm • Carbure WC • Arête PCD (Veinage) • Non revêtu • Pointe 135° 	15 – 0,03	Non-disponible	Non-disponible
[Sand_09]	<ul style="list-style-type: none"> • Ø 9,5 mm • Carbure WC • Arête PCD (Veinage) • Non revêtu 	12 – 0,05	Non-disponible	Non-disponible

Tableau 6 - Choix outil et conditions de coupe préconisée pour le perçage à sec des empilages Titane/Composite

Les forets retenus par les auteurs sont tous orientés pour le perçage des matériaux métalliques. L'utilisation de carbure non revêtu est donc largement préconisée. Les

récents développements sur le frittage du PCD permettent de proposer des arêtes de formes complexes (veinage). Les angles de pointes, entre 130° et 135° , sont également dimensionnés en fonction du Titane. Les vitesses de coupe proposées sont très basses, entre 10 et 15 m/min. Elles correspondent aussi aux valeurs préconisées dans les alliages de titane, pour limiter l'endommagement thermique, selon [Brin02]. Les avances sont très faibles, soit 0,07 mm/tr en moyenne, pour limiter le délaminage et les fibres non coupées dans les composites. Les durées de vie obtenues avec ces conditions opératoires sont rarement communiquées par les fabricants d'outils. Les travaux scientifiques menés depuis n'ont pas permis d'améliorer la tenue des outils, qui reste en moyenne autour de 30 trous. Le nombre de trous satisfaisant les exigences qualité de la pièce reste souvent bien inférieur.

3.4.2 Dégradation de la pièce

Les dégradations liées au perçage des empilages sont les mêmes que celles évoquées précédemment dans chacun des matériaux traités séparément, à l'exception des endommagements à la sortie de la première plaque, grâce à l'appui offert par la seconde présence. Suivant le sens de perçage des empilages, il est possible de réduire considérablement la bavure à la sortie du titane ou l'écaillage et le délaminage à la sortie du composite. D'autres dégradations s'ajoutent néanmoins en configuration empilage, comme le transport des copeaux de titane dans la partie composite et l'endommagement thermique de l'interface.

Les rayures, apparaissent au niveau de la paroi du composite lorsque celui-ci est placé sur le dessus de l'empilage, comme le montre la Figure 50. Les copeaux de titane tranchants et chauds remontent dans les goujures. Ils créent des sillons hélicoïdaux à la surface de la paroi (à ne pas confondre avec les stries liées au drapage) et peuvent dégrader thermiquement la résine. La présence de micro-copeaux de titane incrustés dans la paroi nuit fortement à la bonne santé de la pièce.

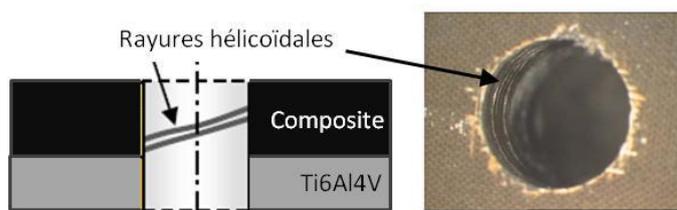


Figure 50 – Rayure de la paroi du composite

L'anneau de brûlure, apparaît sur le composite au niveau de l'interface entre les deux matériaux. La taille de la zone décolorée formée autour du trou est fonction du flux de chaleur qui se diffuse de la plaque de titane vers celle en composite, comme le montre la Figure 51.

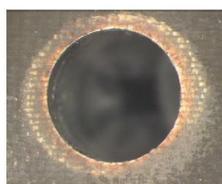


Figure 51 – Anneau de brûlure à l'interface

Chapitre 2

Tribologie Ti6Al4V et Carbone/Epoxy

Les études tribologiques menées jusqu'à lors dans ces deux matériaux sont peu nombreuses. Il est à regretter qu'aucune publication dans les alliages de titane n'ait été diffusée. Dans les composites, les seuls articles disponibles sont ceux de Nayak et al. [Naya_05] et Mondelin et al. [Mond_10]. Leurs travaux fournissent les premières données sur les paramètres influents, comme la vitesse de glissement, la pression de contact, l'orientation des fibres, etc. Les attentes sont fortes dans ce domaine, tant du point de vue de la compréhension du comportement que de la modélisation.

L'étude menée se propose d'analyser le comportement du Ti6Al4V sur un tribomètre conçu pour l'identification du frottement dans des conditions d'essais représentatives de l'usinage dans les matériaux métalliques. Différentes conditions de frottement sont testées pour recréer le contact entre la face de dépouille du foret et la pièce, le contact entre la face de coupe et le copeau, et enfin le contact entre les listels et la paroi du trou. Les mesures des efforts et des flux de chaleur entrant dans l'outil permettent d'identifier des modèles de coefficient de frottement et de partage des flux de chaleur, qui seront utilisés dans les chapitres suivant pour modéliser les actions mécaniques et thermiques dans la zone de coupe.

L'étude sur les composites est menée sur un tribomètre spécifique, développé afin d'étudier les effets tribologiques à des vitesses de glissement plus étendues que celles jusqu'alors explorées dans la littérature (0-20 m/min : [Mond_10]). Les conditions de frottement sont ainsi étudiées sur l'ensemble du domaine de travail de ces matériaux, soit la plage de vitesse 0-200 m/min. De nouvelles tendances sur l'effet de la vitesse, de la pression, de l'orientation des fibres et des conditions de régénération du contact, sont mises en évidence.

1. Généralités sur la tribologie en usinage

La tribologie est une science qui étudie les interfaces d'un système composé de deux corps solides en contact, soumis à un mouvement relatif, et pouvant être séparés par un film intercalaire appelé troisième corps. C'est un domaine pluridisciplinaire dans

lequel il existe des couplages multi-physiques entre la science des matériaux, la physico-chimie des surfaces, la mécanique des solides et des surfaces, la thermique, la thermodynamique, la thermochimie et la thermo-métallurgie, etc. L'enjeu est de plus en plus fort dans l'usinage. Scientifiques et industriels s'intéressent aux interfaces de frottement car elles sont responsables de l'usure des outils, des dégradations mécaniques et thermiques de la pièce. L'utilisation abondante de fluide de coupe a pendant longtemps palliée au manque de connaissances dans ce domaine. Les tendances économiques et écologiques actuelles obligent à rationaliser ces choix par une meilleure compréhension des phénomènes d'interfaces en usinage. Les régimes de coupe imposés par l'industrie génèrent de forts gradients de contraintes à proximité de la zone de séparation de la matière. Les sollicitations thermiques sont également extrêmes le long des surfaces de contacts de l'outil. Selon Trent [Tren_91], la chaleur produite par frottement représente 20 à 30 % dans le mécanisme d'enlèvement de matière des matériaux métalliques. Les revêtements et les préparations de surface modifient les conditions tribologiques et peuvent ainsi modifier le flux de chaleur reçu par l'outil, selon les travaux de Rech [Rech_05] et Kusiak et al. [Kusi_05]. La compréhension et la modélisation de ces phénomènes d'interfaces sont au cœur des attentes des numériciens. L'élaboration de modèles de frottement et de partage des flux de chaleur sont des données influentes dans les modèles de simulation numérique de la coupe, selon Özel et al. [Ozel_06] et Bonnet et al. [Bonn_08*]. Par contre, l'identification expérimentale n'est pas simple. Deux approches peuvent être choisies pour identifier ces modèles de comportement. Certains auteurs utilisent l'opération de coupe en elle-même, comme M'Saoubi et al. [Msao_05], Kilic et al. [Kili_07] et Arrazola et al. [Arra_08]. L'identification est en général basée sur la configuration de la coupe orthogonale. Les efforts, les températures, les traces sur la face de coupe, la géométrie des copeaux et leurs microstructures sont analysés. Certes les conditions de frottement sont au plus près des conditions d'usinage, mais il est néanmoins difficile d'obtenir directement des informations locales telles que la pression et la vitesse de glissement à l'interface. Par conséquent, Hedenquist et al. [hede_91] et Zemzemi et al. [Zemzemi_08] proposent de reproduire les conditions de glissement sur des tribomètres spécialement conçus à cet effet.

2. Zones de frottement en perçage

Deux zones de frottement sont couramment considérées à la surface de l'outil. L'interface entre la face de coupe de l'outil et le copeau (zone de cisaillement secondaire) et l'interface entre la face de dépouille et la pièce (zone de cisaillement tertiaire). L'étude bibliographique a montré que l'interface entre les listels et la paroi du trou constitue une troisième zone de frottement. Elle représente un apport supplémentaire de chaleur dans le perçage des alliages de titane. Les zones de frottement sont illustrées sur la Figure 52.

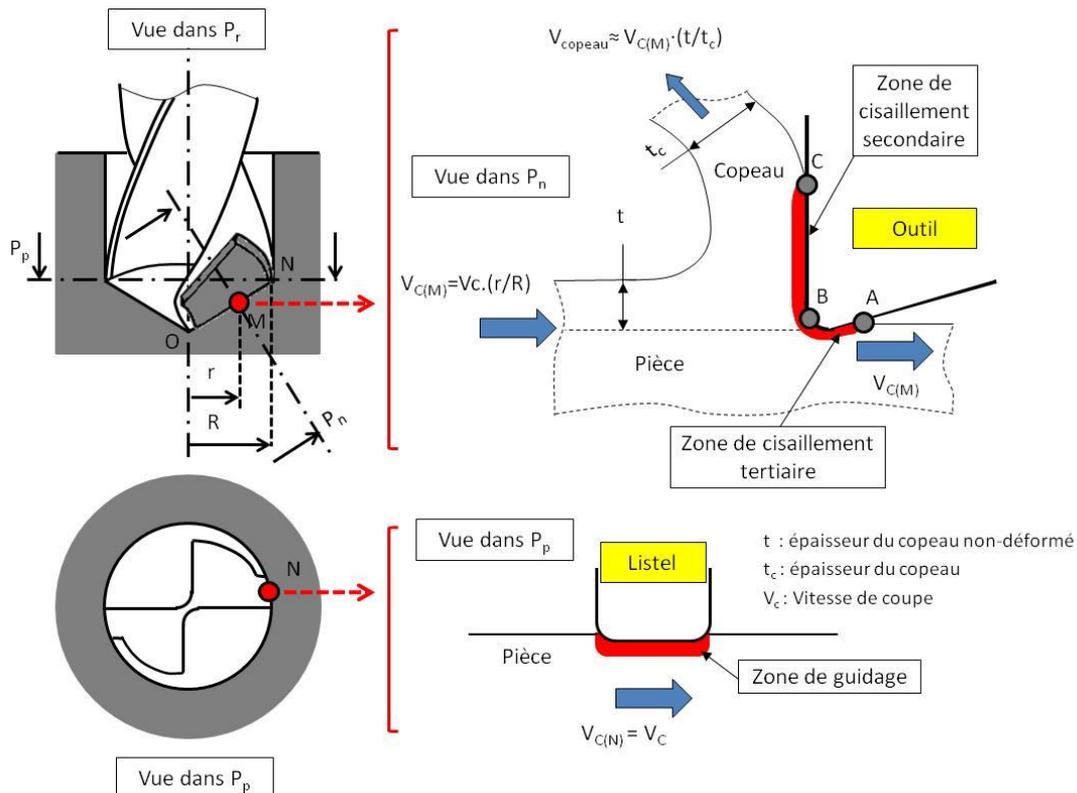


Figure 52 - Illustration des zones de frottement en perçage

Les conditions de frottement dans les trois interfaces sont très différentes en termes de vitesse de glissement, de pression et de régénération de matière :

- Contact face de dépouille/pièce

La matière entrant dans le contact est régénérée en continu. La vitesse de glissement de l'interface $V_{C(M)}$ dépend de la position du point M considéré, le long de l'arête définie entre O et N. Elle est nulle au centre, tandis qu'elle est égale à la vitesse de coupe V_c au point N. La variation de vitesse entre A et B est considérée comme négligeable. La pression est maximale au niveau de l'arête de coupe. L'effort spécifique donne un ordre de grandeur des sollicitations aux environs de cette zone. L'ordre de grandeur dans les alliages de titane est de 1,5 à 2 GPa d'après les données fournies par Sandvik [Sand_08], alors qu'il est 0,4 – 0,7 GPa dans le composite T800 M21. Ces plages sont en accord avec les essais COM (Couple Outil Matière) menés préliminairement et disponible en annexe 1.

- Contact face de coupe/copeau

Dans les alliages de titane, la vitesse moyenne d'écoulement du copeau est entre 1,5 et 2 fois plus faible que la vitesse $V_{C(M)}$. Cette information est obtenue en comparant l'épaisseur des copeaux avant et après déformation. La vitesse d'écoulement de la matière le long de la face de coupe n'est pas constante, comme illustré sur la Figure 53.

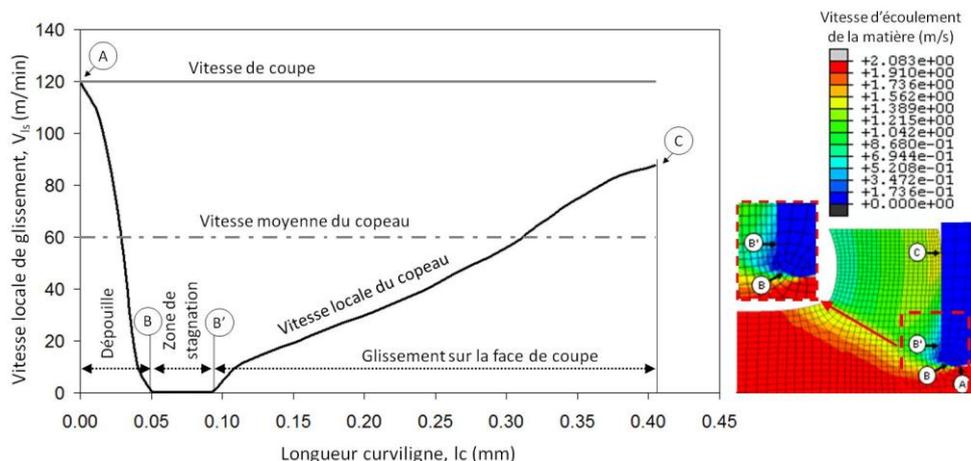


Figure 53 – Evolution numérique de la vitesse de glissement le long de l'outil, dans un acier 316L, d'après [Bonn_08*]

Il existe un fort gradient de vitesse entre les points B et C. La vitesse est quasi nulle au point de séparation de la matière B, puis augmente pour atteindre son maximum en C. La répartition entre B et C a largement été discutée dans la littérature par Zorev [Zore_63] et Buryta et al. [Bury_94] : la contrainte est maximale en B, puis décroît pour s'annuler en C. Dans les matériaux composites, la notion d'écoulement du copeau sur la face de coupe n'a pas de sens. Dans la majeure partie des cas le copeau est réduit en poussière au moment de la coupe.

- Contact listel/paroi

Le guidage du foret par ces listels génère un frottement sur la paroi du trou. Dans les alliages de titane, la matière de la paroi est exposée entre 10 et 30 passages de listels ; tandis que, dans les composites, le nombre de sollicitations est compris entre 50 et 100. La méthode permettant de quantifier précisément ces valeurs sera présentée dans le chapitre 3. Néanmoins, une observation de l'usure des listels (adhésion pour le titane ou abrasion pour les composites), illustrée sur la Figure 54, permet d'estimer la hauteur de contact H et d'en déduire le nombre de passages n , à l'aide de la relation (1).

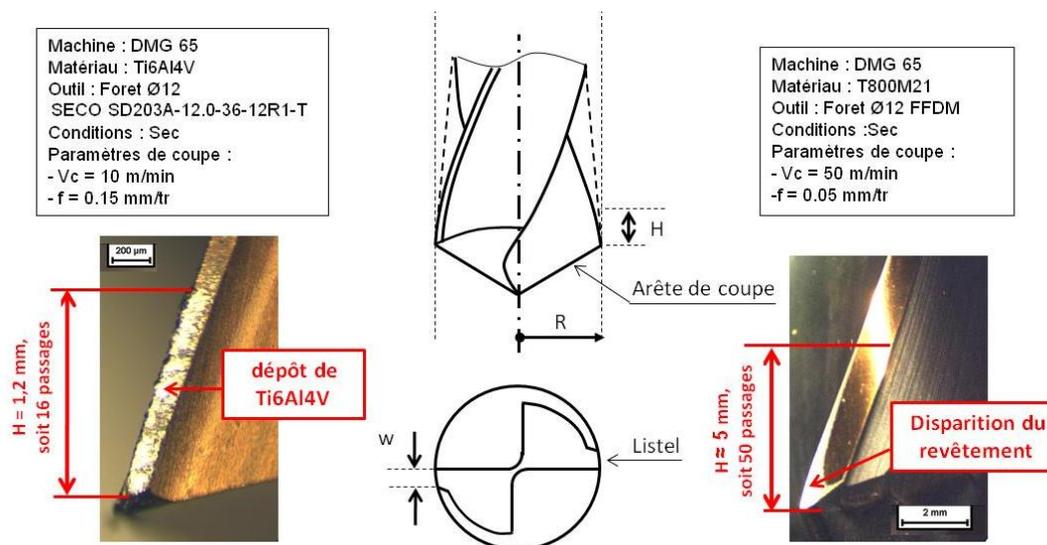


Figure 54 – Hauteur de contact paroi/listel

$$n = \frac{H}{z \cdot f} \quad (1)$$

n : Nombre de passages de listels sur une même portion de matière (mm)

z : Nombre de dents
 f : Avance (mm/tr)

H : Hauteur de contact sur les listels (mm)

La matière entrant dans le contact est dite « recyclée » ; elle s'écoule à une vitesse équivalente à la vitesse de coupe V_c . La pression moyenne de contact est comprise en 0,8 – 1,2 GPa dans les alliages de titane. Dans les composites elle est de l'ordre de 0,4 à 0,8 GPa. Ces valeurs sont estimées à l'aide de la relation (2), à partir de la géométrie du foret, des essais de frottement et des données expérimentales fournies par les essais de perçage présentés au chapitre 3, telles que le couple de frottement sur les listels Mz_{Listel} et la hauteur de contact paroi/listel H .

$$P_{Listel} = \frac{Mz_{Listel}}{z \cdot \mu \cdot r \cdot H \cdot w} \quad (2)$$

Mz_{Listel} : Couple de frottement sur les listels (N.mm)

r : Rayon de l'outil (mm)

z : Nombre de dents

H : Hauteur de contact sur les listels

μ : Coefficient de frottement moyen apparent

w : Largeur des listels

3. Etude de l'alliage de titane Ti6Al4V

Les alliages de titane sont connus pour leur forte tendance au collage, comme le montre la Figure 55. L'élément titane est très actif ; il réagit chimiquement avec la plupart des matériaux en contact avec lui. Au niveau de l'arête, cela se traduit par la formation d'une arête rapportée qui modifie l'action de coupe de l'arête. Au niveau de la face de coupe et de dépouille, il est difficile de dire si ce dépôt protège les surfaces et diminue l'action de frottement de la matière sur l'outil, ou bien si au contraire il est néfaste pour l'interface. Les enjeux tribologiques dans les alliages de titane sont donc nombreux. Il s'agit dans un premier temps d'évaluer la sensibilité aux conditions de frottement, telles que la pression, la vitesse et le mode de régénération, dans des conditions de frottement sous arrosage et à sec. Les données observées sont le coefficient de frottement, le flux de chaleur entrant dans l'outil et l'observation du dépôt de titane. Dans un second temps, il s'agit d'observer l'effet des revêtements et des préparations de surface sur le phénomène d'adhésion. Dans un troisième temps, un modèle de frottement et un modèle de partage des flux sont proposés pour alimenter la partie modélisation du chapitre 2.

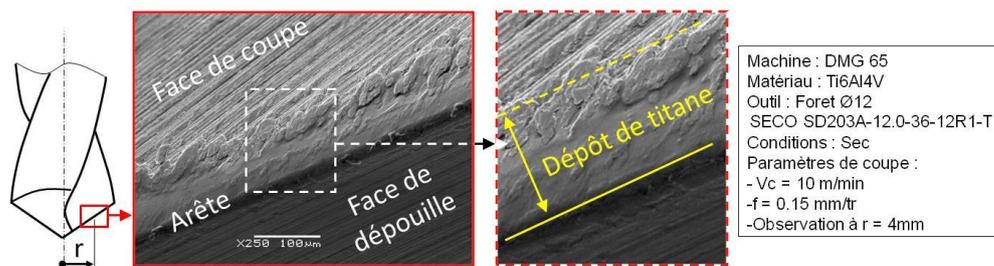


Figure 55 – Tendance au collage dans les alliages de titane

3.1 Description du tribomètre

Le principe de l'essai de frottement est illustré sur la Figure 56. Un pion à tête sphérique, en carbure de tungstène H10F, frotte sur une barre cylindrique de Ti6Al4V en rotation. Un arrosage basse pression en amont du contact permet de tester des configurations avec et sans lubrification. Deux trajectoires de frottement peuvent être réalisées. La première consiste à décrire une hélice, en combinant une forte avance du pion (environ 2,5 mm/tr) avec la rotation de la barre, pour ne jamais frotter sur la même surface et se placer ainsi dans un cas de frottement régénéré (tribomètre ouvert). La seconde trajectoire consiste à réaliser un sillon dans lequel le pion vient passer successivement durant plusieurs tours et créer ainsi des conditions de frottement recyclé (tribomètre fermé).

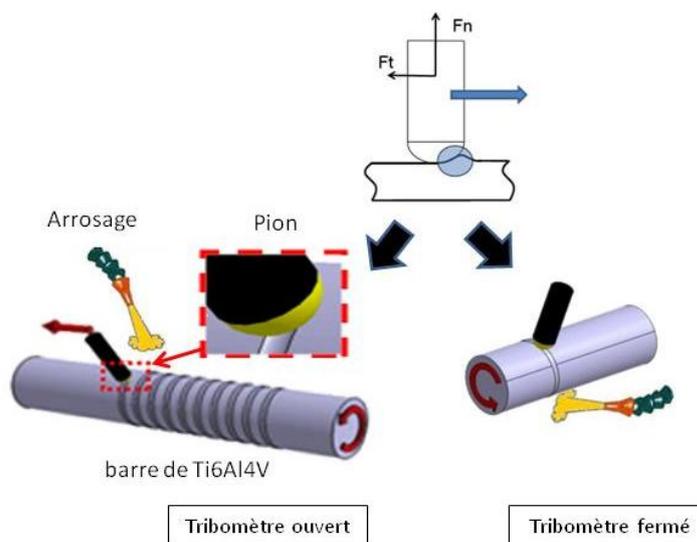


Figure 56 – Principe de l'essai de frottement

L'ensemble est monté sur un tour à commande numérique, présenté sur la Figure 57.

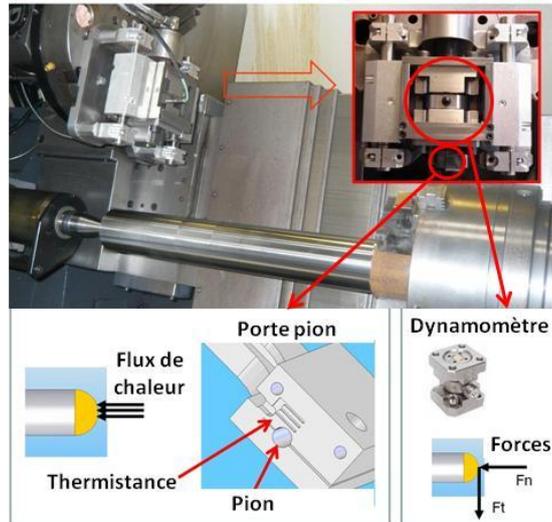


Figure 57 – Tribomètre de caractérisation des matériaux métalliques

Avant chaque essai de frottement, la surface de la barre subit une procédure de préparation identique : un chariotage de régénération, puis un toilage pour la maîtrise de la rugosité. Le pion carbure est maintenu en contact par un vérin maintenant un effort constant dans le contact. La combinaison de l'effort du vérin avec le diamètre de sphère de la tête du pion, permet de faire varier la pression moyenne dans le contact. Un capteur dynamométrique fixé sous le porte-pion mesure les composantes d'efforts normale et tangentielle, afin de calculer le coefficient de frottement apparent μ_{app} , donné par la relation (3).

$$\mu_{app} = \frac{F_t}{F_n} \quad (3)$$

μ_{app} : Coefficient de frottement apparent
 F_t : Effort tangent sur le pion (N)

F_n : Effort normal sur le pion (N)

Les essais de rayage réalisés conduisent à la formation d'un sillon et de bourrelets latéraux, illustrés sur la Figure 58

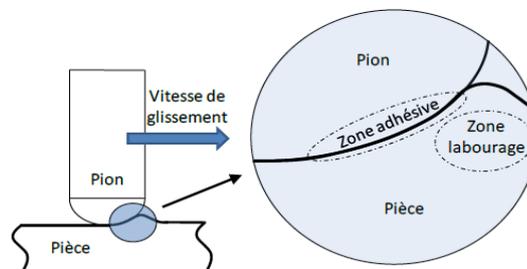


Figure 58 – Dissociation des phénomènes d'adhésion et de labourage

Les travaux de Bowden et Tabor [Bowd_51] ont permis de proposer une décomposition simple du frottement apparent μ_{app} (ou macroscopique), en une part adhésive μ_{adh} (ou interfaciale) et une part de déformation μ_{def} , donnée par la relation (4).

$$\mu_{app} = \mu_{adh} + \mu_{def} \quad (4)$$

Challen et al. [Chal_79] proposent un modèle analytique simple pour extraire le coefficient de frottement adhésif, basé sur les hypothèses suivantes : le frotteur (pion) est considéré comme infiniment rigide, le matériau a un comportement plastique parfait. L'application de cette méthode par Claudin et al. [Clau_10] dans le cas du rayage est illustré sur la Figure 59.

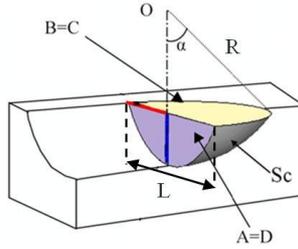


Figure 59 – Paramétrage de la zone de contact Pion/Pièce [Clau_10]

Le coefficient de frottement adhésif est calculé à l'aide des relations (5), à partir de la mesure de la largeur des sillons L de chacun des essais et du rayon R de la tête sphérique du pion.

$$\mu_{adh} = \frac{B \cdot \mu_{app} - A}{C + D \cdot \mu_{app}} \quad (5)$$

$$\text{Avec :} \quad B = C = \frac{\pi}{2} [R \sin(\alpha)]^2 \quad (6)$$

$$\text{Et :} \quad A = D = \frac{L}{2} R^2 [2\alpha - \sin(2\alpha)] \quad (7)$$

$$\text{Et :} \quad \alpha = \sin^{-1} \left(\frac{L}{2R} \right) \quad (8)$$

μ_{adh} : Coefficient de frottement adhésif
 μ_{app} : Coefficient de frottement apparent

L : Largeur du sillon sur la pièce (mm)
 R : Rayon de la calotte sphérique (mm)

Une instrumentation du porte-pion avec une thermistance permet, à partir d'un calcul thermique basé sur la méthode inverse de Battaglia et al. [Batt_01], d'estimer le flux de chaleur transmis vers le pion à travers la surface de contact. Cette donnée est utilisée ensuite pour estimer le coefficient de partage des flux de chaleur à l'interface pion/pièce. Dans un premier temps, la puissance mécanique consommée à l'interface pion/pièce est calculée à l'aide de la relation (9),

$$P_{m \text{ Totale}} = F_t \cdot V_s \quad (9)$$

F_t : Effort tangentiel (N)

V_s : Vitesse macroscopique de glissement du pion ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$).

Cette démarche fait l'hypothèse que la vitesse macroscopique de glissement V_s est peu différente de la vitesse locale d'écoulement à l'interface, notée V_{ls} . Or les travaux de

rayage numérique de Zemzemi et al. [Zemz_09] dans l'acier 42CD4 et ceux de Bonnet et al. [Bonn_08] dans l'acier inoxydable 316L, ont montré que la matière en contact du pion s'écoule à une vitesse plus faible, comme illustrée sur la Figure 60. La puissance totale calculée avec la relation (9) est donc surestimée.

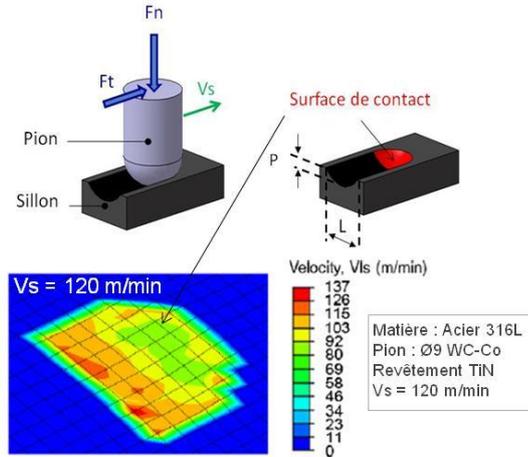


Figure 60 – Vitesse locale d'écoulement dans une interface pion/pièce, dans l'acier 316L à $V_s = 120$ m/min, d'après [Bonn_08]

Il est ensuite assumé que l'ensemble de l'énergie se dissipe en chaleur. Le pourcentage de flux de chaleur reçu par le pion est donné par la relation (10).

$$\beta = \frac{\phi_{pion}}{F_t \cdot V_s} \quad (10)$$

β : Pourcentage de flux de chaleur reçu par le pion (%)

ϕ_{pion} : Flux mesuré dans le pion (W)

F_t : Effort tangentiel mesuré sur le pion (N)

V_s : Vitesse de glissement ($m \cdot s^{-1}$)

3.2 Effet des conditions de glissement

3.2.1 Pression

La pression de contact appliquée par le pion génère un sillon à la surface de la pièce, comme illustré sur la Figure 61. La zone de contact est une demi-calotte sphérique. Sa hauteur p étant faible en regard de son rayon, la surface est assimilée à un demi-disque.

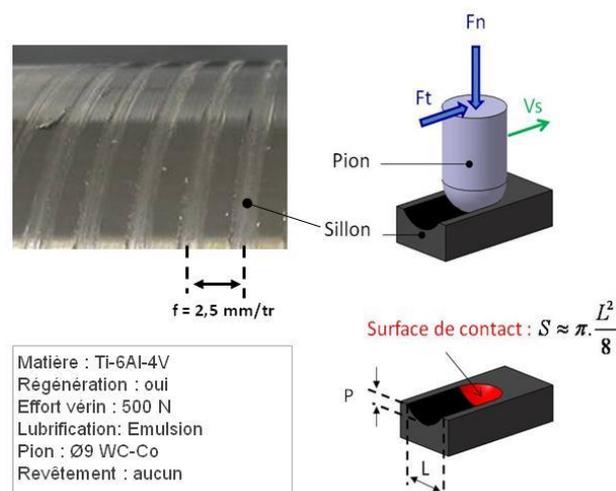


Figure 61 - Zone de contact pion/pièce

Différentes pressions locales de frottement peuvent être obtenues en faisant varier le diamètre de la tête sphérique des pions et l'effort appliqué par le vérin. Plus le rayon est grand, plus la surface de contact est importante, et plus faible est la pression (théorie de Hertz). La pression moyenne de contact est estimée par la relation (11):

$$P_n = \frac{8 \cdot F_n}{\pi \cdot L^2} \quad (11)$$

P_n : Pression normale dans le contact (MPa)

F_n : Effort normal appliqué sur le pion (N)

L : Largeur du sillon (mm)

Plusieurs niveaux de pression sont ainsi obtenus et présentés dans le Tableau 1

Combinaison	Ø Sphère (mm)	F_n Vérin (N)	L (mm)	Pression (MPa)
1	17	250	1,4	330
2	17	500	1,75	417
3	17	1000	2,1	589
4	9	500	1,26	795
5	9	1000	1,57	1034

Tableau 1 – Niveaux de pression

Les essais de frottement sont menés sous arrosage pour une vitesse de référence $V_s = 30$ m/min. Les résultats sont présentés sur la Figure 62.

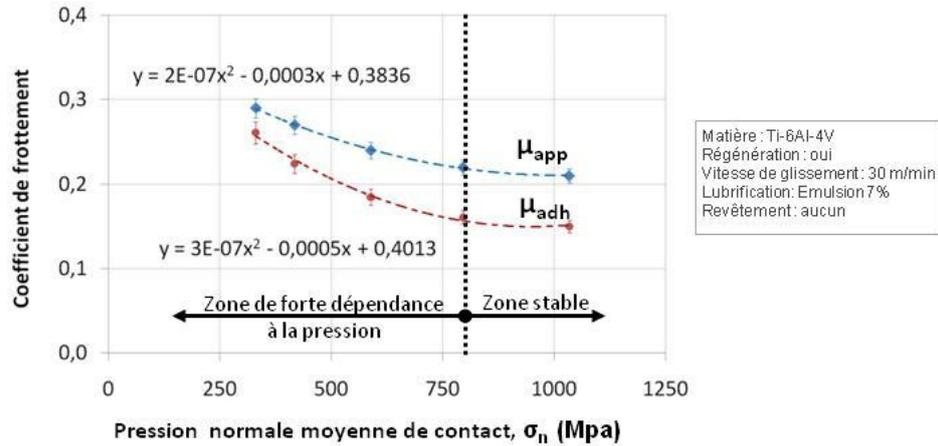


Figure 62 – Effet de la pression de contact sur les coefficients de frottement apparent μ_{app} et adhésif μ_{adh}

Le coefficient de frottement apparent diminue quand la pression de contact augmente. Il passe de 0,3 à 0,2 entre 250 et 800 MPa. Les alliages de titane montrent ici une forte dépendance à la pression de contact ; le comportement est modélisé par la relation (12). Cette tendance diffère des observations faites par Zemzemi et al. [Zemz_09] dans l'acier 42CD4 et par Rech et al. [Rech_09] dans le C45, où l'effet de la pression est négligeable sur le coefficient de frottement. Par contre, il semble qu'au delà de 800 MPa, le phénomène se stabilise, comme le montre la Figure 62. Or ce sont des niveaux de pression de l'ordre de 1,5 à 2 GPa qui sont rencontrés dans le perçage des alliages de titane. La pression peut donc, sur cette plage, être considérée comme peu influente sur le coefficient de frottement. Les essais réalisés dans la suite de l'étude seront obtenus avec la combinaison $O_{Sphère} = 9$ mm et $F_n = 500$ N, soit une pression d'environ 800 MPa, afin de se placer dans la zone stabilisée et de rester en accord avec le domaine de pression rencontrée en usinage. Le coefficient de frottement adhésif, extrait à l'aide de la démarche analytique présentée précédemment, suit la même tendance que le frottement apparent. Il est modélisé par la relation (13) sur la plage de pression de 250 à 800 MPa. A basse pression, le coefficient de frottement adhésif représente 90% du coefficient de frottement apparent ; alors qu'à haute pression ce pourcentage chute à 70%.

$$\mu_{app} = 2.10^{-7}.\sigma_n^2 - 3.10^{-4}.\sigma_n + 0,38 \quad (12)$$

$$\mu_{adh} = 3.10^{-7}.\sigma_n^2 - 5.10^{-4}.\sigma_n + 0,4 \quad (13)$$

3.2.2 Vitesse de glissement

Les essais de frottement sont menés sous émulsion sur une large plage de vitesse de glissement, allant de 10 à 90 m/min, dans des conditions de contact régénéré, de manière à se placer dans le domaine de fonctionnement des alliages de titane. Les résultats sont présentés sur la Figure 63.

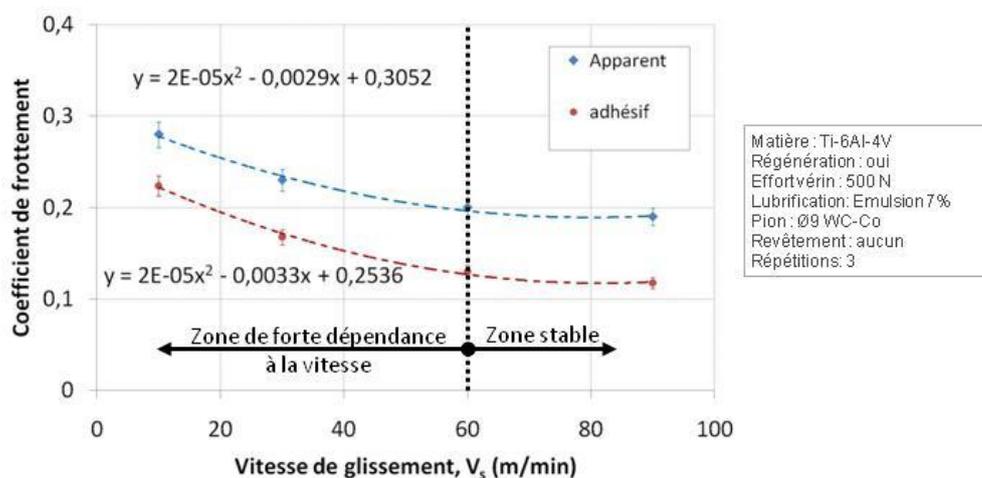


Figure 63 – Effet de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement

Le coefficient de frottement apparent, sous arrosage à l'émulsion, décroît quand la vitesse augmente. Son comportement est modélisé par la relation (14). Il passe de 0,3 à 0,2 entre 10 et 60 m/min, puis il se stabilise. Cette tendance est différente de celle observée par Claudin et al. [Clau_10] lors d'essais de frottement sur l'acier 42CD4 avec lubrification à l'huile entière. Il constate que le coefficient de frottement est constant et très faible, environ 0.1, quelque soit la vitesse de glissement. Des essais complémentaires sur le titane, réalisés sous micro pulvérisation d'huile entière et à sec, ont présenté les mêmes tendances que les courbes de la Figure 63. Les alliages de titane ne présentent donc pas de sensibilité aux conditions de lubrification, dans un contact régénéré (tribomètre ouvert). Des analyses physico-chimiques complémentaires sont nécessaires pour expliquer ce phénomène. Le coefficient de frottement adhésif, modélisé par la relation (15), suit la même tendance, mais avec des valeurs plus faibles. A basse vitesse, le coefficient de frottement adhésif représente 80% du coefficient de frottement apparent ; alors qu'à haute vitesse ce pourcentage chute à 60%.

$$\mu_{app} = 2 \cdot 10^{-5} \cdot V_s^2 - 2,9 \cdot 10^{-3} \cdot V_s + 0,31 \quad (14)$$

$$\mu_{adh} = 2 \cdot 10^{-5} \cdot V_s^2 - 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot V_s + 0,25 \quad (15)$$

3.2.3 Régénération de la matière dans le contact

Le frottement en mode non-régénéré (ou recyclé) est testé sur vingt passages successifs du pion, sous émulsion. Ce choix est en accord avec les conditions de frottement dans le contact paroi/listels, précédemment identifiées au début de ce chapitre. Le coefficient de frottement apparent est estimé à chaque incrément. Son évolution est présentée sur la Figure 64.

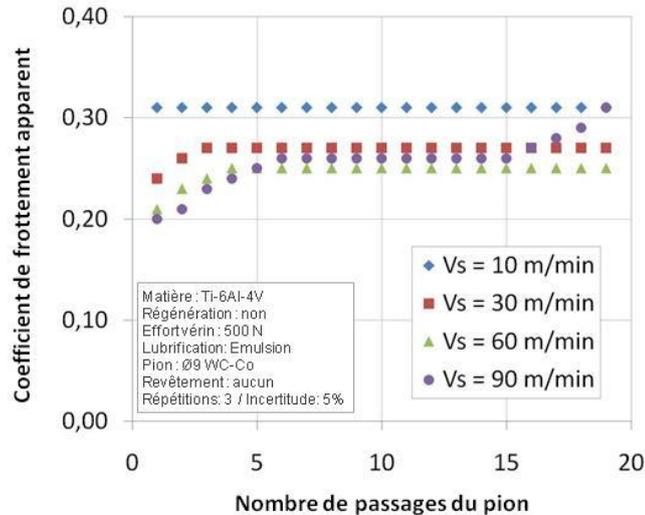


Figure 64 – Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du nombre de passages du pion, sous émulsion

Les coefficients de frottement apparent mesurés sur le premier tour sont en parfaite corrélation avec ceux présentés précédemment dans les essais régénérés. Ils tendent ensuite à augmenter durant les premiers passages, à l'exception de la vitesse $V_c = 10$ m/min, dont la valeur reste constante aux environs de 0,3 quel que soit le nombre de tours. Après cinq tours, une zone stable apparaît. Le coefficient de frottement maximal est toujours observé pour la vitesse $V_c = 10$ m/min, par contre le plus faible est désormais mesuré pour $V_c = 60$ m/min. Le comportement à $V_c = 90$ m/min suit une tendance différente. La sensibilité au nombre de passages est beaucoup plus prononcée à haute vitesse de glissement. Après quinze tours, son coefficient de frottement subit une élévation brutale et atteint les valeurs mesurées à basse vitesse. Ces observations sont difficiles à interpréter en l'absence d'informations locales. Néanmoins, il semble que le niveau de chaleur accumulée à chaque passage du pion soit en lien avec les changements de comportement observés. Pour ces conditions de pression (800 MPa) et de vitesse de glissement (30 m/min), le coefficient de frottement adhésif, représente 75% de la valeur du coefficient de frottement apparent. En configuration perçage, il y a donc une évolution du coefficient de frottement le long des listels. Il est minimum au niveau des becs et maximum en fin du contact et en lien avec l'échauffement de la paroi.

3.2.4 Contact sec

Les essais de frottement à sec ont été réalisés dans les mêmes conditions que l'étude précédente. Le pion repasse successivement au même endroit. Sur le premier tour, cas régénéré (tribomètre ouvert), les résultats obtenus à sec sont comparés avec ceux précédemment identifiés sous émulsion et présentés sur la Figure 65.

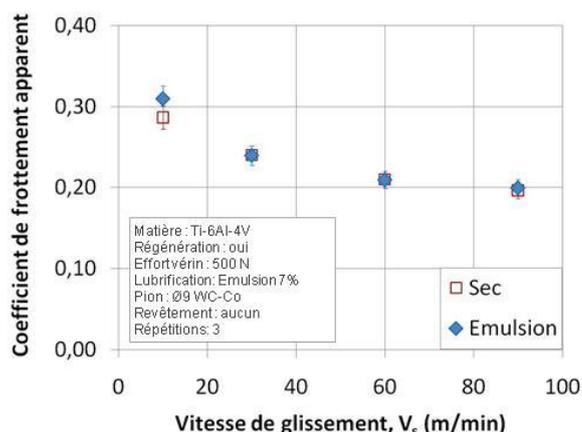


Figure 65 – Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du nombre de passages du pion, à sec

Les coefficients de frottement mesurés sur le premier tour sont très proches de ceux mesurés sous émulsion. Il n’y a pas d’effet de la lubrification dans un contact régénéré. Cette notion est très discutée dans la littérature. Astakhov [Asta_06] considère que le fluide de coupe ne peut pas pénétrer dans l’interface de contact. D’autres auteurs, comme Williams. Al. [Will_77] pensent que la capillarité et les réactions tribo-chimiques peuvent conduire le fluide jusqu’à la zone de coupe. Les essais de frottement régénéré menés dans l’acier AISI4140 par Claudin et al. [Clau_10] ont montré une différence significative de comportement entre des conditions à sec et sous arrosage. Les alliages de titane réagissent différemment. Ils conservent la même activité tribo-chimique quel que soit l’environnement.

Les coefficients de frottement mesurés sur 20 passages successifs du pion, sont présentés sur la Figure 66.

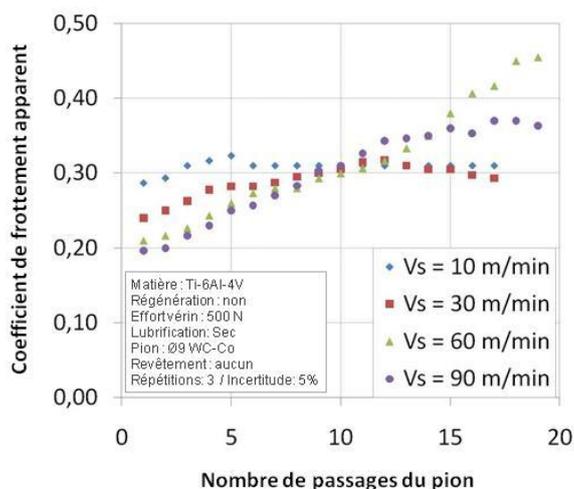


Figure 66 – Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du nombre de passages du pion, à sec

Durant les autres passages du pion, le coefficient de frottement augmente de façon significative et régulière pour les plus hautes vitesses de frottement. Il passe de 0,2 à 0,45 après vingt passages, pour $V_c = 60$ m/min. Pour les basses vitesses, $V_c = 10$ m/min et

$V_c = 30$ m/min, une zone stable est observée après une dizaine de tours. Les différences de comportement entre les essais à sec et sous arrosage sont présentés sur la Figure 67.

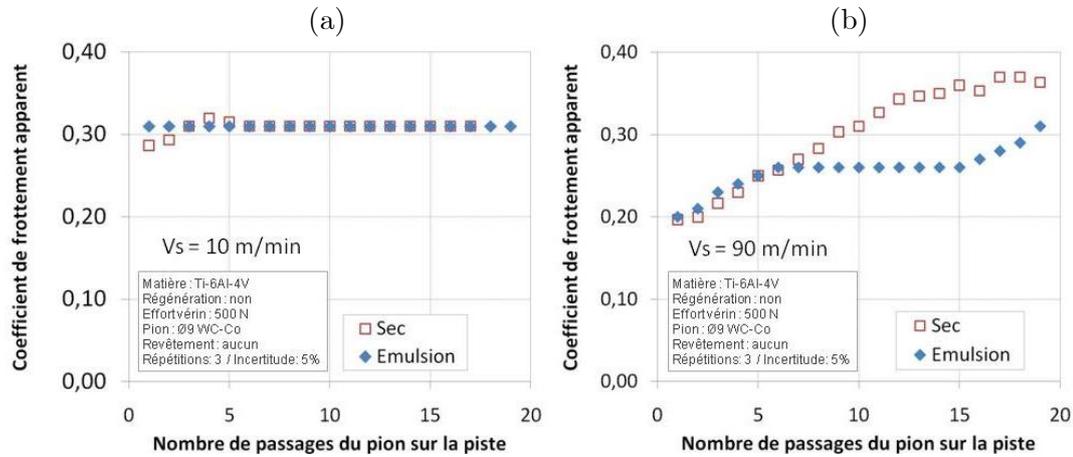


Figure 67 – Comparaison entre les conditions à sec et sous arrosage dans le cas d'un contact non-régénéré, pour deux vitesses différentes, (a) $V_s = 10$ m/min, (b) $V_s = 90$ m/min

La différence entre à sec et sous arrosage à basse vitesse, dans le cas d'un contact non-régénéré est relativement faible. A haute vitesse, au contraire, le comportement est dans un premier temps similaire, puis un changement de tendance est clairement mis en évidence au-delà de 5 passages. Le coefficient de frottement sous émulsion est alors largement inférieur. Le pion vient générer des aspérités, dans lesquelles le fluide de coupe se loge, créant ainsi des « microréservoirs » de lubrifiant dans le sillon. Le tribo-film qui se forme dans l'interface pion/pièce, se régénère à chaque passage et favorise le glissement du pion.

3.3 Effet des paramètres outil

3.3.1 Revêtement

Deux revêtements ont été testés, TiN et AlCrN, afin de comparer leurs performances avec des pions non revêtus. Les résultats sont présentés sur la Figure 68.

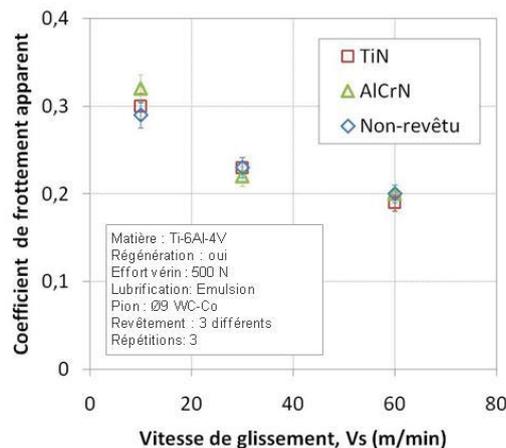


Figure 68 – Effet du revêtement sur le coefficient de frottement apparent

Du point de vue du coefficient de frottement, il n'a pas d'effet du revêtement. La présence d'un épais dépôt de titane à la surface du pion a été mise en évidence pour chacune des conditions d'essais, comme le montre la Figure 69.

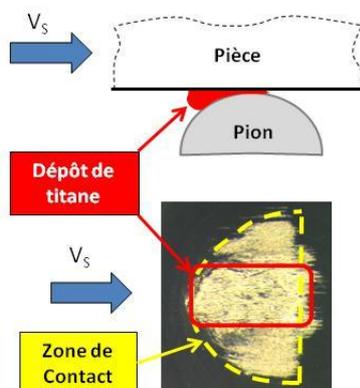


Figure 69 – Dépôt de titane à la surface du pion

Une bande d'adhésion se forme à proximité du centre, dans les zones où la pression est maximale. Elle est formée par dépôts successifs de matière écrouie et orientée suivant la direction d'écoulement de la matière. Cette couche constitue un 3^{ème} corps solide qui protège le pion dès les premiers instants de frottement. La matière entrant dans le contact, frotte majoritairement sur ce dépôt, plutôt que sur le pion directement, ce qui explique l'inefficacité du revêtement.

3.3.2 Rugosité

La préparation de surface des pions est obtenue par rodage et polissage. Différents états de surface peuvent ainsi être obtenus. Deux rugosités différentes sont testées sur des pions non-revêtus : $R_a = 0.10 \mu\text{m}$ et $R_a = 0.05 \mu\text{m}$. Les résultats sont présentés sur la Figure 70.

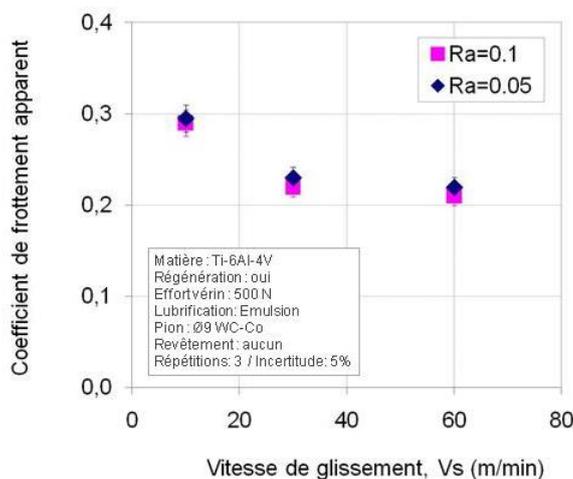


Figure 70 – Effet de la rugosité surface sur le coefficient de frottement apparent

L'effet de la rugosité est négligeable. Quel que soit l'état de surface, le titane se dépose et forme une interface solide entre la matière et le pion. L'intérêt d'une préparation de surface dans les zones de fortes sollicitations est donc discutable ; comme par exemple sur une face de coupe et de dépouille de l'outil. Par contre une préparation peut s'avérer utile pour les environnements moins sévères, tel que l'évacuation des copeaux dans une goujure. Des essais complémentaires spécifiques aux préparations de surface doivent être réalisés pour confirmer ces premières constatations.

3.4 Partage des flux de chaleur aux interfaces

3.4.1 En statique

La connaissance du partage des flux de chaleur aux interfaces de frottement est un véritable enjeu pour la communauté scientifique. Ces données sont couramment utilisées dans les modèles analytiques et numériques de la coupe. Dans la majeure partie des cas, le coefficient de partage des flux est calculé à partir des propriétés mécaniques et thermiques des deux matériaux en contact. La part de flux de chaleur reçu par le pion, notée β_{statique} , dépend du rapport des effusivités e de chacun des matériaux. Son expression est donnée par la relation (16), et estimée à 0,8 avec les propriétés physiques et thermiques du Ti6Al4V proposées par Lampman [Lamp_90] et celles du carbure H10F publiées par Sandvik [Sand_07] et Kalhori [Kalh_02], récapitulées dans le Tableau 2. Ce calcul est très restrictif car il ne prend pas en compte la vitesse de glissement, ni la conductance à l'interface.

$$\beta_{\text{Statique}} = \frac{e_{\text{pion}}}{e_{\text{pièce}} + e_{\text{pion}}} \approx 0,84 \text{ à } 20^{\circ}\text{C} \quad (16)$$

$$\text{Avec : } e_{\text{pion}} = \sqrt{\lambda_{\text{pion}} \cdot \rho_{\text{pion}} \cdot C_{\text{pion}}} \approx 15468 \text{ à } 20^{\circ}\text{C} \quad (17)$$

$$\text{et : } e_{\text{pièce}} = \sqrt{\lambda_{\text{pièce}} \cdot \rho_{\text{pièce}} \cdot C_{\text{pièce}}} \approx 2954 \text{ à } 20^{\circ}\text{C} \quad (18)$$

λ_i : Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

ρ_i : Densité (kg.m^{-3})

C_i : Chaleur massique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

Matériaux	Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Densité (Kg.m^{-3})	Chaleur massique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Auteurs
Ti6Al4V	6,7	4430	294	[Lamp_90]
Carbure H10F	75	14500	220	[Sand_07] et [Kalh_02]

Tableau 2 - Propriétés physiques et thermiques du pion H10F et de la pièce Ti6Al4V

3.4.2 En dynamique

Le partage des flux de frottement en dynamique est différent de celui en statique.

3.4.2.1 Théorie de Peclet

La théorie des échanges thermiques de Peclet est définie par les relations (19) et (20). Plus la vitesse augmente, plus le temps de diffusion entre la matière en mouvement et l'outil diminue.

$$\beta_{dynamique} = \frac{\lambda_{pion}}{\lambda_{pion} + \lambda_{pièce} \sqrt{Pe}} \quad (19)$$

Avec le nombre de Peclet :

$$Pe = \frac{L.V.\rho.C}{4.\lambda} \quad (20)$$

λ : Conductivité thermique du matériau usiné ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

ρ : Densité (kg.m^{-3})

C : Chaleur massique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

V : Vitesse d'écoulement de la matière (m.s^{-1})

L : Largeur du sillon (m)

3.4.2.2 Mesure du flux dans le pion

Comme expliqué précédemment, il peut être évalué lors des essais de frottement à l'aide de la mesure du flux de chaleur dans le pion ϕ_{pion} et du relevé de la composante tangentielle F_t . Le calcul de la part du flux de chaleur partant dans le pion, est donné par la relation (10).

$$\beta_{dynamique} = \frac{\phi_{pion}}{F_t.V_s} \quad (21)$$

ϕ_{pion} : Flux mesuré dans le pion (W)

F_t : Effort tangentiel mesuré sur le pion (N)

V_s : Vitesse de glissement (m.s^{-1})

3.4.2.3 Comparaison des deux méthodes

L'évolution du partage du flux, en fonction de la vitesse de glissement, est présentée sur la Figure 71.

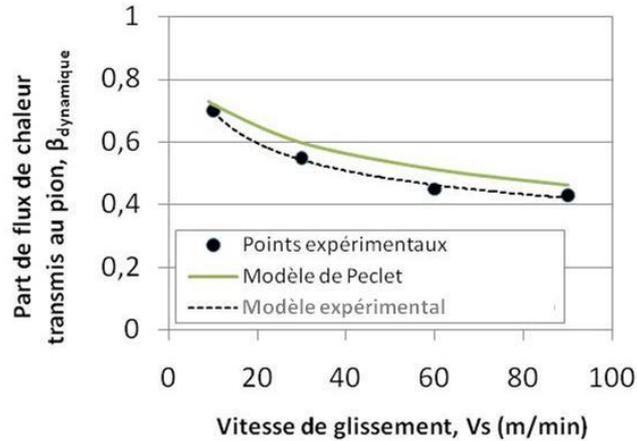


Figure 71 – Evolution du partage du flux dans le pion en fonction de la vitesse

Les deux approches donnent des tendances similaires et présentent un écart de l'ordre de 10%. La part de flux de chaleur reçue par le pion diminue fortement quand la vitesse de glissement augmente. A basse vitesse le titane se comporte en matériau réfractaire, puis la part de chaleur évacuée par le pion diminue ; elle passe de $\beta = 0,7$ pour $V_s = 10$ m/min à $\beta = 0,4$ pour $V_s = 90$ m/min. Pour la suite de l'étude, le partage des flux en dynamique sera modélisé par la relation (22), obtenue par la démarche expérimentale.

$$\beta_{dynamique} = 1,19.V_s^{-0,23} \quad (22)$$

3.5 Synthèse sur les alliages de titane

L'étude tribologique menée sur l'alliage Ti6Al4V, dans des conditions d'essais représentatives de l'usinage de ces matériaux, a permis de mettre en évidence des tendances spécifiques :

- L'augmentation de la pression locale dans le contact fait chuter le coefficient de frottement. Au-delà d'une pression, estimée à 850MPa dans les conditions de l'étude, le coefficient de frottement apparent se stabilise à 0,2
- Sur la plage de vitesses de glissement 10-90 m/min, le coefficient de frottement apparent décroît quand la vitesse augmente. Il passe de 0,3 à 0,2. Ces valeurs sont plus faibles que celles obtenues dans les aciers (42CD4 : 0,6-0,3 [Zemz_2009] ; 316L : 0,4-0,3 [Bonn_08] ; C45 : $\mu_{app} = 0,6-0,4$ [Rech_09]).
- La part adhésive du coefficient de frottement varie sur une large plage, estimée entre 60 et 90 % de la part apparente. Cette tendance est comparable à celles observées dans les aciers (42CD4 : 70-80% [Zemz_2009] – 316L : 80-85 % [Bonn_08]).
- Le mode de régénération du contact a un effet majeur. Le coefficient de frottement augmente si la matière subit le passage répété de l'outil (contact non régénéré). La tendance est d'autant plus prononcée lorsque la vitesse de glissement est supérieure à 10 m/min. Cette configuration est caractéristique du contact paroi/listels en perçage ; il y a donc une évolution du coefficient de frottement le long de ce contact.

- La lubrification n'a pas d'effet en mode régénéré. Cette tendance dans l'alliage Ti6Al4V est en contradiction avec les travaux de Claudin et al. [Clau_10], qui observe une chute significative du coefficient de frottement à basse vitesse dans l'acier 42CD4. Par contre, l'effet de la lubrification est significatif en mode non-régénéré. Dans ce cas, l'augmentation du coefficient de frottement en fonction du nombre de passage de l'outil est stabilisée, ou seulement retardée si la vitesse de glissement est supérieure à 90m/min.
- La présence d'un revêtement (TiN et AlCrN) ne modifie pas les conditions tribologiques du contact. L'adhésion de titane sur l'outil forme un 3^{ème} corps solide sur laquelle la matière s'écoule, sans contact avec le revêtement.
- Le coefficient de partage du flux de chaleur généré à l'interface dépend fortement de la vitesse d'écoulement de la matière. Il vaut 0,75 à une vitesse de glissement de 10 m/min, et chute à 0,4 pour une vitesse de 90 m/min. Dans l'acier 316L étudié par Bonnet et al. [Bonn_08], le coefficient passe de 0,4 à 0,2 pour la même variation de vitesse. Les alliages de titane présentent la particularité de solliciter fortement les outils et confirment ainsi leur classification dans la catégorie des matériaux dits « réfractaires ».

4. Etude du composite T800M21

L'étude tribologique des composites est une approche nouvelle. L'essor des travaux sur la modélisation numérique de la coupe des composites impose d'étendre la connaissance à l'échelle locale, afin d'alimenter les simulations avec des modèles de comportement et de frottement fiables, représentatifs des conditions en usinage. La plupart des travaux publiés utilise un modèle de frottement de Coulomb avec un coefficient constant, indépendant des conditions de glissement. Les valeurs utilisées sont très disparates d'un auteur à l'autre. Zhang [Zhan_09] prend un coefficient de 0,15, alors que Venugopal et al. [Venu_07*] choisissent de prendre 0,3, tandis que Lasri et al. [Lasr_09] assument un coefficient de frottement de 0,5 avec un outil carbure. Les conditions d'identification de ces valeurs sont souvent méconnues, ce qui ne permet pas de juger de la pertinence des critères choisis. Quelques travaux ont été publiés par [Nayak et al. [Naya_05] sur l'identification des coefficients de frottement dans les composites à fibre de verre. Ils mettent en évidence l'effet de l'orientation des fibres sur le coefficient de frottement, pour des vitesses très basses de l'ordre de 0,5 m/min. Un modèle de frottement fonction de l'orientation des fibres est ainsi utilisé dans les simulations de Nayak et al. [Naya_05] et MKaddem et al. [Mkad_09]. Néanmoins ces modèles sont encore loin des vitesses de frottement rencontrées dans l'usinage des composites. Les récents travaux de Mondelin et al. [Mond_10] sont les premiers à proposer une étude de sensibilité sur les conditions de glissement, telles que la vitesse, la pression, l'orientation des fibres et l'arrosage sous émulsion. Pour cela un tribomètre dit « ouvert » a été mis au point pour se placer dans les conditions de frottement régénéré. Les coefficients de frottement apparent mesurés entre un composite T800M21 et un outil PCD sont très faibles : 0,1 à sec et 0,06 sous arrosage. La sensibilité à l'orientation des fibres est très faible, tandis qu'aucun effet de la pression n'est mis en évidence. Selon

Mondelin et al. [Mond_10], la vitesse de glissement est également sans effet sur la plage $10 < V_s < 20$ m/min. Or le domaine de coupe des composites est beaucoup plus large et s'étend à plus de 200 m/min, d'après les constatations bibliographiques et les essais préliminaires présentés en Annexe 1. Il apparaît intéressant d'explorer cette partie du domaine pour compléter les analyses et se rapprocher des conditions réelles de frottement.

4.1 Description du tribomètre

Afin de reproduire au mieux les conditions de frottement rencontrées en usinage, un tribomètre adapté aux configurations des pièces en composites a été spécialement mis au point au sein du laboratoire. Il permet l'identification des coefficients de frottement sur l'ensemble du domaine de coupe des composites. Une vue d'ensemble du tribomètre est illustrée sur la Figure 72.

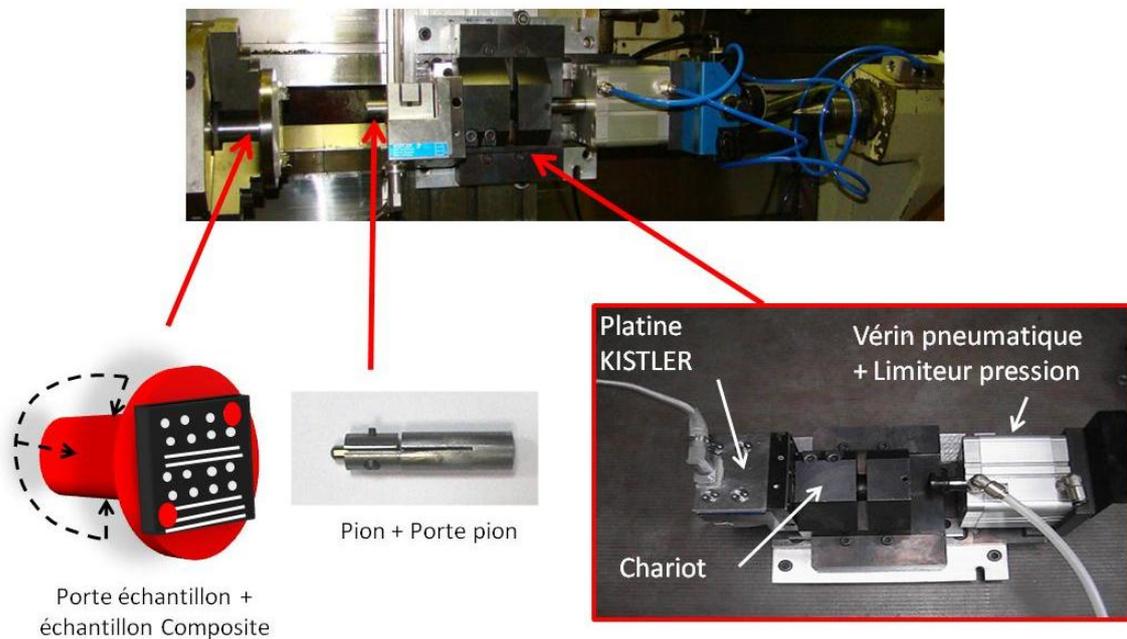


Figure 72 - Tribomètre dédié à l'étude du frottement sur les composites

Une configuration axiale de type « pion-disque amélioré » est choisie en raison de la géométrie des pièces et de l'orientation des fibres associées. En effet, pour reproduire les conditions de frottement le long de l'arête de coupe et des listels, l'essai doit être réalisé sur des fibres coupées. Pour cette raison, il n'est pas envisageable d'utiliser des barres et de réutiliser la configuration d'essai proposée dans les matériaux métalliques par Claudin et al. [Clau_10]. L'échantillon prismatique de 100 x 100 x 10 mm est prélevé dans l'épaisseur d'une plaque de composite drapée, comme le montre la Figure 73. Différentes orientations de fibres peuvent être choisies à partir de plaques unidirectionnelles ou multidirectionnelles.

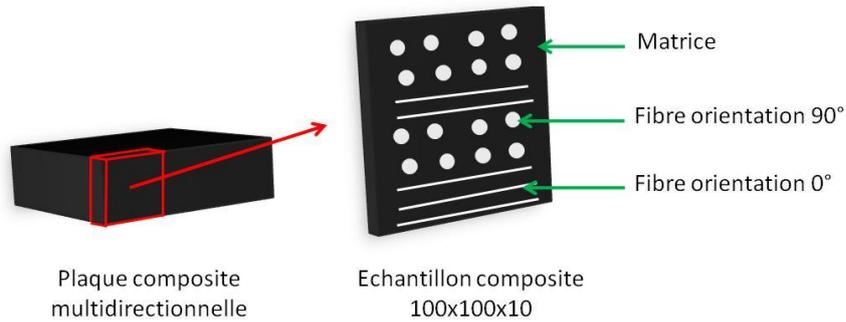


Figure 73 - Prélèvement des échantillons de frottement

L'échantillon de composite est fixé sur la partie tournante de la machine. Le pion de frottement et son système de bridage sont montés sur une platine dynamométrique de mesure d'efforts KISTLER 9121. Le contact entre le pion et l'échantillon est assuré par un chariot mis en translation et maintenu par un vérin pneumatique réglable en pression. L'utilisation d'un tour à commande numérique permet de parcourir une large gamme de vitesses de glissement V_s . Dans le cadre de l'étude, la plage $V_s = 0$ à 200 m/min est choisie car elle correspond au domaine de fonctionnement identifié en Annexe 1. Différentes pressions locales peuvent être obtenues en faisant varier le diamètre de la tête sphérique des pions et l'effort appliqué par le vérin. Deux types de trajectoires peuvent être obtenus. Elles sont illustrées sur la Figure 74. La première en spirale permet de régénérer le contact et de reproduire ainsi les contacts face de dépouille/pièce et face de coupe/copeau. Pour cela, la vitesse de glissement doit être maintenue constante tout au long de l'essai. La seconde trajectoire circulaire est très simple. Elle permet de recycler le contact pour recréer les conditions de frottement listels/paroi.

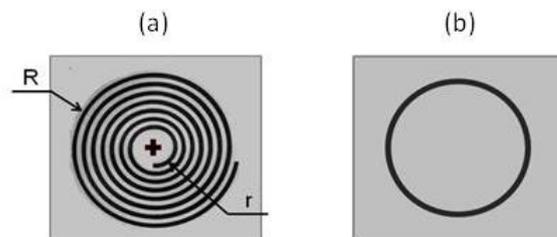


Figure 74 - Trajectoires de frottement du pion, (a) spirale, (b) circulaire

Dans le cas d'un contact régénéré, le temps de frottement est relativement faible (environ 3 s), mais suffisant pour obtenir un relevé d'effort stable et calculer le coefficient de frottement. Un exemple de courbe d'effort est illustré sur la Figure 75.

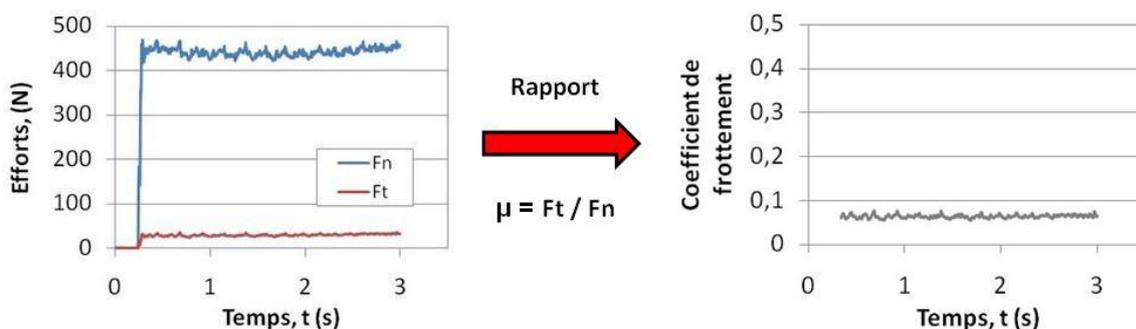


Figure 75 - Relevés d'efforts sur une trajectoire régénérée

4.2 Effet des conditions de glissement

4.2.1 Vitesse de glissement

L'effet de la vitesse sur le coefficient de frottement est présenté sur la Figure 76, pour cinq vitesses de glissement testées : 10, 50, 100, 150 et 200 m/min.

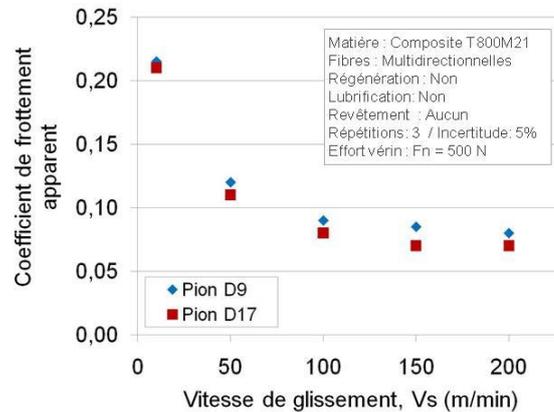


Figure 76 - Evolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse

Le coefficient de frottement présente une grande sensibilité à la vitesse de glissement. Il commence par chuter avec la vitesse, puis se stabilise à partir de 100 m/min. Il passe de 0,22 à 0,08, soit une réduction de près de 65 %. Le comportement en frottement suit les mêmes tendances que l'effort spécifique obtenu par la méthode du couple outil matière en perçage, en Annexe 1. A l'image du $V_{c\ min}$, Il existe une vitesse glissement au dessus de laquelle le frottement est minimisé.

Ces résultats sont les premiers à mettre en évidence l'effet majeur de la vitesse dans l'ensemble du domaine de coupe des composites à fibre de carbone/résine époxy. Sur la plage de vitesse comprise entre 100 et 200 m/min, les coefficients de frottement mesurés dans la zone stabilisée sont bien en dessous de ceux observés dans les alliages de titane ($\mu_{app} = 0,2$) ou dans les aciers (316L : $\mu_{app} = 0,2$ [Bonn_08] ; 42CD4 : $\mu_{app} = 0,2-0,3$ [Zem_08] ; C45 : $\mu_{app} = 0,25 - 0,4$ [Rech_09])

4.2.2 Pression de contact

Différentes pressions locales de frottement sont obtenues en faisant varier le diamètre de la tête sphérique des pions et l'effort appliqué par le vérin. Deux têtes sphériques $\varnothing 9$ ou 17 mm sont utilisées sous un effort de vérin $F_n = 500$ N. La pression estimée est respectivement de 800 et 500 MPa. Les résultats sont présentés sur la Figure 76. Le coefficient de frottement présente une légère sensibilité à la pression. Il augmente en moyenne de 10% quand la contrainte locale est plus élevée (tête sphérique de 9 mm). L'effet de la pression est donc plutôt faible ; il n'y a pas non plus d'effet d'interaction avec la vitesse. Ces observations sont en accord avec les travaux publiés par Mondelin et al. [Mond_10], qui sur une gamme de pression étendue entre 400 et 1500 MPa, n'a pas constaté d'effet de la pression.

4.2.3 Régénération

Les trajectoires recyclées (cercle) et régénérées (spirale) sont testées, puis présentées sur la Figure 77 :

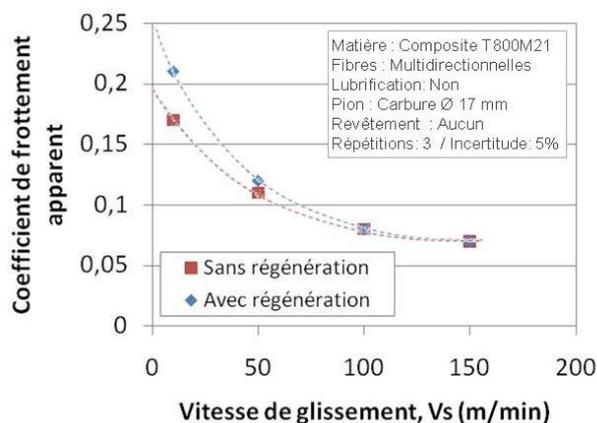


Figure 77 - Evolution du coefficient de frottement pour deux modes de régénération

Le coefficient de frottement présente une sensibilité au mode de régénération dans les basses vitesses de glissement. Un contact régénéré entraîne une diminution de 20 % à $V_s = 10$ m/min, puis l'écart entre les deux modes s'annule à partir de $V_s = 100$ m/min. Il est important de noter que dans un contact recyclé, le coefficient de frottement n'évolue pas avec le nombre de tour dès lors que le premier passage est effectué. Contrairement à ce qui est constaté dans les alliages de titane, il n'y a ici que très peu d'affinité chimique entre les éléments du composite et ceux du substrat carbure. La surface des pions présente un aspect neuf quel que soit le nombre d'essais réalisés.

4.2.4 Orientation des fibres

Différentes orientations de fibres sont testées : 0° , 90° et multidirectionnelles (alternance périodique $[-45^\circ ; 0^\circ ; 45^\circ ; 90^\circ]_n$). Les résultats sont présentés sur la Figure 78

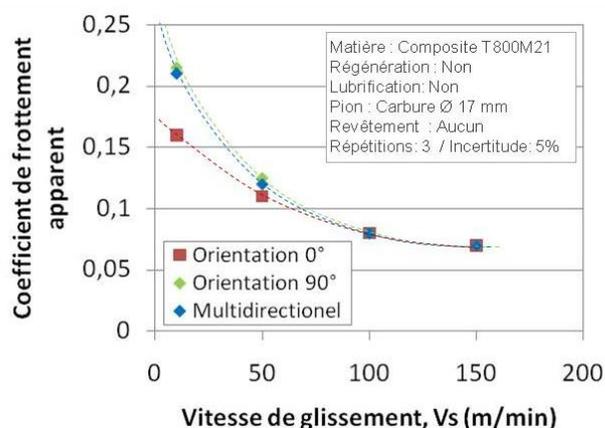


Figure 78 - Evolution du coefficient de frottement pour différente orientation de fibres

Le coefficient de frottement présente une sensibilité à l'orientation des fibres pour les basses vitesses de glissement. Le frottement sur des fibres orientée à 0° , parallèles à la vitesse de coupe entraîne une diminution de près de 25% sur le coefficient de frottement, à $V_s = 10$ m/min. Elle confirme les tendances observées par [Nayak et al. [Naya_05], mais cette différence disparaît progressivement quand la vitesse augmente. Le comportement des fibres orientées à 90° est très proche de celui observé dans un arrangement de fibres multidirectionnelles.

4.2.5 Rugosité

Deux états de surface de la calotte sphérique du pion sont testés : $R_a = 0,1 \mu\text{m}$ et $R_a = 0,4 \mu\text{m}$. Les résultats sont présentés sur la Figure 79.

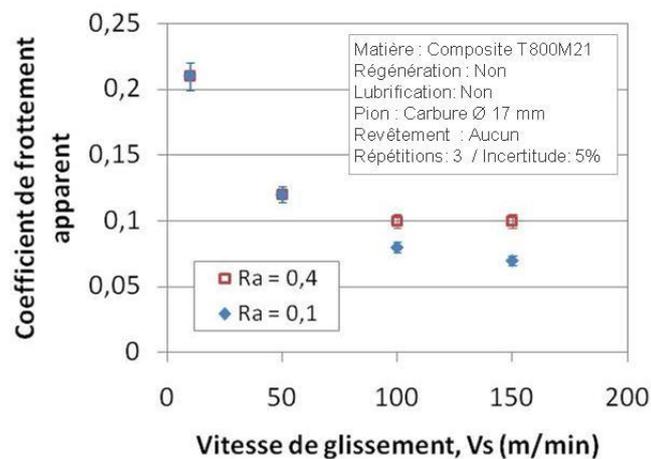


Figure 79 - Evolution du coefficient de frottement pour différente rugosité de pion

A basse vitesse de frottement, il n'y a aucun effet de la rugosité sur le coefficient de frottement. Aux environs de 100 m/min et pour les hautes vitesses, la préparation de surface joue un rôle majeur. La rugosité $R_a = 0,4 \mu\text{m}$ entraîne une augmentation de plus de 40% du coefficient de frottement, par rapport à la préparation $R_a = 0,1 \mu\text{m}$, ayant servi de référence pour l'ensemble de l'étude. Ce résultat est très intéressant et doit être pris en compte par les fabricants d'outils. La diminution des frottements à haute vitesse, et donc de l'échauffement, passe par une bonne maîtrise de l'état des surfaces, avant et après revêtement.

4.3 Synthèse sur les composites

L'étude tribologique menée sur les composites, dans des conditions d'essais représentatives de l'usinage de ces matériaux, a permis de mettre en évidence des tendances spécifiques :

- Une forte sensibilité à la vitesse de glissement est mise en évidence sur la plage de vitesse de glissement 10-200 m/min. Le coefficient de frottement apparent décroît quand la vitesse augmente. Sa valeur minimale de 0,08, mesurée pour des vitesses de glissement supérieures à 100 m/min, est très faible en comparaison de celles obtenues

dans les alliages de titane ($\mu_{\text{app}} = 0,2$) et les aciers (42CD4 : 0,6-0,3 [Zemz_2009] ; 316L : 0,4-0,3 [Bonn_08] ; C45 : $\mu_{\text{app}} = 0,6-0,4$ [Rech_09]).

- L'augmentation de la pression locale a peu d'effet sur le coefficient de frottement.
- Le mode de régénération du contact a une influence seulement à basse vitesse. A 10 m/min, le mode non-régénéré fait baisser le coefficient de frottement de 20% par rapport au mode régénéré. Au-delà de 100 m/min, il n'y a pas de différences entre les deux modes. Ce comportement est très différent de celui observé dans les alliages de titane. En perçage, le contact non-régénéré entre la paroi et les listels est donc moins sévère dans les composites.
- L'orientation des fibres joue un rôle important à basse vitesse. A 10 m/min, le coefficient de frottement le plus faible est obtenu quand les fibres sont parallèles à la direction de la vitesse, soit l'orientation 0° . L'écart est alors de 30 % par rapport à une orientation à 90° ; puis cette différence s'atténue pour s'annuler à une vitesse de 100 m/min.

Chapitre 3

Chaleur dans le Ti6Al4V

Le perçage des alliages de titane est une opération qui réunit un grand nombre de difficultés liées à la production intense de chaleur. L'échauffement doit être réduit au minimum afin d'améliorer la productivité et la qualité des pièces. Un bilan énergétique est proposé pour localiser les zones les plus sollicitées. Le comportement du Ti6Al4V est comparé à celui de l'acier C45, largement étudié dans la littérature, afin d'analyser les différences de comportement. La forte contribution des listels dans le Ti6Al4V est dès lors clairement mise en évidence. Elle sera étudiée dans un premier temps, afin d'identifier les paramètres influents, de comprendre les origines du phénomène, d'estimer le flux thermique généré dans le contact avec la pièce et de proposer une géométrie de listel réduisant le chargement thermique tout en maintenant un guidage suffisant. La contribution thermique de l'arête de coupe fera également l'objet d'une étude particulière, pour apporter des arguments supplémentaires dans le choix des conditions de coupe et de la géométrie de l'outil. Plusieurs méthodes sont proposées pour identifier et modéliser les chargements thermiques, afin d'alimenter les modèles numériques qui pourront prédire les conséquences induites par la coupe sur la pièce et l'outil.

1. Bilan de puissance en perçage

Cette étude propose de localiser les zones de forte production énergétique lors du perçage de l'alliage Ti6Al4V. La contribution des différentes parties actives de l'outil est analysée par une approche expérimentale, basée sur la mesure du couple consommé par l'âme, les arêtes de coupe, les listels et les goujures. Le comportement mis en évidence dans l'alliage de titane est comparé à celui observé dans les aciers, pour les mêmes conditions de travail.

1.1 Moyens expérimentaux

Les essais de perçage instrumentés en efforts sont réalisés sur un centre d'usinage trois axes à commande numérique, illustré sur la Figure 80.



Figure 80 - Essais de perçage instrumentés sur centre d'usinage 3 axes

Le diamètre des trous est fixé à $\varnothing 12$ mm pour l'ensemble de l'étude. Ils sont percés avec des forets hélicoïdaux à deux arêtes de coupe, en carbure de tungstène cobalt (WC-Co), non-revêtus, de référence SECO SD203A-12.0-36-12R1-T. L'arrosage par le centre outil est assuré par une émulsion à 7% sous 40 bars de pression en sortie de pompe. Une condition de coupe est prise en référence dans le domaine de fonctionnement de l'outil (Annexe 1 – COM), soit $V_c = 90$ m/min et $f = 0,15$ mm/tr sous arrosage. L'outil est monté sur un capteur dynamométrique piézoélectrique KISTLER 9123C avec une pince de précision D29. Quatre composantes d'efforts (F_x , F_y , F_z et M_z) sont mesurées et transmises par ondes hertziennes au stator. La chaîne d'acquisition est constituée d'un amplificateur de charge, d'une carte d'acquisition et d'un logiciel de traitement du signal DASYPALAB 10. Les échantillons sont bridés de façon à réaliser des trous débouchants. Les épaisseurs des plaques de Ti6Al4V (phase α - β) et d'acier C45 valent respectivement 18 mm et 23 mm.

1.2 Etapes de formation du trou / Comparaison entre Ti6Al4V et C45

Les signaux d'efforts permettent de suivre les étapes de formation du trou. L'effort d'avance F_z et le couple M_z sont les deux signaux utilisés à cet effet. Les composantes radiales F_x et F_y sont nulles car elles s'équilibrent sous l'action simultanée des deux arêtes de coupe. Le comportement du Ti6Al4V est comparé à celui de l'acier C45 dans des conditions strictement identiques (outil, conditions de coupe, arrosage, machine, etc), afin de comparer l'intensité des sollicitations de chacune des parties actives de l'outil. L'évolution synchronisée de l'effort F_z et du couple M_z dans le Ti6Al4V est présentée sur la Figure 81 ; celle de l'acier C45 est illustrée sur la Figure 82,

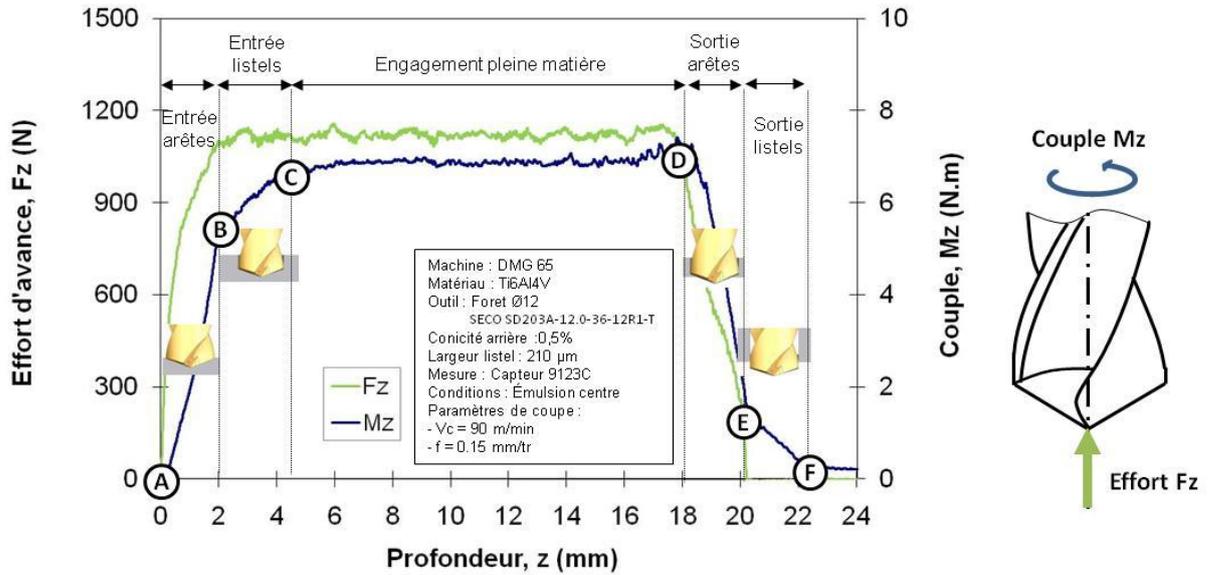


Figure 81 – Evolution de l’effort F_z et du couple M_z dans l’alliage Ti6Al4V

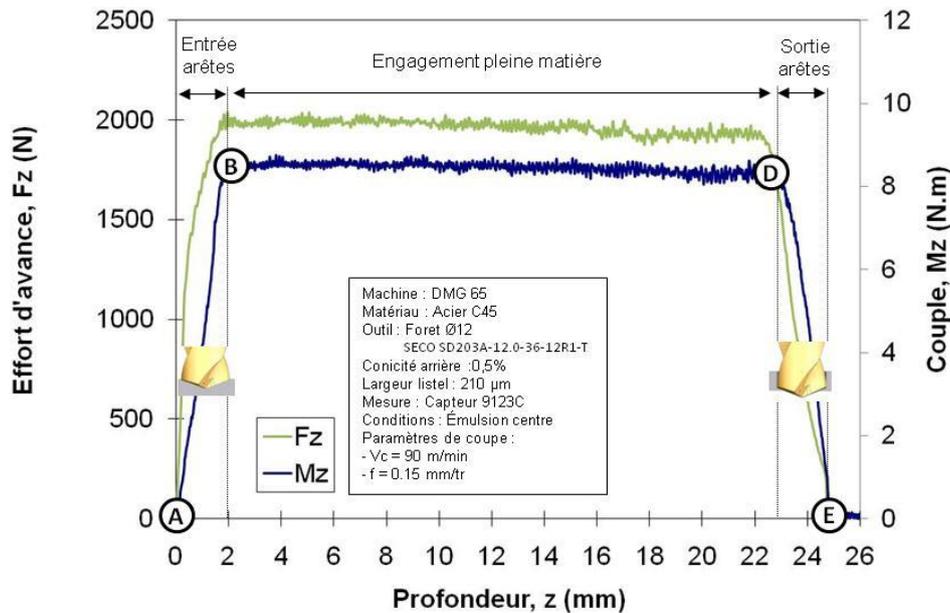


Figure 82 – Evolution de l’effort F_z et du couple M_z dans l’acier C45

Les différentes étapes de formation du trou sont repérées pour chacun des deux matériaux à l’aide de lettres allant de A à F. Entre A et B, l’effort d’avance F_z et le couple M_z augmente de façon non linéaire. Quel que soit le matériau, l’entrée progressive de l’âme et des arêtes de coupe génère une contribution qui suit l’évolution de la géométrie locale de coupe le long de l’arête [Claudin]. Une différence significative de comportement est ensuite observée entre le Ti6Al4V et l’acier C45 après l’entrée complète de la pointe. De B à C, le couple continue d’augmenter dans le Ti6Al4V, suivant une pente différente de celle observée précédemment. L’effort d’avance reste quant à lui quasi constant pour les deux matériaux. L’entrée progressive des listels dans la matière apporte une contribution tangentielle non négligeable lors du perçage du Ti6Al4V. La conicité arrière du foret permet ensuite de rompre le contact avec la matière

et ainsi de stabiliser le phénomène entre les repères C et D. Entre D et E, la sortie de la pointe suit le comportement inverse de celui observé entre A et D. A cette étape, le trou est complètement formé, l'effort d'avance s'annule donc pour les deux matériaux. Dans le Ti6Al4V, les listels exercent un couple résistant au contact de la paroi du trou. Cette contribution décroît progressivement entre E et F, en suivant la tendance inverse de celle observée entre B et C.

1.3 Puissances consommées

Le perçage est une opération de coupe qui combine une vitesse de coupe tangentielle V_c , et une vitesse d'avance axiale V_f . Le calcul de la puissance mécanique totale est donné par la relation (23)

$$P = F_z \cdot V_f + M_z \cdot \omega \quad (23)$$

F_z : Effort d'avance (N)
 M_z : Couple (N.m)

V_f : Vitesse d'avance (m.s⁻¹)
 ω : Vitesse de rotation (rad.s⁻¹)

En pratique, quand V_c varie de 10 à 90 m/min, V_f passe de 0,04 à 0,6 m/min, soit un facteur moyen de 200. Les efforts d'avance sont de l'ordre de 1000 à 1600 N, pour des efforts de coupe compris entre 900 et 1500 N. La contribution axiale peut donc être négligée car elle ne représente que 0,5% de la puissance globale. La puissance peut donc être estimée à l'aide de la relation (24).

$$P \approx M_z \cdot \omega \quad (24)$$

Le calcul de la puissance consommée se base donc sur la mesure du couple M_z . Pour connaître la contribution des différentes parties actives de l'outil, il est nécessaire de relever le couple consommé en cinq points caractéristiques, identifiés sur un signal de couple incluant la remontée de l'outil, illustré sur la Figure 83.

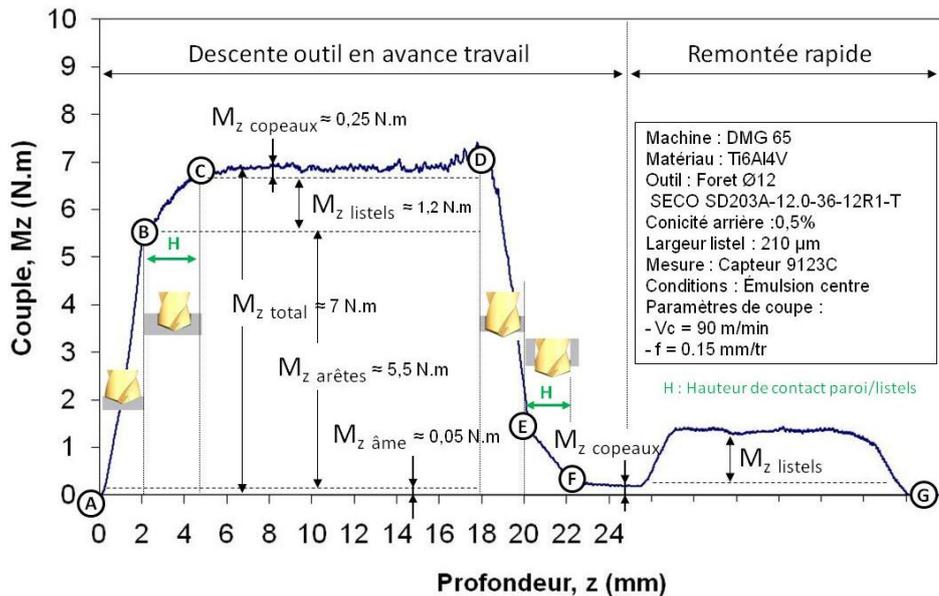


Figure 83 – Points caractéristiques à relever pour le bilan de puissance

1.3.1 Contribution de l'âme

Au centre du foret, l'âme est la première à pénétrer dans la matière. Sa géométrie de coupe fortement négative refoule la matière plutôt que de former un copeau, comme le montre la Figure 84.

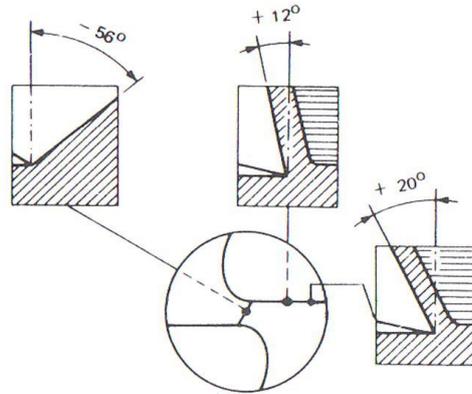


Figure 84 – Formation du copeau en perçage [Tang_93]

Du point de vue des efforts, cela se traduit par une augmentation instantanée de l'effort de d'avance F_z lorsque le foret entre en contact avec la matière. Par contre, le couple M_z $_{\text{âme}}$ généré par ce phénomène est relativement faible et présente un retard par rapport à F_z , selon Claudin et al. [Clau_08]. Un amincissement par affûtage, permet de limiter ce phénomène en réduisant l'épaisseur de l'âme a et sa hauteur b , illustrée sur la Figure 85.

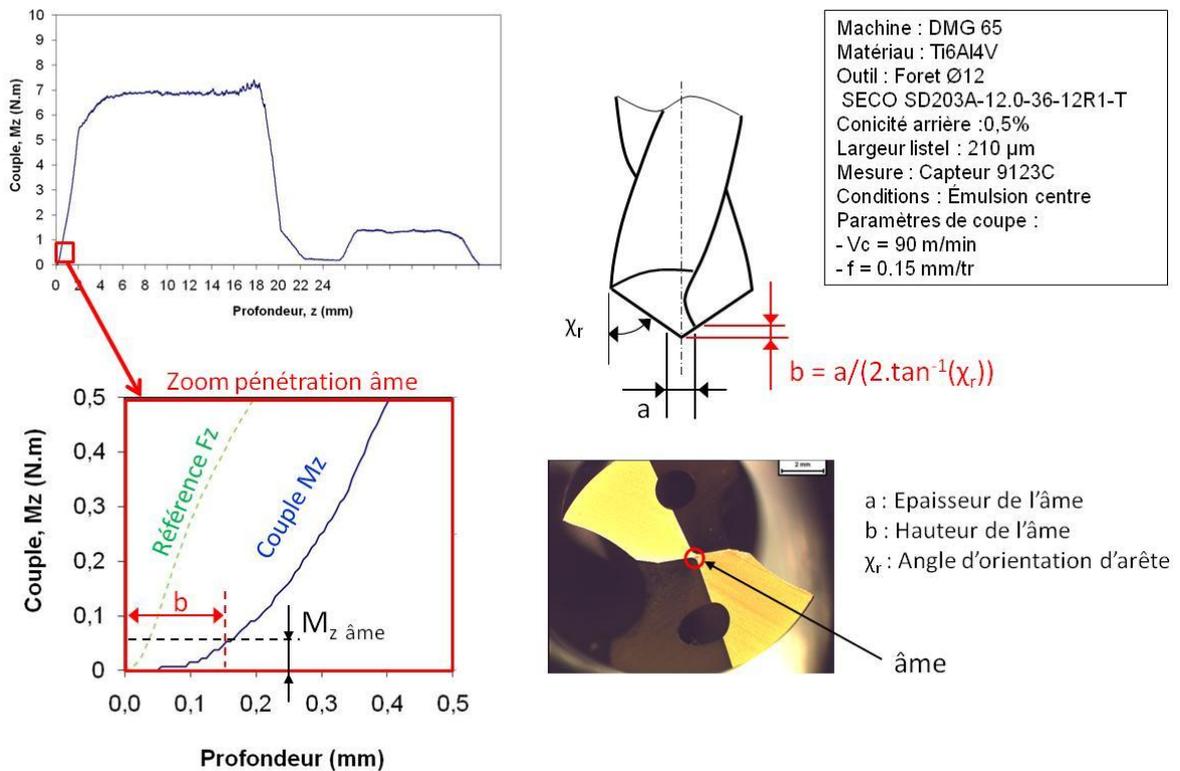


Figure 85 - Pénétration de l'âme au point A

Le couple $Mz_{\text{âme}}$ consommé par l'âme est donc mesuré quand la profondeur de perçage vaut b . Il est estimé à 0,05 N.m pour la configuration de référence illustrée sur la Figure 83.

1.3.2 Contribution des arêtes de coupe

Les arêtes centrales et principales du foret SECO SD203A-12.0-36-12R1-T, servant de référence à l'étude, sont illustrées sur la Figure 86.

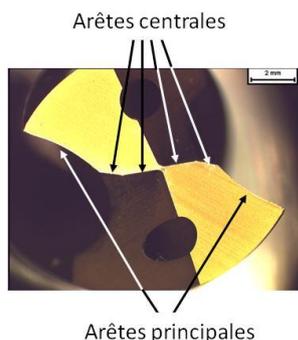


Figure 86 - Géométrie de coupe du foret SECO SD203A-12.0-36-12R1-T

L'action de coupe des ces arêtes contribue à l'élévation du couple jusqu'à la valeur mesurée au point B, repérée sur la Figure 83. Le couple $Mz_{\text{arêtes}}$ consommé par la formation du copeau est donné par la relation (25) et vaut 5,5 N.m pour la configuration de référence.

$$Mz_{\text{arêtes}} = Mz_{\text{point B}} - Mz_{\text{âme}} \quad (25)$$

1.3.3 Contribution des listels – point C

Les listels ont pour fonction de guider le foret lors du travail en pleine matière. La contribution complémentaire induite par le frottement des listels dans le Ti-6Al-4V est non négligeable. Sur une hauteur noté H , les listels sont en contact avec la paroi du trou, comme illustré sur la Figure 87. Le couple consommé est donné par la relation (26). Il engendre un couple de 1,2 N.m pour la configuration de référence illustrée sur la Figure 83.

$$Mz_{\text{listels}} = Mz_{\text{point C}} - Mz_{\text{arêtes}} \quad (26)$$

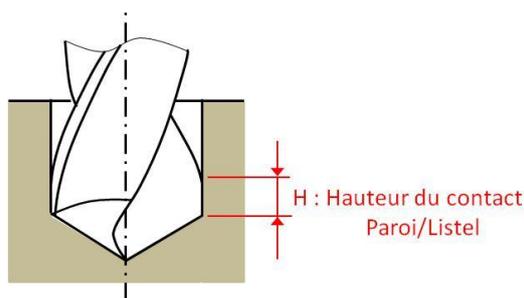


Figure 87 – Illustration du contact paroi/listel

Remarque : Il est intéressant d’observer une contribution similaire lors de la remontée rapide de l’outil entre les points F et G.

1.3.4 Contribution des copeaux – point F

L’évacuation du copeau est un enjeu majeur en perçage. L’accumulation des copeaux dans la goujure augmente au fur et à mesure de l’engagement de l’outil dans le trou. La contribution maximale peut être observée au point F, quand la totalité des arêtes et des listels a débouché de la matière. La goujure est alors complètement saturée en copeaux. Le couple consommé par le frottement des copeaux est donné par la relation (27) et vaut 0,25 N.m pour la configuration de référence illustrée sur la Figure 83.

$$M_{z_{copeaux}} = M_{z_{point F}} \quad (27)$$

Remarque : Il est important de vérifier que le signal du couple s’annule ensuite au point G, lorsque l’outil est complètement remonté et n’est plus en contact avec la matière. Si ce n’est pas le cas, la dérive du signal doit être compensée.

1.3.5 Comparaison entre Ti6Al4V et acier C45

La répartition de l’ensemble des contributions est présentée pour la condition de référence. La tendance dans les alliages de titane est illustrée sur la Figure 88.

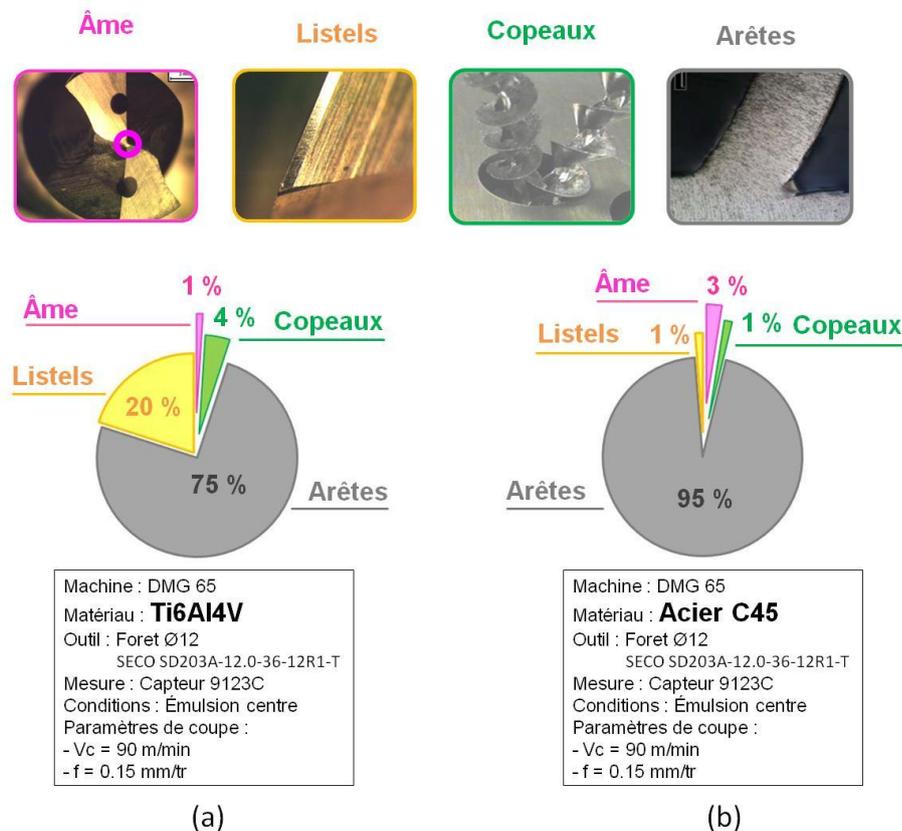


Figure 88 – Répartition des puissances consommées dans le perçage de (a) l’alliage Ti-6Al-4V (b) l’acier C45

Le contact paroi/listels représente 20% de la puissance globale. Cette contribution est calculée à l'aide de la relation (28)

$$\psi = \frac{Mz_{Listels}}{Mz_{Total}} \quad (28)$$

$Mz_{listels}$: couple consommée par le guidage du foret (N.m)

Mz_{Total} : Couple total (N.m)

Elle apporte une surproduction de chaleur qui affecte directement l'intégrité de surface du trou. Elle doit être réduite pour garantir un échauffement minimisé du trou dans la zone de guidage. L'évacuation du copeau représente seulement 4%. Des copeaux fragmentés et une profondeur relativement faible (1,5 fois le diamètre) permettent d'obtenir une faible contribution. L'âme a également très peu d'effet, elle représente moins de 1% de la puissance globale. Les contributions cumulées de l'évacuation du copeau et de l'âme seront négligées pour la suite de l'étude. Le reste de la puissance est généré par l'enlèvement de matière. Dans le perçage des alliages de titane, seulement 75% est consommé par la coupe, alors que dans une opération non-encapsulée ne nécessitant pas de guidage, telle que le tournage ou le fraisage, La majeure partie de la puissance est utilisée pour la formation du copeau. La répartition de puissance obtenue dans le perçage de l'acier C45 montre que les listels sont très peu sollicités, environ 1%, en comparaison des 20% observés dans le Ti-6Al-4V. Les propriétés du matériau semblent donc jouer un rôle très important. Le rendement de l'opération de perçage est bien plus intéressant dans le cas de l'acier C45. Près de 95% de la puissance totale est mis en œuvre pour la formation des copeaux.

Ces observations simples sont très enrichissantes. Elles donnent les objectifs à atteindre pour diminuer la contribution des listels et optimiser le perçage des alliages de titane, tout en assurant un guidage suffisant des listels. Le contact entre la paroi et les listels est un véritable enjeu pour limiter le surplus énergétique lié au frottement des listels ; c'est ce qui a motivé le développement des travaux scientifiques sur la compréhension des phénomènes dans le contact, présentés dans la suite de l'étude.

2. Analyse de la contribution des listels

Le contact des listels sur la paroi est une spécificité des alliages de titane. Cette partie de l'étude est consacrée à l'analyse du phénomène de resserrement du trou. Les attentes dans ce domaine sont très fortes, tant du point de vue scientifique qu'industriel. Les mécanismes physiques qui régissent ce phénomène sont méconnus.

Sans attention particulière portée sur les listels, l'usinage du Ti6Al4V peut s'avérer extrêmement traumatisant pour l'outil et la pièce. La Figure 89 illustre l'intensité du phénomène lorsqu'un foret standard est utilisé. Le frottement des listels sur la paroi du trou entraîne l'adhésion d'une épaisse couche titane. Le dépôt se forme sur une hauteur de plusieurs millimètres. Ces observations préliminaires sur l'outil sont en accord avec celles de de Cantero et al. [Cant_05] et Sandvik [Sand_04]. Elles ne sont pas l'effet d'un phénomène parasite isolé.

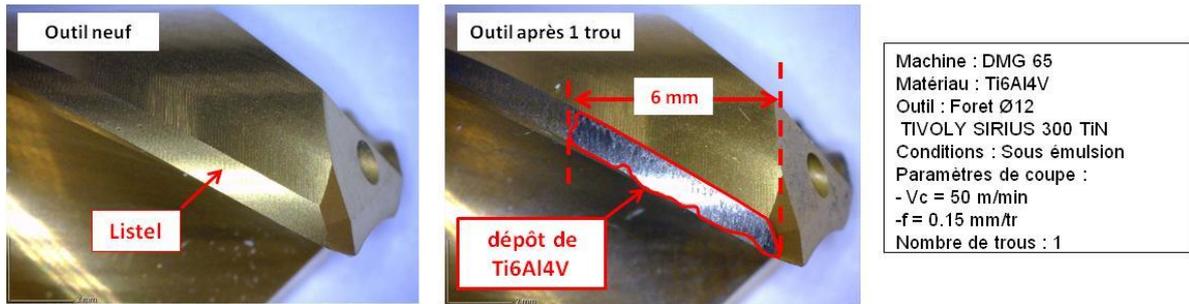


Figure 89 – Dépôt de Ti6Al4V sur les listels

La dégradation de l'outil est constatée dès le premier trou, puis elle s'amplifie à chaque nouveau perçage. Un endommagement thermique de la paroi peut être observé dès le premier trou. L'apparition d'une phase blanche ou « couche blanche » est illustrée sur la Figure 90.

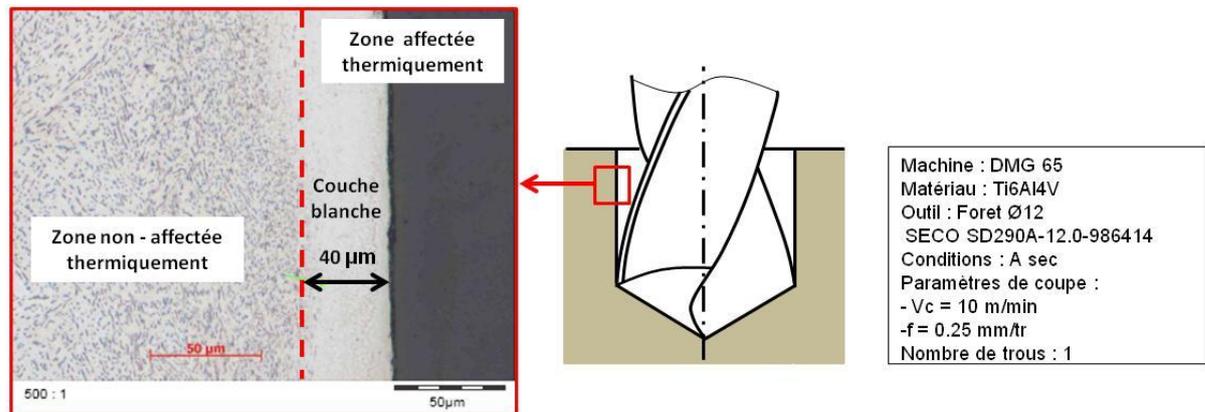


Figure 90 – Endommagement thermique de la paroi du trou

La zone affectée thermiquement s'étend sur une épaisseur de 40 µm. Ce changement de microstructure est caractéristique d'un échauffement intense de la paroi. Les propriétés de la matière sont localement modifiées ; ce qui nuit à son intégrité. L'état de contrainte du trou est vraisemblablement fortement affecté. Malheureusement, la mesure des contraintes résiduelles dans le trou est difficile à mettre en œuvre sur des petits diamètres. L'intensité et surtout le signe des contraintes en peau ne peuvent être obtenus expérimentalement, pourtant cette information est fondamentale pour prédire la tenue mécanique en fatigue des pièces en service.

Aux vues des constatations précédentes, la compréhension du resserrement de la matière sur les listels est un verrou scientifique à lever. Pourtant très peu de travaux scientifiques ont été menés sur ce phénomène. Le retour de la matière en perçage est souvent justifié par le retour élastique, propre au module de Young de chaque matériau Brinksmeier et al. [Brin_02]. Les distorsions thermiques générées par le passage des listels ne sont que très rarement évoquées. Seules les études proposées par Bono et al. [Bono_01] et Kalidas et al. [Kali_02] dans le cas du perçage des alliages d'aluminium, constatent que la contraction de la matière tend à diminuer la taille du trou, tandis que l'expansion de l'outil tend à l'accroître. La Figure 91 illustre l'état des constatations bibliographiques sur le retour de la matière dans les alliages de titane.

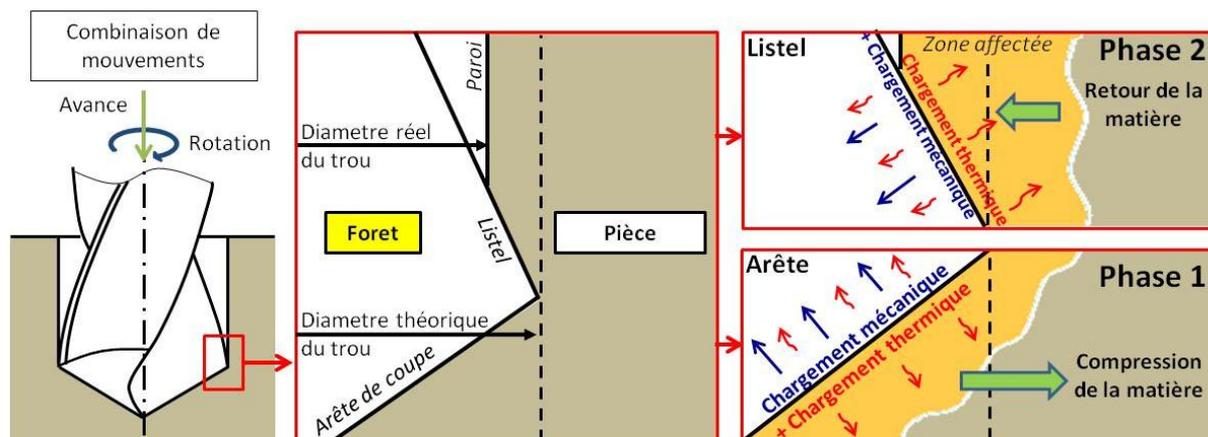


Figure 91 – Illustrations du retour de la matière en perçage

Dans une première phase, l'action des arêtes de coupe génère un chargement mécanique, ainsi qu'un chargement thermique qui se diffuse dans l'outil et dans le fond du trou. La future paroi subit une action mécanique de compression et reçoit une partie du flux de chaleur. Après le passage de l'arête, une seconde phase est observée. La paroi fraîchement générée revient élastiquement en direction du centre du trou. Une action mécanique et un flux de chaleur se créent entre le listel et la paroi.

Quand bien même le retour élastique est admis de tous, il semble néanmoins important de s'intéresser à l'effet des chargements thermiques sur le diamètre des trous et de modéliser les mécanismes du retour de la matière sur les listels, dans le perçage des alliages de titane :

- Une étude expérimentale est proposée pour quantifier les effets des conditions de coupe et des paramètres outil sur le resserrement du trou
- Une modélisation du chargement thermique sur les listels est proposée
- Une approche numérique complémentaire est utilisée pour comprendre les mécanismes de dilatation thermique de la paroi

2.1 Etude expérimentale

2.1.1 Conditions essais

2.1.1.1 Choix des géométries d'outils

La géométrie des listels est définie par deux paramètres, illustrés sur la Figure 92 : la largeur des listels w , mesuré dans le plan Pp, et la conicité arrière du foret c .

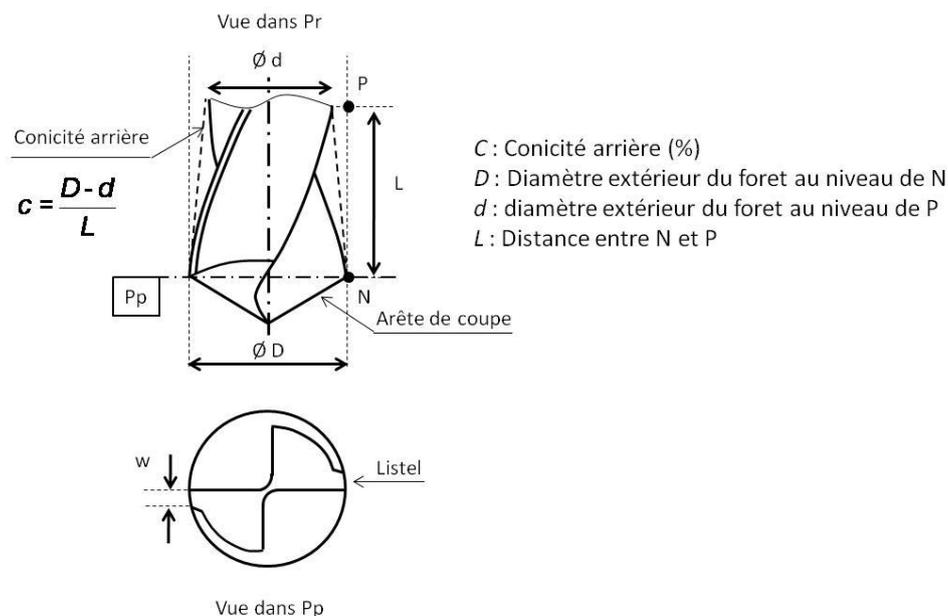


Figure 92 – Paramétrage de la géométrie des listels

Dans la majeure partie des cas, les fabricants d'outils choisissent ces dimensions de manière à prévoir le plus grand nombre de réaffutages possibles. C'est donc un critère économique, plutôt que fonctionnel. Dans les aciers, les dimensions standards pour la largeur des listels varient entre 800 et 1000 μm , tandis que la conicité arrière est généralement comprise entre 0,26 et 1,8 %.

Dans les alliages de titane, la contribution des listels doit être limitée. La largeur doit à priori être réduite, tandis que la conicité arrière augmentée. Cinq géométries de listels ont été fabriquées pour cette étude. Les différentes combinaisons sont présentées dans le Tableau 1.

n° foret	Largeur listels w (μm)	Conicité arrière c (%)	Référence
1	860	0,26	SD290A-12.0-986414
2	860	0,5	SD290A-12.0-986431
3	210	0,26	SD290A-12.0-986438
4	210	0,5	SD203A-12.0-36-12R1-T
5	210	1	SD290A-12.0-9821145

Tableau 1 – Géométries des listels testés

Deux largeurs de listels sont comparées, 860 et 210 μm , ainsi que trois conicités arrière 0.26, 0.5 et 1%. La géométrie d'arête est identique sur chacun des forets et correspond au foret de référence SECO SD203A-12.0-36-12R1-T, soit l'outil n°4. Les modifications géométriques des outils ne modifient ni l'état de contrainte mécanique, ni l'échauffement du fond du trou. L'effet des listels sur le resserrement du trou est ainsi isolé de l'action de l'arête de coupe.

2.1.1.2 Choix des conditions de coupe

Le choix des conditions de coupe est fonction de l'outil et des conditions de lubrification choisies. Les forets n° 1, 2 et 3 proposés dans le Tableau 1 ne peuvent pas être utilisés à sec, sinon l'endommagement mécanique et thermique des listels devient rapidement catastrophique. L'inflammation des copeaux est dangereuse pour l'opérateur et l'environnement machine. Pour des raisons de sécurité, il est préférable de mener l'étude de sensibilité sous arrosage. Par contre, les forets N°4 et 5 peuvent être utilisés sous arrosage ou à sec. La Figure 93 compare la contribution des listels en fonction des conditions opératoires f et V_c .

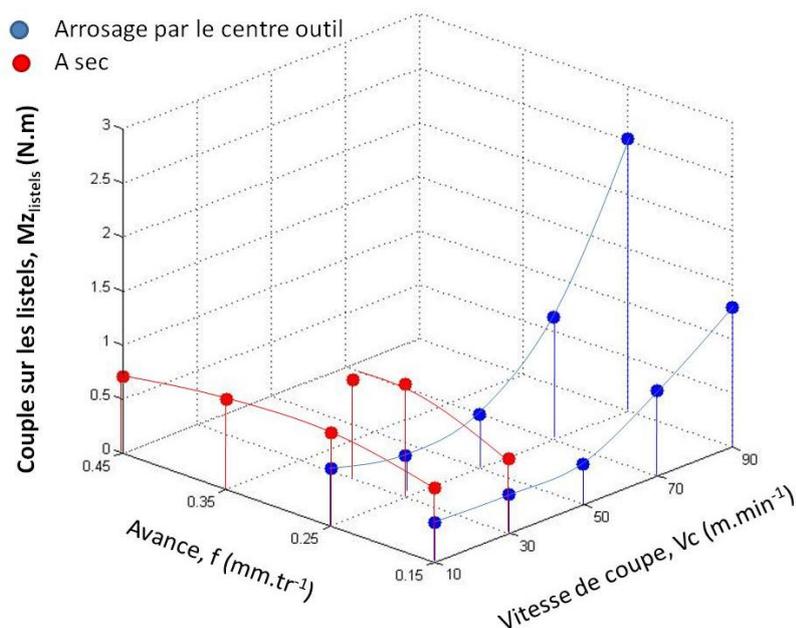


Figure 93 – Comparaison de la contribution des listels sous arrosage et à sec

Sur la plage de conditions de coupe commune, la contribution des listels est plus réduite sous émulsion qu'à sec. Néanmoins, le phénomène de resserrement du trou est bien présent et évolue suivant les conditions de coupe choisies. Ces constatations préliminaires confortent l'idée selon laquelle l'étude de sensibilité peut-être menée sous arrosage. De plus, un plus grand nombre de conditions de coupe peut être testé. La plage d'étude est donc étendue à cinq vitesses de coupe, testées entre 10 et 90 m/min. Les avances choisies varient de 0,15 et 0,25 mm/tr. Ces conditions ont été validées expérimentalement et comparées avec les données du fabricant d'outils SECO, pour la référence SD203A-12.0-36-12R1-T (Foret n°4). Il est important de souligner que les conditions de coupe agissent sur l'état de contrainte mécanique et l'échauffement du fond du trou. L'évolution du chargement mécanique est présentée sur la Figure 94.

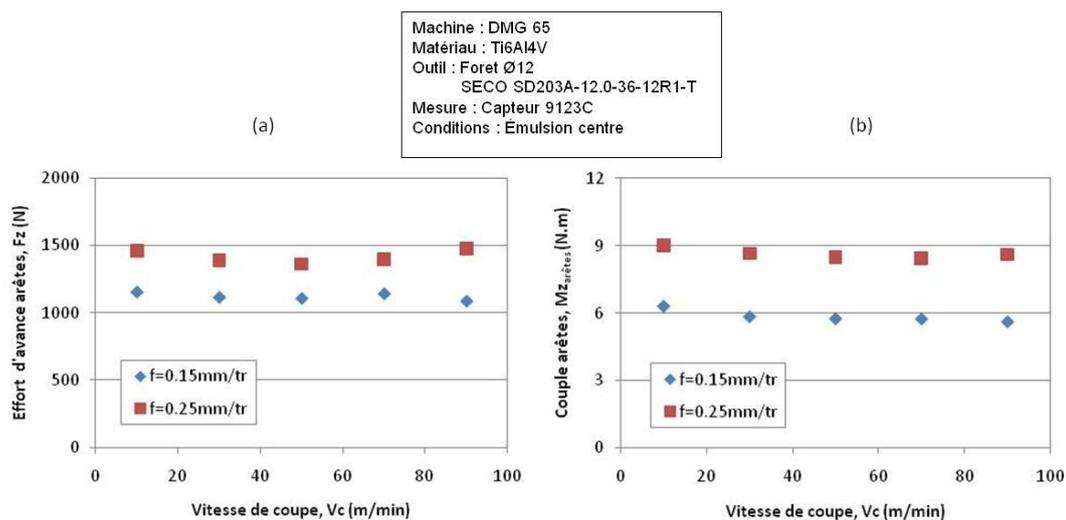


Figure 94 – Evolution du chargement mécanique exercé par l'arête sur le fond du trou pour différents paramètres de coupe, du point de vue (a) de l'effort d'avance et (b) du couple

La vitesse de coupe ne modifie que très peu l'effort d'avance f_z et le couple M_z sur les listels. Son effet mécanique sur le chargement au fond du trou peut-être négligé. Par contre, bien que le chargement thermique sur l'arête ne soit pour l'instant pas quantifié, il est admis que l'échauffement augmente avec la vitesse. En ce qui concerne l'avance, son action sur l'effort d'avance et sur le couple est très forte. L'état de contrainte du fond du trou et de la future paroi est ainsi modifié. Par contre, son effet thermique est méconnu.

2.1.1.3 Protocole de quantification du resserrement du trou

Le resserrement du trou sur les listels est très délicat à quantifier. C'est un phénomène de faible amplitude, de quelques dizaines de microns, qui évolue avec la température du trou. Plusieurs protocoles ont été mis en œuvre pour quantifier l'écart entre la dimension du foret et celle du trou. Le premier est illustré sur la Figure 95.

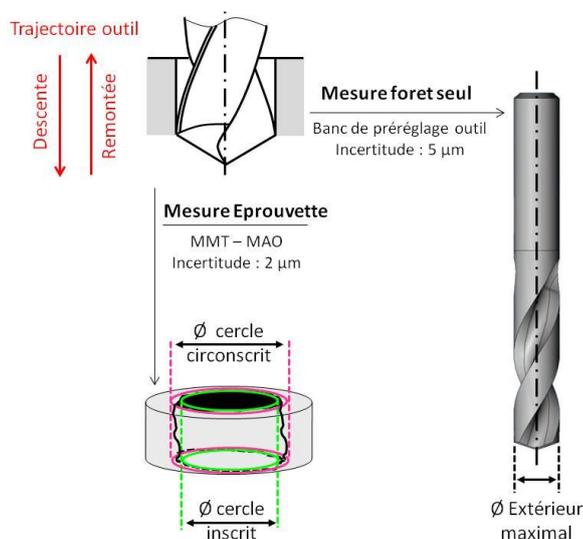


Figure 95 – Identification du resserrement du trou suivant le protocole n°1

Le trou est réalisé suivant le déroulement conventionnel de l'opération de perçage. Le foret descend dans la matière, puis remonte à travers le trou qui vient d'être réalisé. Le trou est ensuite mesuré sur une machine à mesurer tridimensionnelle, afin d'extraire les diamètres des cercles inscrits et circonscrits à différentes profondeurs. Le foret est quand à lui mesuré sur un banc de préréglage outil, afin d'extraire le diamètre extérieur maximal au niveau des becs. Les diamètres du trou et du foret sont ensuite comparés. Ce protocole classique apparaît cohérent au premier abord, pourtant il est loin d'être satisfaisant pour cette étude. Trois raisons à cela. Premièrement à la remontée de l'outil, les becs viennent ré-usiner la paroi du trou et modifient ainsi son diamètre. Deuxièmement, la mesure de l'outil seul ne permet pas de connaître le diamètre enveloppe réellement décrit par les becs de l'outil en condition de travail sur machine. Troisièmement il s'agit de mesures réalisées après refroidissement et non dans les conditions d'échauffement de l'opération. Elles ne peuvent donc pas être corrélées au couple sur les listels créé en cours de perçage. Les mesures réalisées suivant ce protocole confirment le rétrécissement du trou mais n'ont pas la précision suffisante pour comparer différentes conditions d'essais entre elles.

Le second protocole est illustré sur la Figure 96.

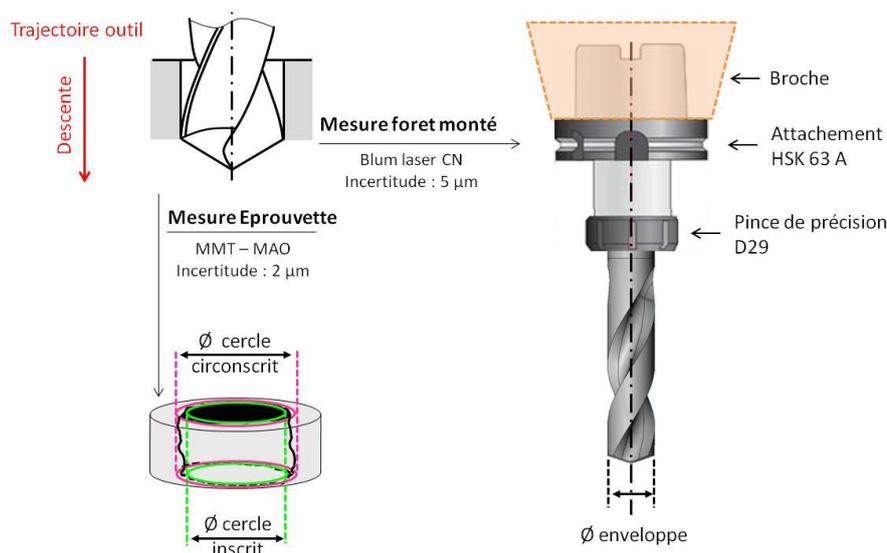


Figure 96 – Identification du resserrement du trou suivant le protocole n°2

Le trou est réalisé suivant un déroulement non-conventionnel. En effet, le foret n'est pas remonté à travers le trou, mais sorti par le bas après le desserrage de la pince. Ainsi, la mesure du trou n'est pas faussée par l'action des becs de l'outil. La mesure du foret est quant à elle réalisée avant le perçage, à l'aide d'un équipement laser intégré à la machine. Ainsi, le diamètre enveloppe de l'outil est estimé en prenant en compte le faux rond des différents éléments entre l'outil et la broche. Il est ensuite comparé au diamètre du trou. Ce protocole apporte plus de précision que le premier ; néanmoins il est très contraignant en temps de manipulation. L'outil est démonté à chaque trou, puis séché avant d'être mesuré. Comme pour le premier protocole, la quantification du retour matière ne se fait pas dans les conditions d'échauffement de l'opération de perçage.

Le troisième protocole expérimental est une proposition originale qui consiste à utiliser la mesure du couple en cours de perçage. Connaissant la conicité arrière du foret et la hauteur de contact H , illustrée sur la Figure 97, il est possible géométriquement d'estimer le resserrement diamétral Δd , à l'aide de la relation (29).

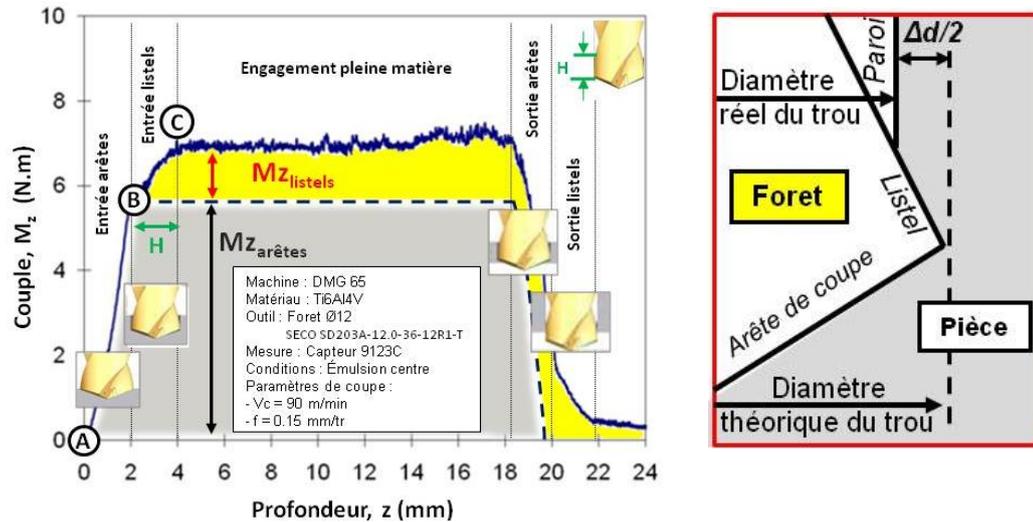


Figure 97 – Evolution du couple en fonction de la profondeur de perçage

$$\Delta d = H.c \quad (29)$$

Δd : Resserrement du trou

c : Conicité arrière (%)

H : Hauteur de contact paroi/listel (mm)

Le nombre de passages de listels n , vu par une même portion de paroi peut également être estimé, à l'aide de la relation (30).

$$n = \frac{z.H}{f} \quad (30)$$

n : Nombre de passages de listels

z : Nombre de dents

H : Hauteur de contact paroi/listel (mm)

f : Avance (mm/tr)

Ce protocole permet d'observer le resserrement de la matière sur les listels au moment même où il se produit, contrairement aux propositions précédentes utilisant des moyens de mesure conventionnels. Il offre un niveau de précision inférieur à 10%, permettant de différencier les effets des diverses conditions expérimentales souhaitant être testées. Sa mise en œuvre est simple et rapide. L'ensemble des essais de la suite de cette étude est post-traité suivant cette méthode.

2.1.2 Effet des conditions de coupe

Le resserrement du diamètre du trou Δd et la hauteur de contact paroi/listels H sont représentés sur la Figure 98, pour chacune des combinaisons d'avances et de vitesses.

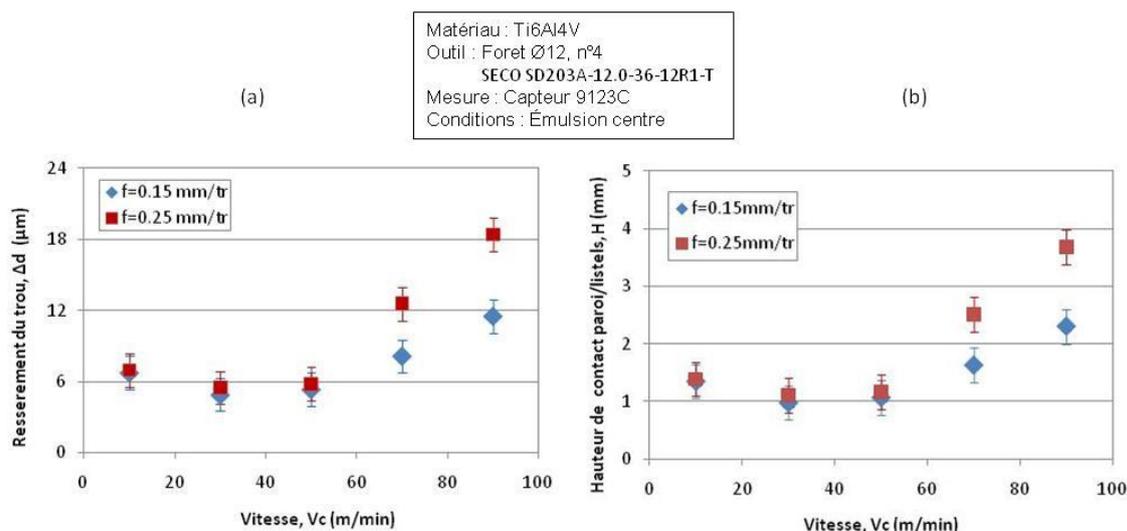


Figure 98 – Effet des paramètres de coupe sur (a) le resserrement du trou et (b) la hauteur de contact paroi/listels constatées pour différents paramètres de coupe

Sur la plage de vitesses de coupe comprise entre 0 et 50 m/min, Δd et H sont relativement indépendants des conditions de coupe. Le resserrement du trou est d'environ 6 μm . Le listel est ici sollicité sur une hauteur H de l'ordre de 1 mm. Sur la plage de vitesses comprise entre 50 et 90 m/min, le retour de la matière augmente brusquement. La réponse du système montre ici une forte sensibilité à la vitesse de coupe. Il existe également une forte interaction entre l'avance et les hautes vitesses de coupe. Le resserrement du trou est alors maximal pour la combinaison $V_c = 90$ m/min et $f = 0,25$ mm/tr. Dans ce cas, Δd est supérieur à 18 μm et H atteint près de 4 mm.

L'évolution du couple de frottement M_z listels, la contribution des listels ψ par rapport au couple total, ainsi que le nombre de passages de listels n vu par une même portion de paroi, sont représentés sur la Figure 99.

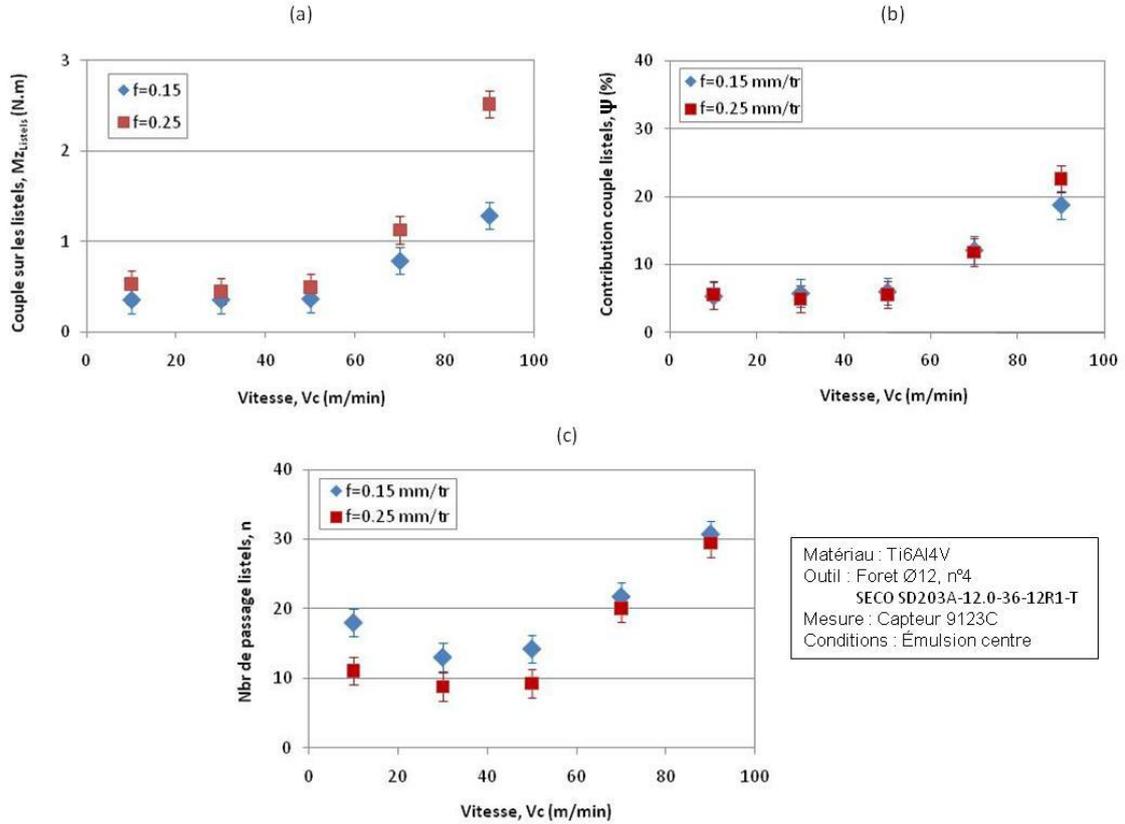


Figure 99 – Effet des paramètres de coupe sur, (a) le couple de frottement des listels, (b) le rapport ψ , (c) le nombre de passages vu par une portion de matière

Sur la plage de vitesses de coupe comprise entre 0 et 50 m/min, le couple sur les listels $Mz_{listels}$ est constant. Le rapport ψ est d'environ 5 % quelle que soit la vitesse de coupe et l'avance choisie. Le nombre de passages de listels est plus faible lorsque l'avance est importante. Il est d'environ 10 passages pour une avance de 0,25 mm/tr, alors qu'il est aux alentours de 15 pour $f = 0,15$ mm/tr. Au-delà de $Vc = 50$ m/min, le couple sur les listels augmente. Cet effet est d'autant plus prononcé à haute vitesse de coupe et à grandes avances. Le rapport ψ atteint environ 20 % à $Vc = 90$ m/min. Le nombre de passage de listels augmente avec la vitesse et atteint près de 30 sollicitations, quelle que soit l'avance choisie.

2.1.3 Effet de la conicité arrière

Trois conicités arrières sont testées, 0,26, 0,5 et 0,1% ; tandis que la largeur des listels est fixée à 210 μm . Comme évoqué précédemment, la géométrie d'arête et l'avance sont fixées pour ne pas modifier l'état de contrainte mécanique et thermique de la matière exercé par l'arête de coupe sur le fond du trou. Le resserrement du trou Δd et la hauteur de contact H paroi/listels sont présentés sur la Figure 100.

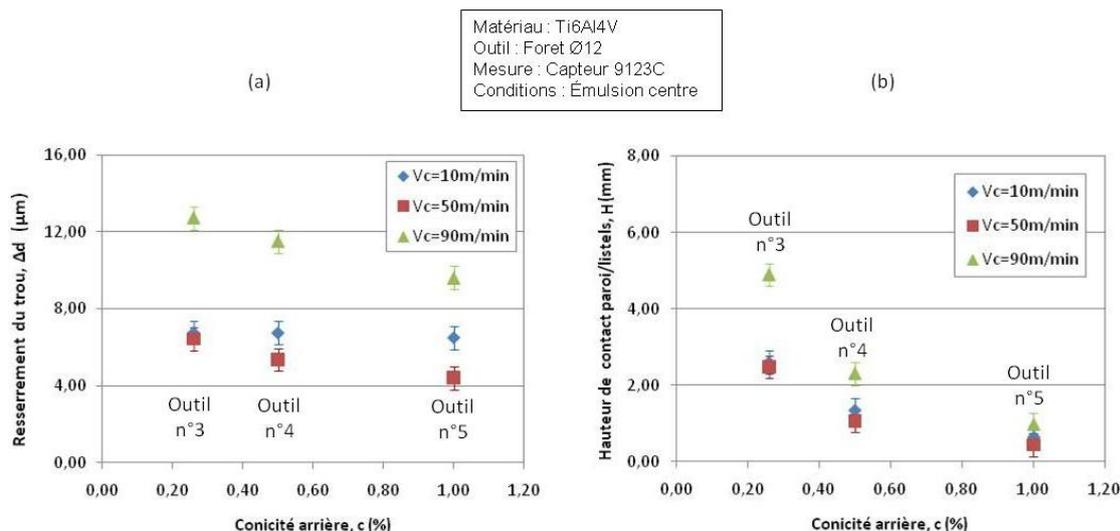


Figure 100 – Effet de la conicité arrière sur, (a) du resserrement du trou, (b) de la hauteur de contact paroi/listels

A faible vitesse de coupe, en dessous de 50 m/min, le retour de la matière est indépendant de la conicité arrière. Lorsque la vitesse augmente, le resserrement de la matière décroît linéairement quand la conicité arrière augmente. En ce qui concerne la hauteur de contact, elle diminue logiquement quand la conicité arrière augmente, mais de façon non-proportionnelle. L'évolution des indicateurs de performance ψ et n est représentée sur la Figure 101.

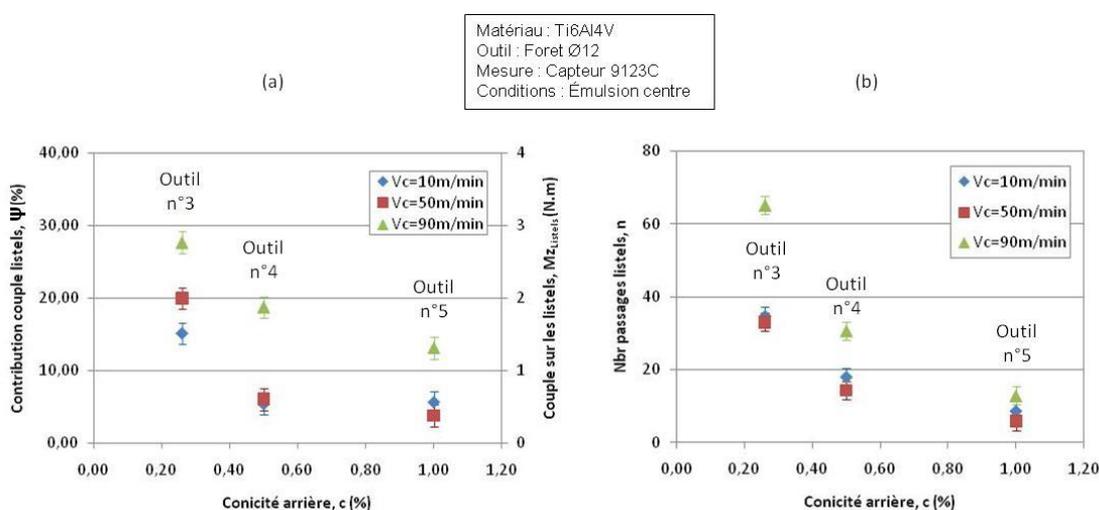


Figure 101 – Effet de la conicité arrière sur, (a) le couple de frottement sur les listels (b) le nombre de passages vu par une portion de matière

Le couple sur les listels $Mz_{listels}$ et le rapport ψ décroissent quand la conicité arrière augmente. La contribution maximale est observée pour une conicité arrière de 0,26 %, à Vc = 90 m/min ; tandis que pour la même vitesse de coupe et une conicité arrière de 1 %, la contribution des listels chute à 12 %. Le nombre de passages de listels décroît fortement quand la conicité arrière augmente. Pour la vitesse de coupe Vc = 90 m/min, le nombre de sollicitations sur la paroi passe de 63 à seulement 10 passages, d'une conicité arrière de 0,26 % à 1 %.

2.1.4 Effet de la largeur des listels

Deux largeurs de listels sont comparées, 860 et 210 μm , pour une conicité arrière fixée à 0,5 %. Comme évoqué précédemment, la géométrie d'arête reste identique. Les résultats sont présentés sur la Figure 102.

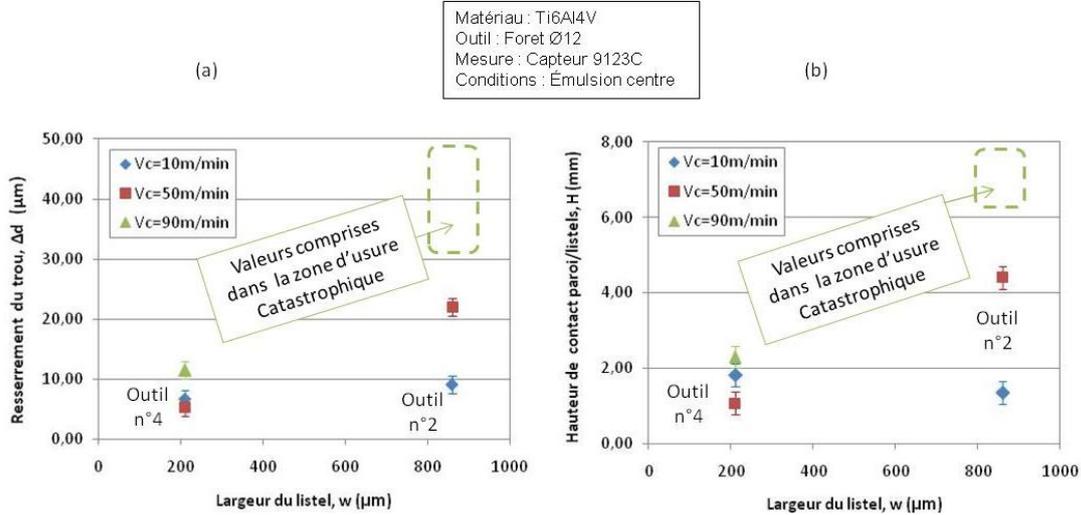


Figure 102 – Effet de la largeur de listels sur, (a) le resserrement du trou, (b) hauteurs de contact paroi/listels

La largeur du listel a un effet important sur le resserrement du trou. L'interaction avec la vitesse de coupe est considérable. La valeur de Δd est supérieure à 30 μm pour $w = 860 \mu\text{m}$ à $V_c = 90\text{m/min}$. Les listels sont donc extrêmement sollicités. La hauteur de contact dépasse 6 mm. La dégradation catastrophique de l'outil pendant le perçage du trou ne permet pas de mesurer précisément ces valeurs extrêmes. La contribution des listels et le nombre de passages de listels vu par la paroi sont présentés sur la Figure 103.

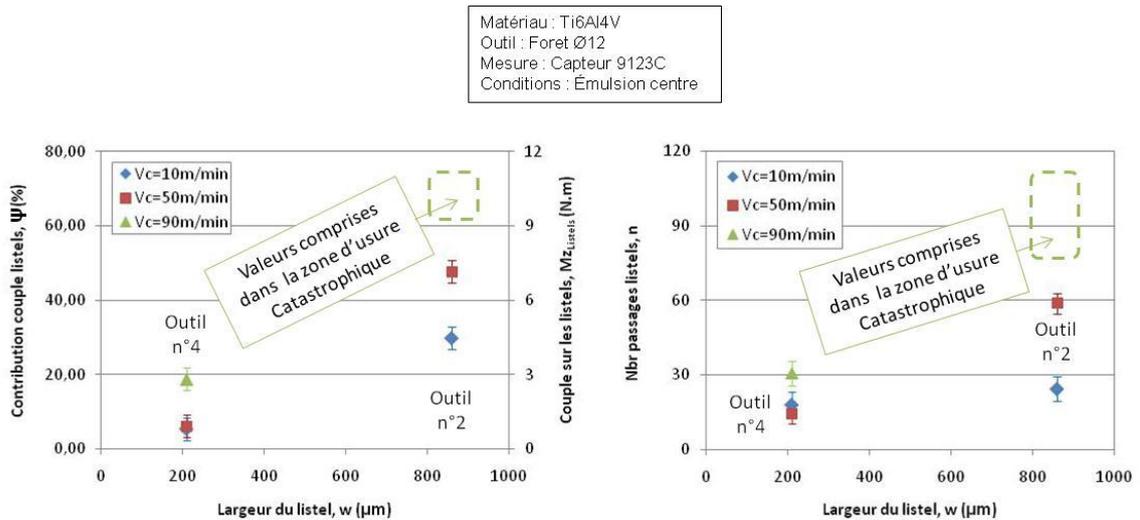


Figure 103 – Effet de la largeur des listels sur le couple de frottement sur les listels (a), le nombre de passages vu par une portion de matière (b)

Le couple sur les listels $Mz_{listels}$ et le rapport β augmentent très rapidement quand la largeur des listels augmente. Il atteint près de 50 % à partir de $V_c = 50 \text{ m/min}$ pour

$w = 860 \mu\text{m}$. Le couple généré par le guidage des listels est alors aussi élevé que celui lié à la coupe. Le nombre de passages de listels suit la même tendance. Il dépasse les 60 passages dès $V_c = 50 \text{ m/min}$

2.1.5 Synthèse expérimentale

D'après l'étude expérimentale, la vitesse de coupe et la largeur des listels jouent un rôle majeur sur le resserrement du trou. La conicité arrière agit également, mais par interaction avec la vitesse de coupe au-delà de $V_c=50 \text{ m/min}$. L'avance a quant à elle un effet plus limité. Le resserrement du trou est donc fortement influencé par les sollicitations répétées des listels. L'échauffement par frottement dans le contact paroi/listels initie un phénomène thermique qui s'ajoute au retour élastique.

2.2 Modélisation du chargement thermique sur les listels

Le retour de la matière exerce sur les listels un chargement mécanique et thermique. Une étude est proposée pour les modéliser, afin de fournir les données qui serviront ensuite à l'analyse numérique du retour de la matière.

2.2.1 Chargement mécanique

L'identification des chargements mécaniques est menée sur l'outil n°4, pour la condition de coupe $V_c = 90 \text{ m/min}$ et $f = 0,15 \text{ mm/tr}$, sous arrosage, pour ensuite proposer un paramétrage généralisé à l'ensemble des autres conditions d'essais. Le chargement mécanique des listels, du point de vue de l'outil, est rappelé sur la Figure 104.

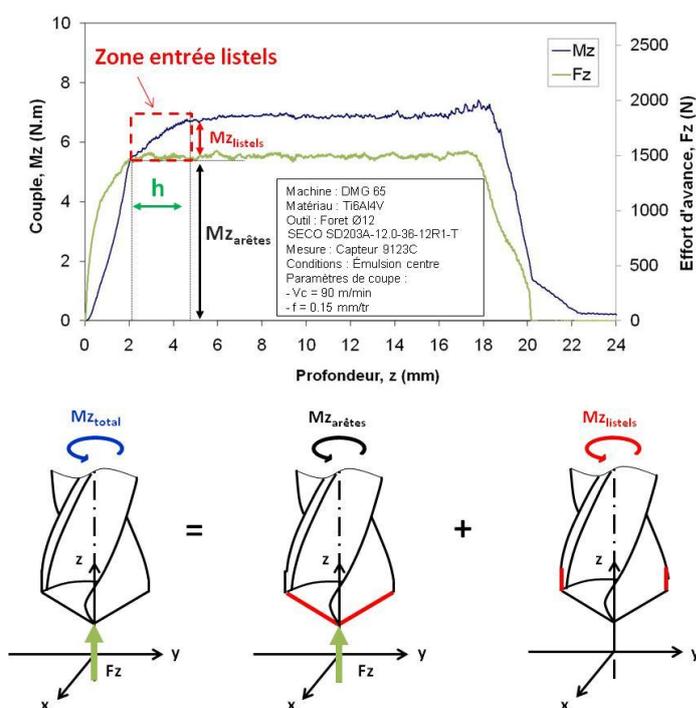


Figure 104 – Actions mécaniques sur les arêtes et les listels vu par l'outil

Dans la zone d'entrée progressive des listels, l'effort d'avance ne varie pas, tandis que le couple subit une forte augmentation. Les listels ne subissent donc pas d'action mécanique axiale. Ils ne sont sollicités que par des actions tangentielles et radiales, illustrées sur la Figure 105.

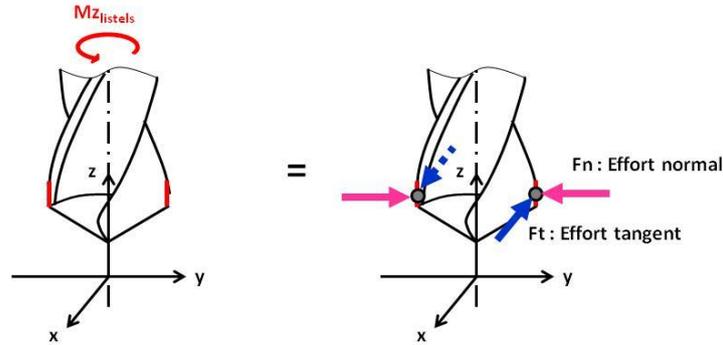


Figure 105 – Décompositions des actions mécaniques subies par le listel

L'action mécanique tangentielle peut être directement déduite de la mesure du couple. L'action radiale (ou normale) quant à elle, ne peut être mise en évidence par un relevé d'effort car les actions radiales des listels se compensent entre elles. Cette action mécanique sera déduite à partir de la connaissance de l'évolution des coefficients de frottement, liant l'effort normal à l'effort tangent.

Une discrétisation du signal du couple dans la zone d'entrée des listels est ainsi proposée et illustrée sur la Figure 106. Elle permet de passer d'une contribution globale cumulée, à une répartition locale du chargement à différentes hauteurs du contact paroi/listel.

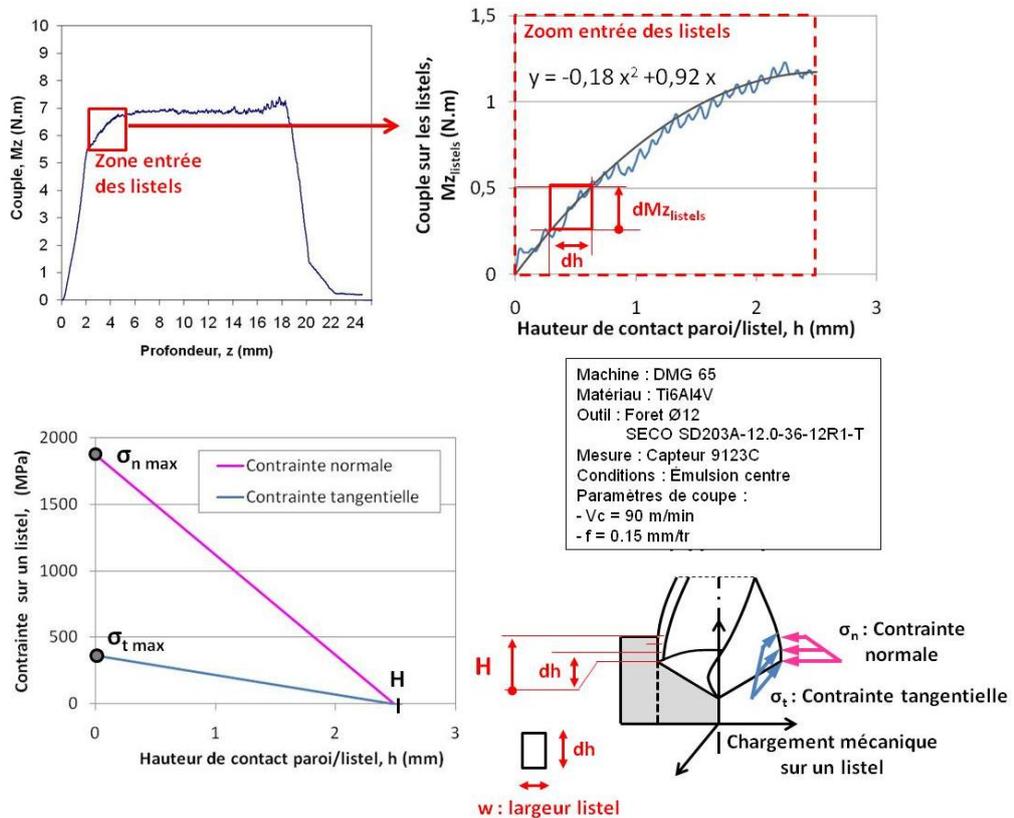


Figure 106 – Analyse de l'action mécanique des listels par une méthode de discrétisation

L'analyse est menée sur la zone d'entrée des listels dans la matière. Le couple cumulé à différentes hauteurs du contact paroi/listel est dans un premier temps modélisé par un polynôme de degré 2. L'évolution non-linéaire du couple sur les listels est ainsi pris en compte. En effet, il croît rapidement, sur la partie du listel située à proximité des becs, puis perd de son intensité en fin de contact, du fait de la conicité arrière du foret. Le passage du couple à la contrainte tangentielle se fait par la discrétisation du listel en portions élémentaires notées dh , à l'aide la relation (31).

$$\sigma_t = \frac{1}{w \cdot dh} \cdot \frac{dM_{z_{listels}}}{z \cdot r} \quad (31)$$

$M_{z_{Listel}}$: Couple de frottement sur les listels (N.mm)
 z : Nombre de listels

r : Rayon de l'outil (mm)
 dh : Portion élémentaire du listel (mm)
 w : Largeur des listel (mm)

La contrainte tangentielle suit une évolution de forme triangulaire, avec un niveau maximal au niveau des becs. La contrainte normale σ_n exercée sur le listel est calculée à partir du coefficient de frottement adhésif, identifié dans un cas de contact non-régénéré au chapitre 2. Son expression est donnée par la relation (32).

$$\sigma_n = \frac{\sigma_t}{\mu_{adh}} \quad (32)$$

σ_t : Contrainte tangentielle sur un listel (N/mm²)

μ_{adh} : Coefficient de frottement adhésif dans un contact non-régénéré (donnée du chapitre 2)

Remarque : Le niveau de contrainte exercé sur les listels est très intense. Le chargement normal identifié pour cette condition d'essai atteint près de 2 GPa au niveau des becs. Le seuil de plasticité est ainsi largement dépassé. L'intensité de la sollicitation du listel est comparable à celle rencontrée au niveau de l'arête de coupe.

L'évolution des contraintes tangentielle σ_t et normale σ_n doit être paramétrée afin de fournir des données pouvant être exploitées directement dans les modèles numériques. Les niveaux maximaux de contraintes $\sigma_{t_{max}}$ et $\sigma_{n_{max}}$, ainsi que la hauteur de contact totale H , permettent de caractériser complètement les chargements, comme le montre la Figure 107.

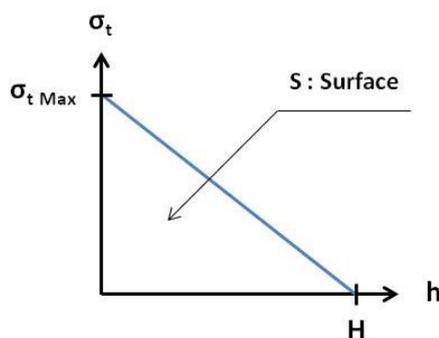


Figure 107 – Paramétrage de la contrainte tangentielle le long du listel

L'aire sous la courbe peut s'exprimer de deux manières différentes. La résolution du système d'équation donné par la relation (33), permet d'identifier le paramètre $\sigma_{t\ max}$.

$$\begin{aligned}
 \left\{ \begin{aligned}
 \bullet S &= \frac{\sigma_{t\ max}}{2} \cdot H \\
 \bullet S &= \int_0^{h=H} \sigma_t \cdot dh = \frac{1}{z \cdot r \cdot w} \int_0^h \frac{dMz_{listels}}{dh} \cdot 1 \cdot dh = \frac{1}{z \cdot r \cdot w} \cdot \left(\int_0^h u(h)' \cdot v(h) \cdot dh \right) \\
 &= \frac{1}{z \cdot r \cdot w} \cdot \left([u(h) \cdot v(h)]_0^H - \int_0^h u(h) \cdot v'(h) \cdot dh \right) \\
 &= \frac{1}{z \cdot r \cdot w} \cdot ([Mz_{listels} \times 1]_0^H - 0) \\
 &= \frac{Mz_{listels}}{z \cdot r \cdot w}
 \end{aligned} \right. \quad (33)
 \end{aligned}$$

$Mz_{Listels} = u(h)$: Couple de frottement sur les listels (N.mm)
 z : Nombre de dents
 r : Rayon de l'outil (mm)
 dh : Portion élémentaire du listel (mm)

w : Largeur des listel (mm)
 H : Hauteur de contact total
 $u'(h) = dMz_{Listels}/dh$
 $v(h) = 1$
 $v'(h) = 0$

La solution du système est donnée par la relation (34).

$$\sigma_{t\ max} = 2 \cdot \frac{Mz_{listels}}{z \cdot r \cdot w \cdot H} \quad (34)$$

La valeur de la contrainte normale maximale $\sigma_{n\ max}$ est donnée par la relation (36).

$$\sigma_{n\ max} = 2 \cdot \frac{Mz_{listels}}{z \cdot r \cdot w \cdot H \cdot \mu_{adh}} \quad (35)$$

2.2.2 Chargement thermique

Le chargement thermique le long du listel est déduit de la puissance mécanique générée dans le contact. La paroi exerce une contrainte tangentielle σ_t dans une interface où la vitesse de glissement est égale à la vitesse de coupe V_c . Il est couramment admis que l'ensemble de l'énergie mécanique de frottement se dissipe en chaleur à l'interface. Une partie du flux de chaleur est reçue par le listel, tandis que l'autre partie est reçue par la paroi du trou. L'identification du coefficient de partage β a été présentée au chapitre 2. Elle est menée sur un banc de frottement instrumenté en flux de chaleur, qui permet d'identifier des coefficients de partage pour différentes conditions de vitesses et de pressions, rencontrées dans ce type de contact extrême. La densité de flux vue par un listel est donnée par la relation (36).

$$\varphi = \sigma_t \cdot V_c \cdot \beta \quad (36)$$

φ : Densité de flux de chaleur reçue par un listel (W/m^2)

σ_t : Contrainte tangentielle sur un listel (N/mm^2)

V_c : Vitesse de glissement (m/s)

β : Coefficient de partage du flux de chaleur à l'interface

L'évolution de la densité de flux de chaleur reçue par l'outil le long du contact paroi/listel est illustrée sur la Figure 108.

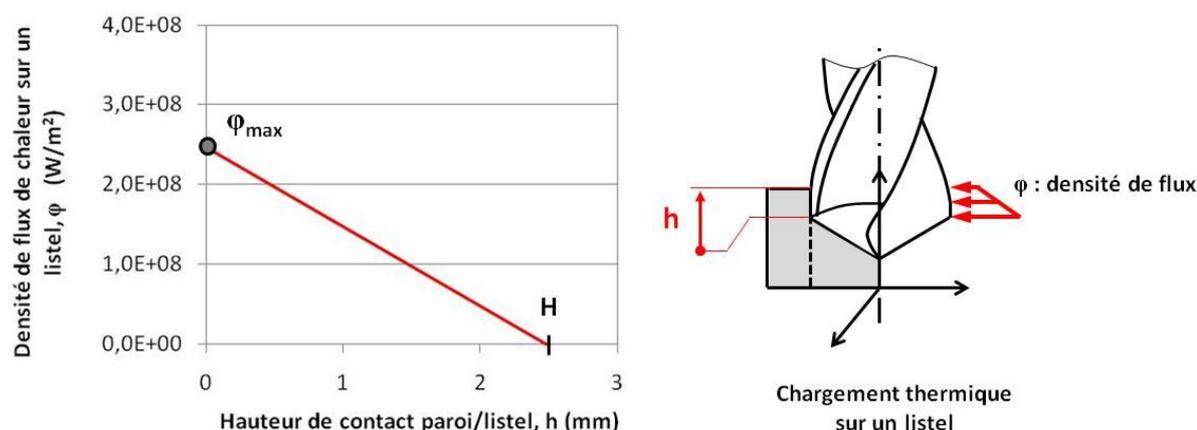


Figure 108 – Evolution de la densité de flux de chaleur sur un listel

Le chargement thermique sur les listels est supposé de forme triangulaire. Il est caractérisé par la longueur totale du contact H et l'intensité maximale du flux de chaleur φ_{\max} au niveau des becs, donné par la relation (37).

$$\varphi_{\max} = 2 \cdot \frac{M_{z_{\text{listels}}}}{z \cdot r \cdot w} \times V_c \times \beta \quad (37)$$

2.3 Compréhension du phénomène de retour de la matière par approche numérique

Aux vues des constatations précédentes, la mise en place d'une simulation numérique simple devrait permettre de comprendre les phénomènes thermiques mis en jeu dans le contact paroi/listel. Une étude de dilatation thermique d'un trou percé dans une pièce massive est proposée pour comprendre les mouvements de la matière dans les alliages de titane. Ainsi les phénomènes du retour thermique de la matière et de retour élastique sont dissociés. Les comportements seront confrontés aux observations expérimentales, notamment sur l'influence des paramètres de coupe, de la géométrie outil et des propriétés physiques de la matière dans l'initiation d'une phase de retour thermique de la matière. Une attention particulière sera portée sur l'effet de la vitesse de coupe et de la largeur des listels. La modélisation mise en place n'a pas pour vocation d'être utilisée comme un modèle quantitatif du resserrement, mais bien un modèle

destiné à la compréhension des mécanismes liés à l'échauffement dans le contact paroi/listel.

2.3.1 Hypothèses de modélisation

Le modèle numérique doit reproduire les conditions d'échauffement de la paroi par le passage répété des listels, illustré sur la Figure 109. Il est rappelé que ce niveau de modélisation ne prend pas en compte la part mécanique initiée par l'arête de coupe.

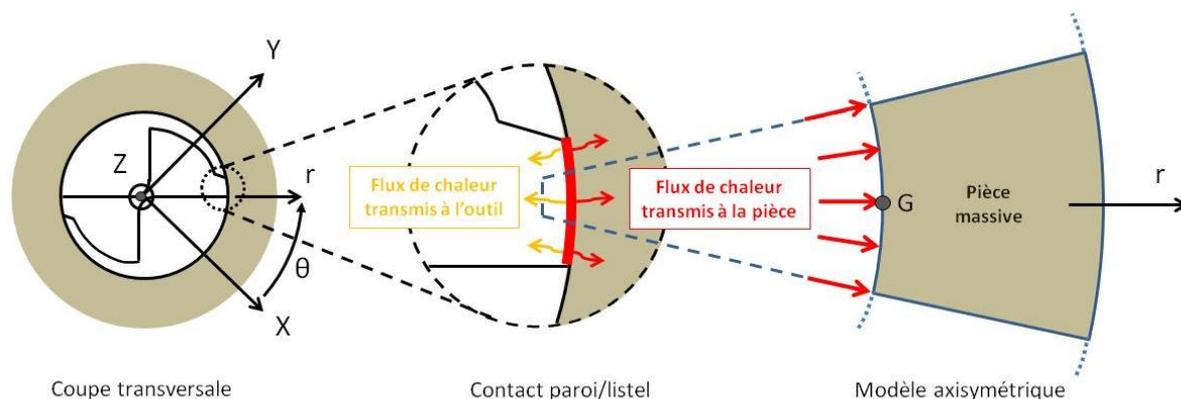


Figure 109 – Modélisation de la zone de contact paroi/listel

2.3.1.1 Modèle axisymétrique

Une portion élémentaire de la paroi est considérée suivant une tranche perpendiculaire à l'axe du trou, comme le montre la Figure 109. Une modélisation axisymétrique est ainsi proposée. Une hypothèse forte est faite à ce niveau. En effet, la déformation de la portion de matière est considérée indépendante du comportement de ses voisines, qui sont soumises à un chargement déphasé dans le temps. En regard de l'objectif fixé, cette hypothèse ne nuit pas à la compréhension du phénomène de retour de la matière.

2.3.1.2 Flux de chaleur

Le contact des listels sur la portion de matière génère un flux de chaleur par frottement à l'interface. La forme et l'intensité du flux ont été caractérisées dans l'étude précédente. La densité de flux est maximale sur le premier tour, puis décroît linéairement à chaque passage pour s'annuler en fin de contact, du fait de la conicité arrière du foret. Le passage des listels est ainsi modélisé par un flux de chaleur appliqué alternativement sur une portion de matière d'une hauteur h égale à 0,075 mm, correspondant à la valeur de l'avance par dent en cours de perçage. Le temps d'exposition τ de la matière au flux de chaleur est calculé en fonction de la largeur des listels, à l'aide de la relation (38). Une séquence d'exposition au flux de chaleur et la réponse en température de la paroi sont donnés en illustration sur la Figure 110.

$$\tau = \frac{w}{V_c} \quad (38)$$

τ : temps d'exposition (s)
 w : largeur du listel (m)
 V_c : Vitesse de coupe (m/s)

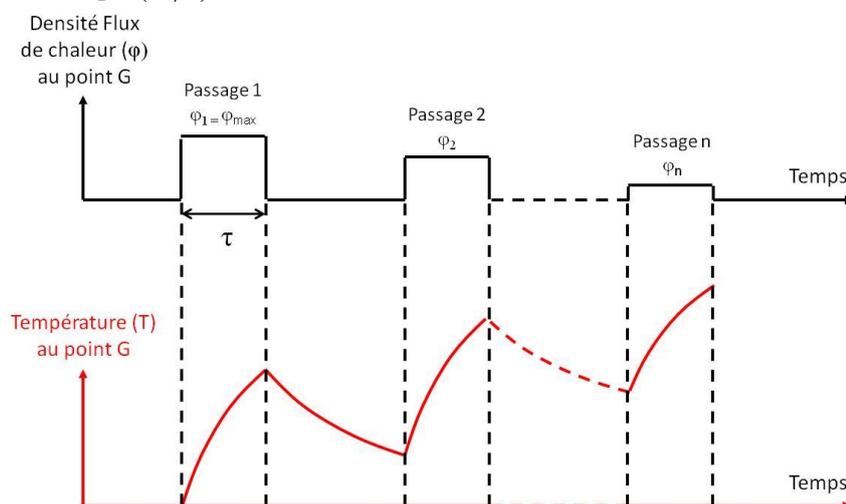


Figure 110 – Illustration d'une séquence de chargements thermiques vue par la pièce

Trois conditions d'essais représentatives sont choisies parmi les données expérimentales et sont récapitulées dans le Tableau 2.

n°	Vitesse de coupe (m/min) - Avance (mm/tr)	Largeur listel (μm)	Densité de flux maximale φ (W/m²)	Temps d'exposition τ par passage (ms)	Nombre de passages n de listels
1	50 - 0,15	210	$8 \cdot 10^7$	0,25	15
2	90 - 0,15	210	$14 \cdot 10^7$	0,15	30
3	50 - 0,15	860	$9 \cdot 10^7$	1	60

Tableau 2 - Données d'entrée des conditions numériques simulées

La condition n°1 est prise en référence. Elle correspond à un essai réalisé à $V_c = 50$ m/min et $f = 0,15$ mm/tr avec une largeur de listel de 210 μm. D'après l'étude expérimentale, présentée sur la Figure 98, cette configuration induit le plus faible resserrement diamétral du trou, soit environ 6 μm. Le contact entre la paroi et le listel est de l'ordre d'une dizaine de passages. La condition n°2 est choisie pour étudier l'effet de la vitesse de coupe. Seule la vitesse est augmentée par rapport à la condition de référence ; elle est passée de 50 à 90 m/min. Le resserrement diamétral du trou constaté expérimentalement est d'environ 6 μm. La condition n°3 est quant à elle choisie pour étudier l'effet de la largeur des listels. Le listel fin de 210 μm est passé à 860 μm. Le resserrement diamétral du trou constaté expérimentalement est d'environ 20 μm pour cette condition.

2.3.1.3 Comportement du matériau

Une loi de comportement élasto-plastique parfaite est utilisée en première approche. Cette hypothèse est choisie en raison de la faible différence entre la limite élastique et la limite à la rupture de l’alliage de titane, d’après le Tableau 3. La limite d’écoulement est fixée à 880 MPa, suivant un critère de Von Mises. Les propriétés mécaniques et thermiques utilisées dans le modèle sont définies à 20°C. Un couplage thermomécanique fort permet de prendre en compte les déplacements et les contraintes internes générées par la dilatation thermique de la matière.

Propriétés	Valeur	Unité
Masse volumique : ρ	4 430	Kg.m ⁻¹
Module d’Young : E	113,8	GPa
Coefficient de poisson : ν	0,342	-
Limite élastique à 0,2 % : R_e	880	MPa
Limite à la rupture : R_p	950	MPa
Conductivité thermique : k	6,7	W.m ⁻¹ .°C ⁻¹
Capacité thermique massique : Cp	526,3	J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹
Coefficient de dilatation linéique : λ	9,2	$\mu\text{m.m}^{-1}$.°C ⁻¹

Tableau 3. Propriétés physiques de l’alliage Ti-6Al-4V α - β à 20°C [Lamp_00]

2.3.2 Implémentation numérique

L’implémentation numérique est réalisée à l’aide du logiciel de calcul par éléments finis COMSOL Multiphysic, afin de réaliser un calcul avec un couplage thermo-mécanique fort. La construction du modèle est illustrée sur la Figure 111.

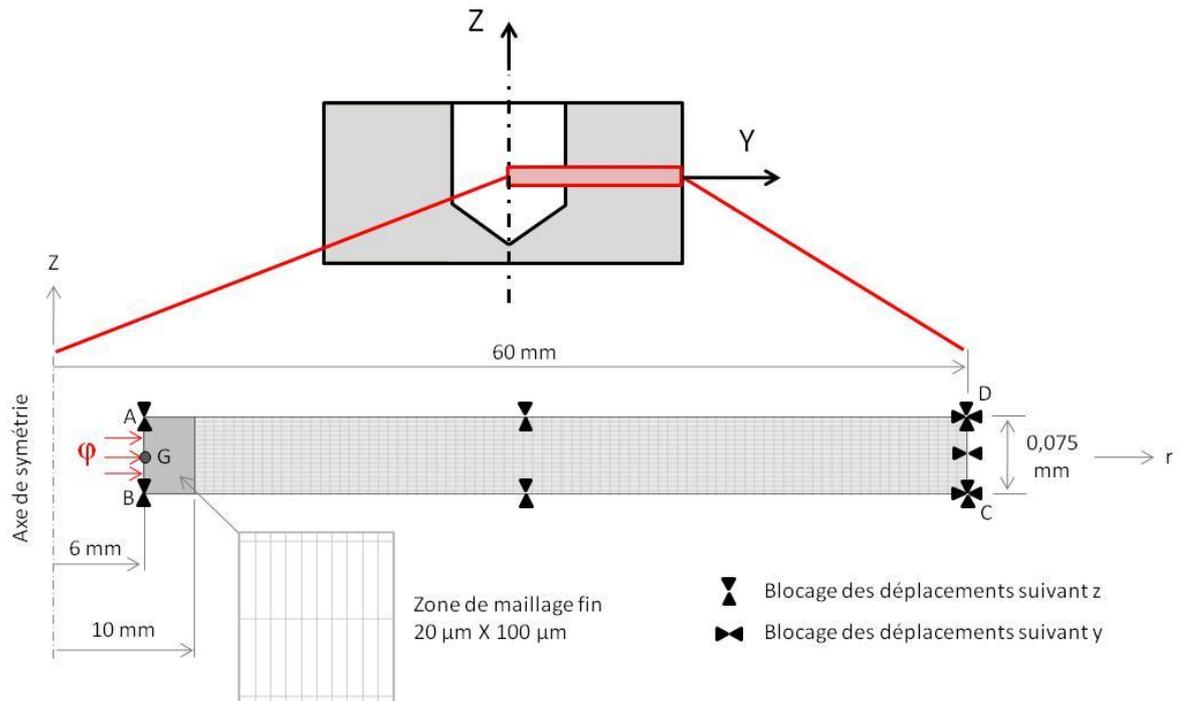


Figure 111 – Implémentation du modèle axisymétrique

2.3.2.1 Géométrie

La section considérée se situe dans le plan d'axi-symétrie de la pièce. La paroi du trou AB est placée à 6 mm de l'axe de la pièce. La distance entre le bord libre DC et l'axe du trou vaut 60 mm. Cette dimension est dix fois supérieure au rayon du foret afin de s'affranchir des effets de bords en se plaçant dans un cas de pièce massive. La hauteur DC du modèle est fixée à 0,075 mm, pour être en accord avec la valeur de l'avance à la dent du foret.

2.3.2.2 Conditions aux limites

Du point de vue des déplacements, les surfaces AD et BC sont libres suivant la direction r , tandis que la surface CD est bloquée suivant X et Y. Du point de vue thermique, les surfaces AD et BC sont isolées thermiquement. La paroi AB est quant à elle une surface libre sur laquelle s'applique la densité de flux de chaleur. Cette surface est soumise à un échange convectif avec l'environnement extérieur (émulsion), qu'il est difficile de quantifier. Il dépend du régime d'écoulement (laminaire ou turbulent), du type de convection (naturelle, forcée ou mixte), de la disposition spatiale et géométrique (horizontale ou verticale), des propriétés thermo physiques des matières en présence (conductivité, masse volumique, température, viscosité). Un manque de connaissance est à regretter sur ce point dans le domaine du perçage et de l'usinage en général. Le coefficient d'échange convectif est donc volontairement fixé à une valeur faible, environ 5 W/m², correspondant à un cas d'échange avec l'air ambiant. Le contour de la pièce DC est également soumis à un échange convectif avec l'air. Le niveau d'échauffement de la matière, obtenu numériquement, sera en conséquence supérieur à celui constaté expérimentalement.

2.3.2.3 Maillage

Des éléments quadrangles sont utilisés. La zone proche de la paroi du trou est maillée finement, avec un pas de raffinement de 20 μm suivant la direction r .

2.3.3 Résultats

Le comportement de la matière est observé à partir du resserrement diamétral et du niveau de contrainte en peau de la zone affectée, soit au point G illustré sur la . Pour des raisons de capacités de calculs, les résultats sont présentés sur les huit premiers passages du listel. Les résultats des trois conditions d'essais numériques sont illustrés sur la Figure 112.

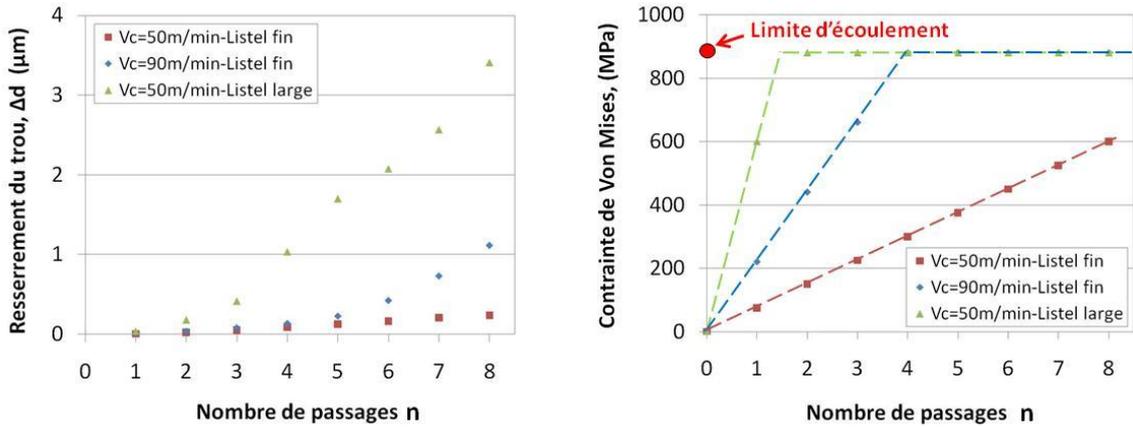


Figure 112 – Evolution numérique du resserrement du trou pour différentes conditions de contact paroi/listel, mesuré au point G.

La condition n°1 présente le plus faible resserrement. L'évolution du phénomène est linéaire et de très faible pente. Lorsque la vitesse de coupe est augmentée à $V_c = 90$ m/min, un changement brutal de comportement est observé après quelques passages de listels. Ce phénomène apparaît lorsque la contrainte mécanique de la zone affectée thermiquement, notée ZAT, atteint la limite d'écoulement de la matière. La dilatation thermique de la zone affectée n'est plus contenue ; le resserrement du trou augmente alors très rapidement. Lorsque la largeur du listel est augmentée à $860 \mu\text{m}$, la limite d'écoulement est plus rapidement atteinte. Le resserrement du trou est quasi-immédiat et très intense. Ces tendances sont en accord avec celles mises en évidence durant la phase expérimentale. Il est montré ici qu'un retour thermique de la matière se déclenche sous l'exposition répétée du flux de chaleur. Le phénomène a pu être reproduit numériquement et ouvre ainsi la discussion sur les origines du retour de la matière dans le perçage des alliages de titane. En ce qui concerne les niveaux de resserrement des trous, ils sont en-dessous des relevés expérimentaux. Plusieurs raisons expliquent cet écart. D'une part le resserrement ne peut pas être comparé au même nombre de passages, à cause d'un nombre important d'incrémentations. En effet, un pas de temps très faible, environ $0,025$ ms, est nécessaire pour que le calcul de l'échauffement thermique s'effectue avec une résolution suffisante quand la matière est exposée au flux de chaleur. Or la durée totale à simuler, en comptant l'ensemble des phases d'exposition et de non-exposition, est supérieure à 250 ms. Le facteur $10\,000$ entre ces deux notions de temps n'est pas accepté par le logiciel COMSOL Multiphysic. D'autre part le retour élastique dû à la précontrainte de la paroi par le passage de l'arête n'est pas pris en compte, alors qu'il initie et contribue en partie au resserrement de la matière sur les listels.

2.4 Discussion

Les approches expérimentales et numériques ont permis d'apporter des éléments de réponse sur la question de l'origine du retour de la matière dans le perçage des alliages de titane. Il a été montré qu'une même portion de matière appartenant à la paroi est sollicitée plusieurs fois par l'outil en rotation. La sollicitation $i = 1$ correspond au passage de l'arête, tandis que la sollicitation $i = n$ correspond au dernier passage d'un des listels. A chacune des sollicitations, la matière subit une phase de compression, notée « Phase 1.i », puis une phase de retour, notée « Phase 2.i ».

Pour $i = 1$, la première sollicitation de la portion de matière appartenant à la « future » paroi est engendrée par le passage de l'arête de coupe. La contrainte normale exercée sur la matière (phase 1.1) induit un déplacement, en direction de la partie massive de la pièce, illustré sur la Figure 113. Le déplacement est d'autant plus important que le module de Young du matériau est faible. Après le passage de l'arête (Phase 2.1), les contraintes élastiques se relâchent et engendrent un retour radial de la matière, noté $\varepsilon_{i=1}$. La hauteur de contact entre la paroi et le listel est notée $H_{i=1}$. Si elle est supérieure à l'avance f_z , alors la portion de matière sera de nouveau sollicitée, non plus par l'arête, mais par le passage répété des listels.

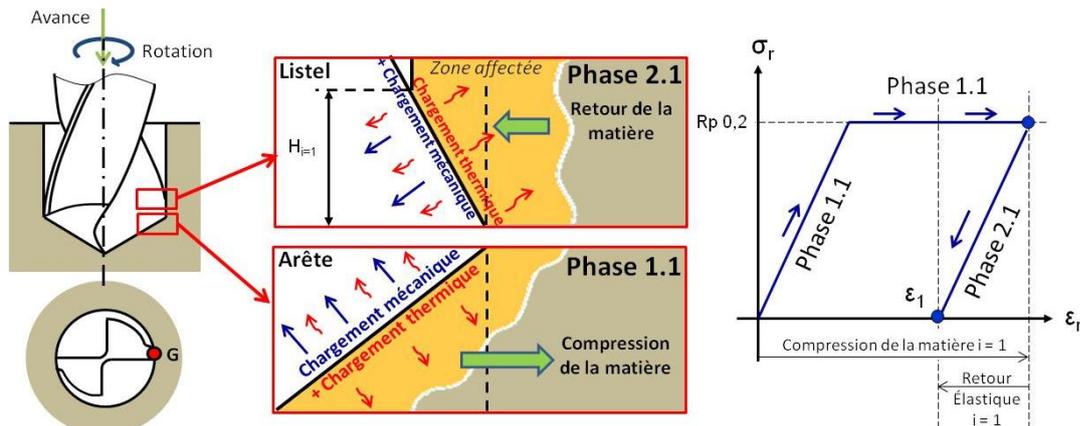


Figure 113 – Mécanismes générés par le passage de l'arête, soit $i = 1$

Pour $i = 2$ à n , commence alors un cycle de chargements périodiques de la paroi. A chaque demi-tour de foret, la portion de matière est successivement comprimée et échauffée par frottement au passage d'un listel (Phase 1.i) puis relâchée (Phase 2.i). Du fait des mauvaises propriétés de conduction thermique des alliages de titane, une zone fortement affectée thermiquement (ZAT) apparaît autour du trou. Sa taille et son gradient de température dépendent de l'intensité du flux de chaleur (proportionnel à la vitesse de coupe) et du temps d'exposition (proportionnel à la largeur du listel). La dilatation de la matière chaude est bloquée par le reste de pièce, froide et massive. Des contraintes mécaniques internes de compression, en plus des actions mécaniques exercées à chaque passage d'un listel, apparaissent dans la paroi au fur et à mesure que la température augmente. Suivant le niveau de contrainte atteint pendant le passage du listel, deux cas se présentent :

- Cas A : Si la contrainte totale (mécanique + thermique) reste inférieure à la limite d'écoulement du matériau, la matière ne peut pas se dilater vers le centre du trou. Une fois le passage du listel terminé, la matière revient élastiquement vers le centre du trou, reprenant ainsi la valeur $\varepsilon_{i=1}$.
- Cas B : Si la contrainte totale atteint la limite d'écoulement du matériau, alors la ZAT n'a plus les propriétés mécaniques pour contenir la contrainte imposée par la dilatation : la matière « s'écoule » en direction du centre du trou, en s'ajoutant au retour élastique initial $\varepsilon_{i=1}$. Le frottement des listels est ainsi prolongé tant que la conicité arrière du foret ne permet pas de rompre le contact.

La Figure 114 illustre les mécanismes du retour de la matière, pour le passage de listel $i = 2$. Le comportement entre deux sollicitations de listels, phase de refroidissement partiel, n'est pas mise en place dans ce premier niveau d'analyse.

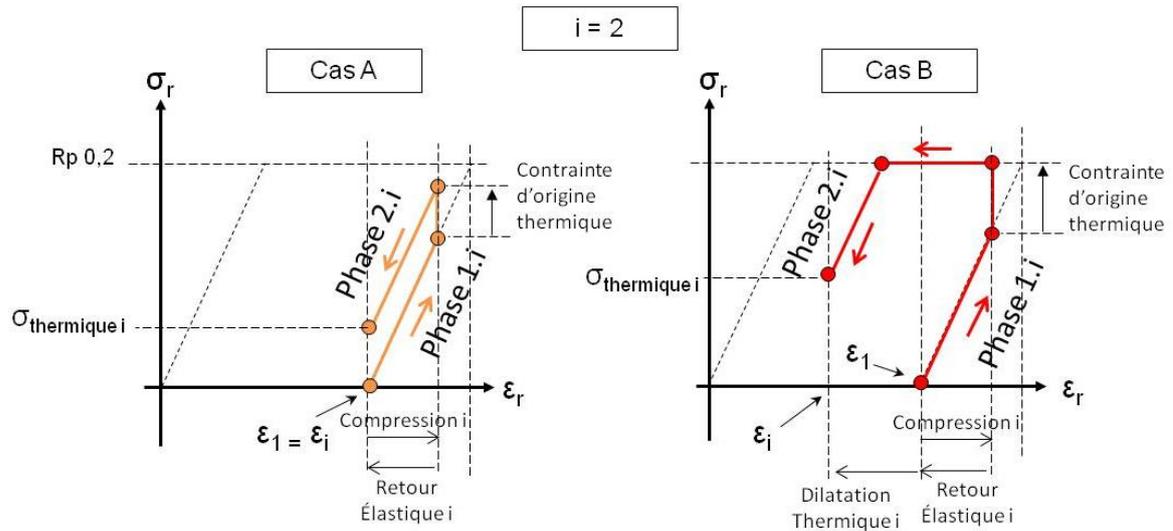


Figure 114 – Mécanismes générés lors du passage d'un listel sur la paroi du trou

Les mécanismes mis en évidence sont complexes. Le couplage entre la mécanique et la thermique est propre au perçage des alliages de titane. Les autres matériaux tel que l'acier, suivent le comportement décrit dans le cas A. Le retour élastique initial y est plus faible ; il y a donc moins de passage de listels. De plus, de meilleures propriétés de diffusion limitent l'échauffement de la ZAT. Les contraintes induites par la thermique sont plus faibles et diminuent ainsi le risque de dépassement de la limite d'écoulement du matériau.

3. Analyse de la contribution de l'arête

Cette partie de l'étude est consacrée à l'analyse de la contribution thermique de l'arête dans la zone de coupe en perçage. L'approche s'inscrit dans la volonté de réduire la production de chaleur durant l'opération de perçage. L'approche menée est destinée à proposer un bilan thermique complet de la zone de coupe, en différentes positions le long de l'arête. Ces données sont destinées à l'élaboration d'une modélisation complète de l'opération de perçage, prenant en compte la contribution des arêtes et des listels. Elles visent également à sensibiliser les fabricants de foret et les utilisateurs sur l'intérêt d'une démarche de choix d'outils et de conditions de coupe intégrant des notions thermiques. La géométrie d'outil n'est généralement pas dimensionnée en fonction de critères d'échauffement, alors que c'est une notion très importante qui peut contribuer à diminuer la température de l'outil, afin d'étendre son domaine d'utilisation ou de travailler dans des configurations d'empilages. Quelques études ont ouvert la voie sur la contribution mécanique des arêtes. Claudin et al. [Clau_08] proposent de caractériser la performance d'une arête en fonction du niveau d'effort consommé par chaque portion d'arête. Il fait ensuite l'hypothèse que le niveau d'échauffement sera maximum dans les zones fortement sollicitées mécaniquement. Le passage à la contribution thermique mérite d'être abordé, bien que toute mise en œuvre dans le cas du perçage soit compliquée de part la

configuration de l'opération, comme l'ont montré les travaux de Marinescu et al. [Mari_2009]. Une partie expérimentale est menée afin d'identifier les tendances liées au choix des conditions de coupe, au temps de réalisation du trou et à la géométrie de l'arête. Une modélisation locale des chargements mécaniques et thermiques est proposée à partir de trois méthodes hybrides pour alimenter les futurs modèles numériques de calcul des effets de perçages induits sur la pièce et l'outil.

3.1 Etude expérimentale

Il est expérimentalement très difficile d'observer et de quantifier l'échauffement généré au plus proche de la zone de coupe. Le gradient de température est tel qu'il est dur de définir une température de coupe. Un certain nombre de travaux ont été menés dans des configurations de coupe orthogonale à l'aide de la thermographie infrarouge, comme ceux de Grezsis et al. [Gres_09] et Arrazola et al. [Arra_09]. Dans le cas du perçage, la difficulté supplémentaire réside dans le confinement de l'opération. L'accès est très limité si l'on souhaite rester dans une configuration de perçage pleine matière. Des techniques de mesures adaptées au perçage ont été mises en place. Ueda et al. [Ueda_07] proposent de percer une éprouvette contenant une fibre optique afin d'observer la température de l'arête à chacun de ses passages. Bono et al. [Bono_01] et Zeilmann et al. [Zeil_06] choisissent, quant à eux, d'instrumenter la pièce avec des thermocouples afin de mesurer une température de pièce au plus proche de la coupe. Battaglia et al. [Batt_05] et Marinescu [Mari_09] préfèrent instrumenter l'outil avec un thermocouple. La température mesurée permet de comparer des niveaux de température à un endroit connu de l'outil. Battaglia et al. [Batt_05] proposent de se servir de cette information locale pour identifier une fonction de transfert afin de remonter au flux entrant dans l'outil par méthode de mesure inverse. L'ensemble de ces approches nécessitent de travailler dans des conditions à sec.

3.1.1 Conditions de coupe

L'effet des conditions de coupe sur l'échauffement de l'outil est mesuré par instrumentation d'un foret avec un thermocouple. Ces essais de perçage instrumenté en température n'ont pas un objectif quantitatif mais relatif. L'intérêt est de relever les montées en températures du foret pour différentes conditions de coupe et de les comparer à iso-profondeur de perçage. Ces informations n'ont pas d'apport scientifique réel ; néanmoins elles permettent de dégager des tendances qui permettront de valider les modélisations qui seront mises en place dans la suite de l'étude.

3.1.1.1 Moyens expérimentaux

Un montage de perçage spécifique, illustré sur la Figure 115, est mis en place sur un tour à commande numérique. L'outil est monté fixe, tandis que l'éprouvette cylindrique est placée dans le mandrin. L'entrée de l'éprouvette est conique pour atteindre quasi-instantanément une section de coupe constante le long de l'arête et faciliter l'interprétation de la réponse en température. Elle est calibrée au diamètre du foret \varnothing 12 mm, afin de ne pas tenir compte de la contribution des listels, évoquée dans les études précédentes. Ainsi, seule la contribution d'une arête de coupe sera quantifiée.

Un foret est monté dans une pince sur une platine dynamométrique KISTLER 9121. Seule une dent est conservée sur le foret SECO SD203A-12.0-36-12R1-T, servant de référence pour l'étude. Ces conditions paraissent ici très restrictives pour l'étude à mener ; elles sont motivées par un besoin expérimental à venir, pour l'identification du flux de chaleur à partir des relevés de température obtenus avec ce montage. La température est mesurée à l'aide d'un thermocouple de type K \varnothing 0.5 mm. Le point de mesure se situe à 4 mm en retrait de l'arête de coupe, à une distance radiale de 3 mm par rapport à l'axe du foret et à une profondeur de 1 mm sous la face de coupe. Cette configuration de travail à outil fixe présente d'une part l'avantage de ne pas nécessiter un système de captage d'informations en rotation. D'autre part, elle offre une grande rigidité qui permet de ne solliciter qu'une arête sans problème de déviation d'outil, sous réserve que l'âme ne soit pas décentrée par la préparation d'outil. Pour cette raison, il est préférable de réaliser un pré-trou \varnothing 1,5 mm au centre de l'éprouvette.

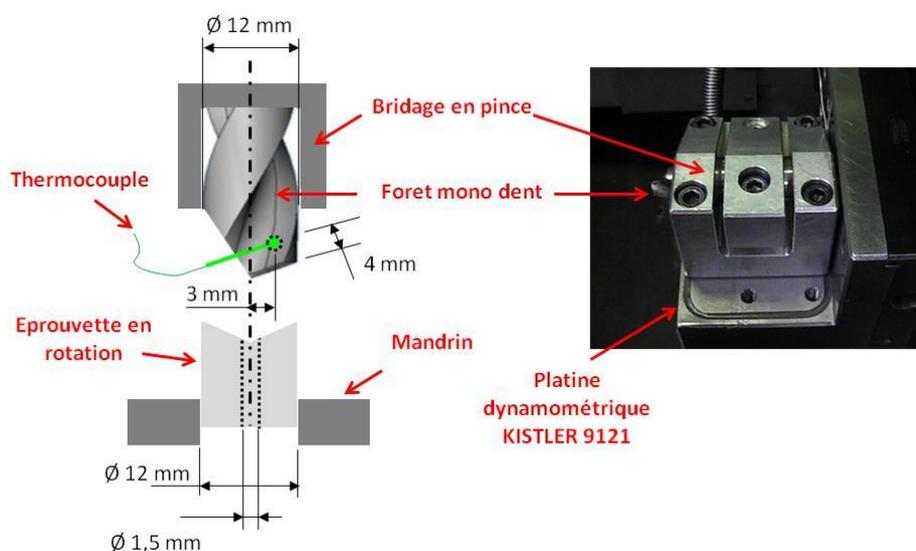


Figure 115 – Perçage instrumenté en efforts et en température

3.1.1.2 Résultats

Trois conditions de coupe sont choisies dans le domaine de coupe à sec. L'effet de la vitesse de coupe est testé entre $V_c = 10$ m/min, et $V_c = 30$ m/min, pour une avance $f = 0,075$ mm/tr, équivalente à $f = 0,15$ mm/tr dans le cas d'un outil à deux dents. L'effet de l'avance est comparé entre $f = 0,15$ mm/tr et $f = 0,45$ mm/tr, pour une vitesse $V_c = 10$ m/min. L'éprouvette est usinée sur une profondeur de 2 mm pour chacun des essais, afin de comparer les résultats à iso-profondeur de perçage. Les résultats sont présentés sur la Figure 116.

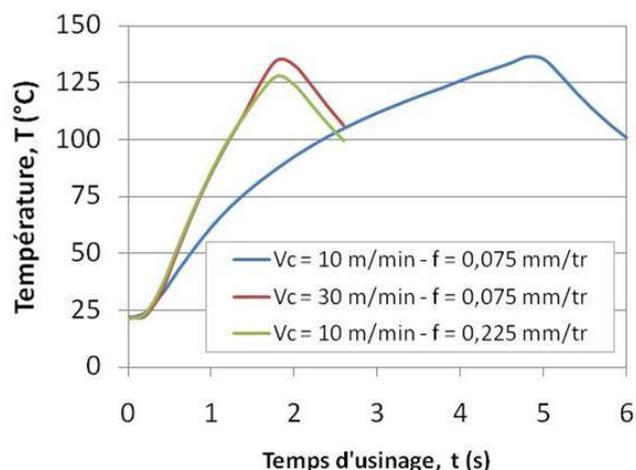


Figure 116 – Evolution de la température mesurée en un point de l'outil pour différentes vitesses de coupe

La température maximale est obtenue pour la combinaison $V_c = 10$ m/min et $f = 0,15$ mm/tr. Elle atteint environ 135°C pour un temps de perçage de 5 secondes. L'augmentation de la vitesse de coupe permet de réduire le temps de réalisation du trou à 1,7 secondes, sans modification de la température maximale. Le temps d'exposition, bien que plus petit, est compensé par l'apport énergétique supplémentaire. L'augmentation de l'avance permet également de réduire à la fois le temps de réalisation du trou et de diminuer légèrement la température. La valeur maximale mesurée à $f = 0,45$ mm/tr est de 128°C . Ces constatations sont en accord avec les travaux de [Li] menée sur l'influence de l'avance. Du point de vue thermique, l'avance choisie doit être maximale. Elle sera limitée du point de vue de la tenue mécanique de l'outil, afin que les contraintes exercées sur les arêtes n'entraînent pas un endommagement prématuré. Ce comportement est très intéressant et ouvre des perspectives d'amélioration de productivité pour le perçage à sec.

3.1.2 Paramètres outil

La géométrie de coupe est une notion très importante en perçage. Pourtant peu de travaux scientifiques ont été menés dans ce domaine, alors qu'il constitue un enjeu important sur la fragmentation du copeau et la production de chaleur le long de l'arête. Quand bien même la notion d'enroulement du copeau est parfois prise en compte dans le dimensionnement des forets, il n'en est rien sur des considérations thermiques. L'évolution de la géométrie de coupe le long du rayon est plus souvent fixée par les contraintes de fabrication à l'outil meule, plutôt que par un choix délibéré pour le bon fonctionnement de l'outil.

Une étude est proposée pour caractériser le comportement thermique de différentes portions d'arêtes constituant la géométrie de coupe du foret. Elle est menée en marge d'un contexte de perçage, afin de s'affranchir des contraintes de fabrication des forets et des difficultés d'accès liées à l'opération. Différentes combinaisons d'angles de coupe, de dépouille et d'inclinaison d'arête peuvent ainsi être testées.

3.1.2.1 Moyens expérimentaux

Un montage de coupe oblique est utilisé pour ces essais. Il est illustré sur la Figure 117.

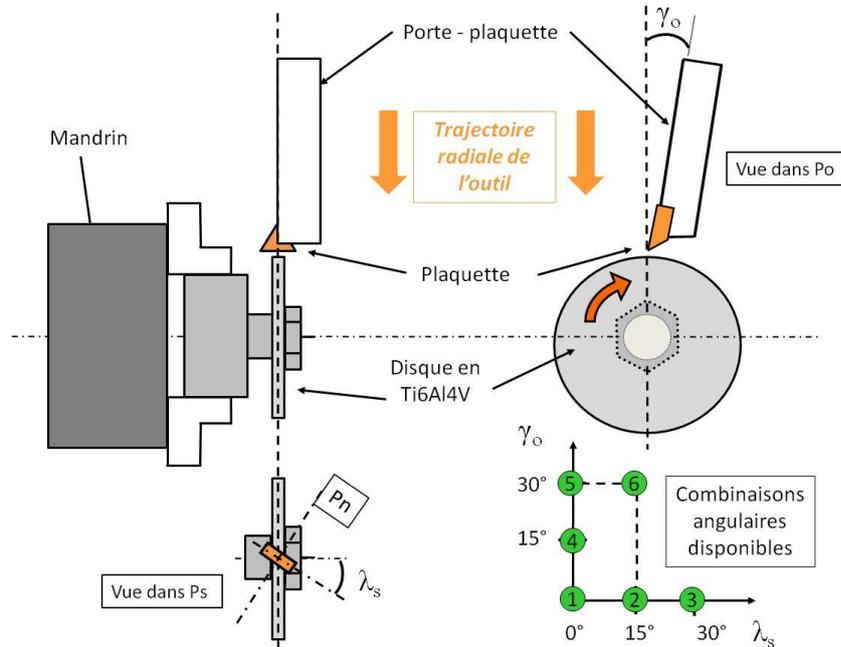


Figure 117 – Schéma de principe du montage de coupe oblique

Un disque de Ti6Al4V de \varnothing 70 mm et de 3 mm d'épaisseur est monté sur le mandrin d'un tour à commande numérique. L'outil de coupe est constitué d'une plaquette TPKN 1603 PPR 4040 et d'un porte plaquette CTFPLM 2525 M16. Il peut être incliné dans le plan P_o , afin de modifier l'angle de coupe γ_o , et dans le plan P_s , afin de modifier l'angle d'inclinaison d'arête λ_s . Les différentes mises en positions sont assurées par des porte-outils interchangeables. Six combinaisons $(\gamma_o ; \lambda_s)$ peuvent être testées : $(0^\circ ; 0^\circ)$, $(15^\circ ; 0^\circ)$, $(30^\circ ; 0^\circ)$, $(0^\circ ; 15^\circ)$, $(0^\circ ; 30^\circ)$ et $(15^\circ ; 30^\circ)$. L'ensemble est monté sur un platine dynamométrique KISTLER 9257A, afin de mesurer les efforts suivant trois directions, comme illustré sur la Figure 118.

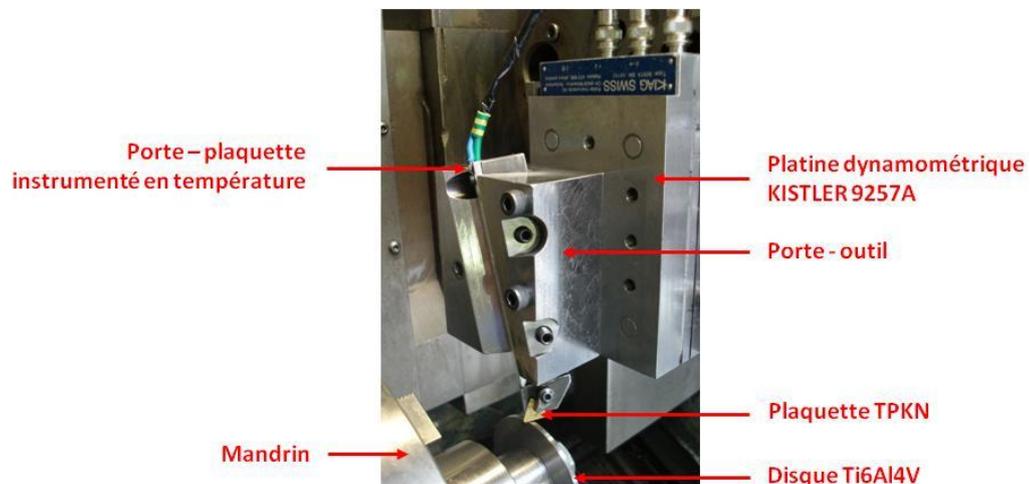


Figure 118 – Montage de coupe oblique

L'angle de dépouille α_n souhaité est obtenu par rectification de la face de dépouille. Le rayon d'arête standard de 50 μm est remplacé par un cassage d'arête d'une hauteur $d = 20 \mu\text{m}$, incliné d'un angle b , afin de s'approcher de la préparation d'arête des forets SECO, comme illustré sur la Figure 119.

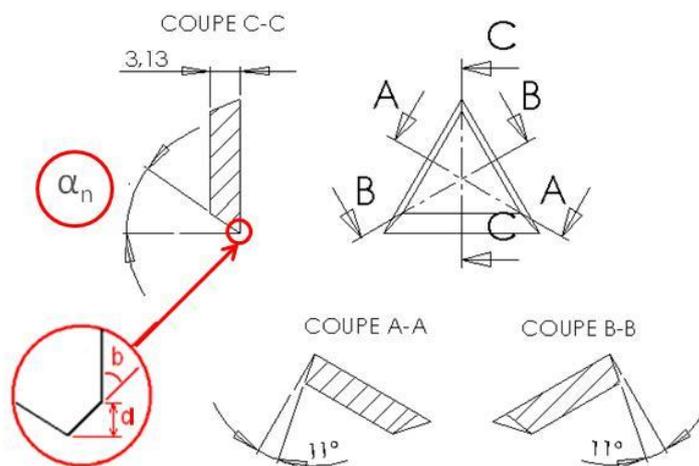


Figure 119 – Rectification de la dépouille et préparation d'arête

Le porte-plaquette est équipé d'un thermocouple placé sous le logement de la plaquette. Le flux de chaleur reçu par l'outil est estimé à l'aide d'une méthode inverse, suivant le principe mis en place par Battaglia et al. [Batt_01]. L'instrumentation, le logiciel de traitement du signal et la fonction de transfert, permettant de passer de la température mesurée au flux de chaleur, sont fournis par la société THERMICAR.

3.1.2.2 Angles de coupe et d'inclinaison d'arête

L'angle de coupe et l'angle de dépouille sont deux paramètres qui modifient la formation du copeau. Le premier agit fortement sur le cisaillement de la matière en zone primaire, tandis que le second change l'angle de dégagement du copeau le long de la face de coupe de l'outil, comme l'illustré sur la Figure 120.

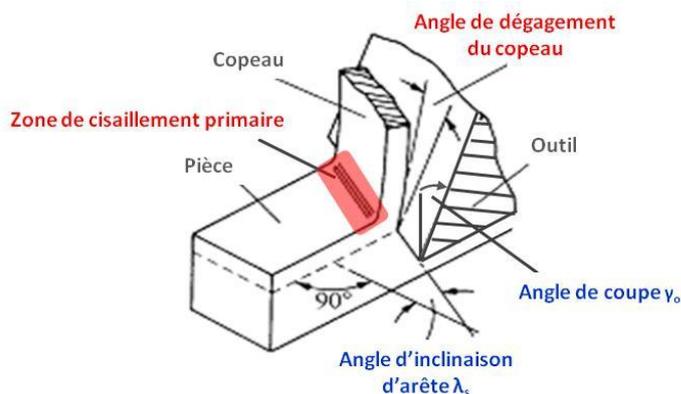


Figure 120 – Formation du copeau en coupe oblique

Toutes les combinaisons $(\gamma_o ; \lambda_s)$ possibles sont testées afin d'évaluer le niveau d'influence des deux paramètres et leurs interactions, sur le flux de chaleur reçu par l'outil. La configuration $(15^\circ ; 0^\circ)$ est prise en référence, avec $V_c = 30 \text{ m/min}$ et $f_z =$

0.075 mm (soit l'équivalent de $f = 0,15$ mm/tr en perçage), dans des conditions d'usinage à sec. Les résultats sont présentés sur la Figure 121.

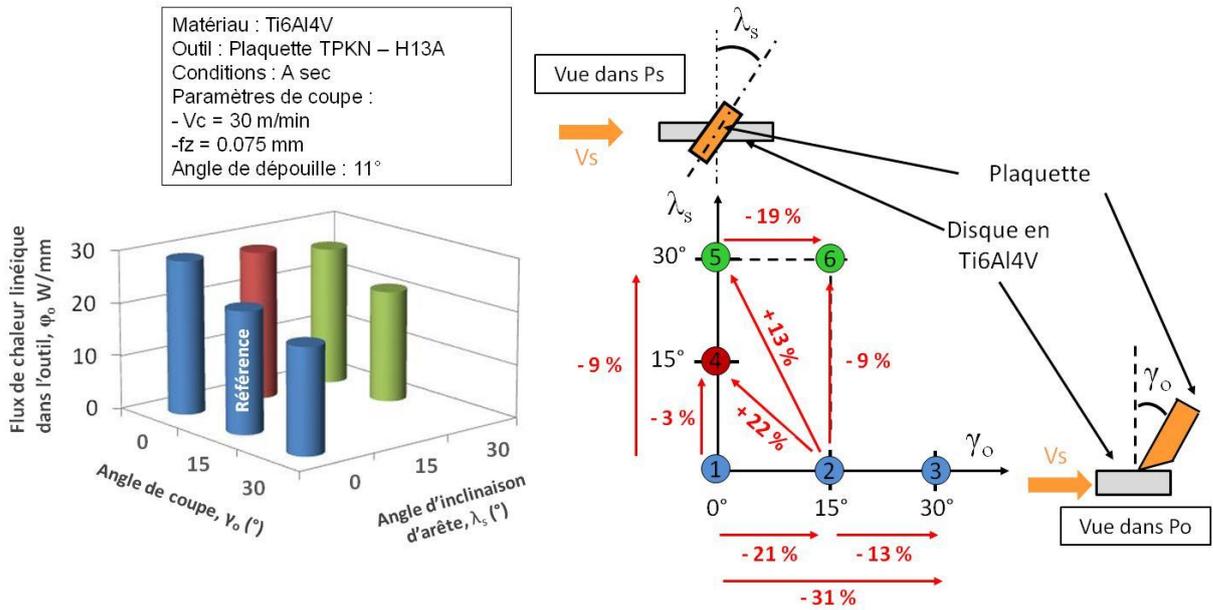


Figure 121 – Flux de chaleur reçu par l'outil pour différentes géométries de coupe ($\gamma_o ; \lambda_s$)

L'angle de coupe apparaît comme le paramètre le plus influent. Le flux de chaleur linéique reçu par l'outil diminue quand l'angle de coupe augmente. Une baisse significative est observée entre $\gamma_o = 0^\circ$ et $\gamma_o = 30^\circ$, pour un angle d'inclinaison $\lambda_s = 0^\circ$. L'effet de l'angle d'inclinaison est moins prononcé. Une baisse de seulement 9% est observée entre $\lambda_s = 0^\circ$ et $\lambda_s = 30^\circ$, pour $\gamma_o = 0^\circ$. Il n'y a pas d'interaction entre l'angle de coupe et l'angle d'inclinaison d'arête. En effet, les résultats des combinaisons 1, 2, 5 et 6 (essais en carré), montrent que les paramètres peuvent être considérés de manière indépendante.

Les efforts de coupe linéique sur l'arête, obtenus pour les mêmes combinaisons d'angles sont relevés, afin de comparer leurs variations avec celles précédemment observées sur le flux de chaleur reçu par l'outil. Les résultats sont présentés sur la Figure 122.

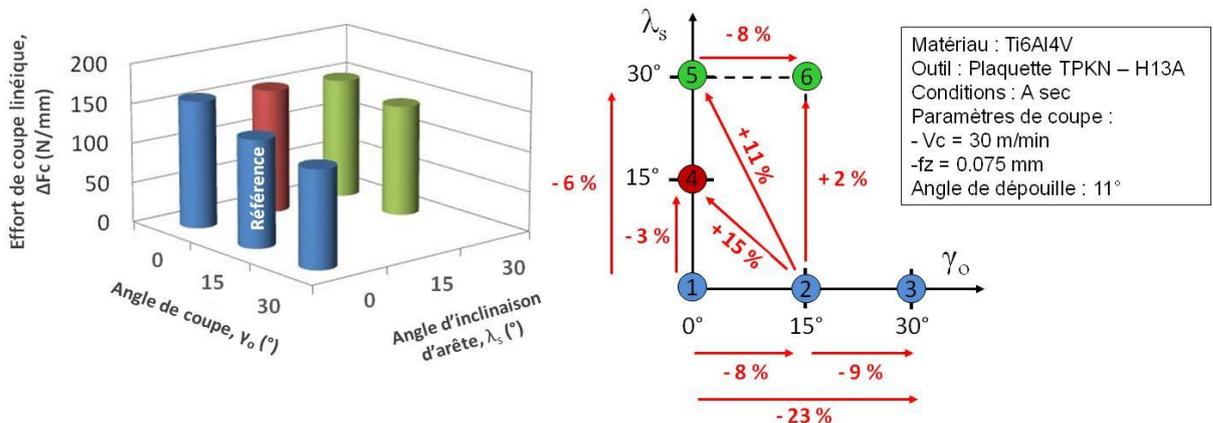


Figure 122 – Effort de coupe pour différentes géométries de coupe ($\gamma_o ; \lambda_s$)

Les actions mécaniques sur l'outil varient en fonction de l'angle de coupe et de l'angle d'inclinaison d'arête. Ces tendances sont similaires à celles observées précédemment sur la variation de flux de chaleur reçu par l'outil, mais ne sont néanmoins pas proportionnelles. Le chargement thermique sur l'outil est plus sensible à la géométrie de coupe, que ne l'est le chargement mécanique. Entre un angle de coupe $\gamma_o = 0^\circ$ et $\gamma_o = 30^\circ$, pour un angle d'inclinaison $\lambda_s = 0^\circ$, la baisse constatée du chargement mécanique est de 23%, alors que celle du chargement thermique est de 31%. Le constat est le même en ce qui concerne l'effet de l'angle d'inclinaison d'arête entre, $\lambda_s = 0^\circ$ et $\lambda_s = 30^\circ$, pour $\gamma_o = 0^\circ$; le chargement mécanique diminue de 6% alors que le flux thermique reçu par l'outil baisse de 9%.

Ces constatations expérimentales fournissent des données intéressantes pour le développement de géométries de coupe à faible production de chaleur. Une géométrie avec un angle de coupe important et une forte variation de l'angle d'inclinaison d'arête (arête complexe), est préconisée par rapport à un angle de coupe nul et une arête sans inclinaison ($\lambda_s = 0^\circ$). La transposition de ces analyses au cas d'un foret hélicoïdal doit être réfléchi. De nouvelles règles de conception sont à définir pour mettre l'aspect thermique au premier plan.

3.1.2.3 Angle de dépouille

L'angle de dépouille agit sur le contact en zone de cisaillement secondaire. Il peut donc à priori être considéré comme indépendant des autres paramètres géométriques étudiés précédemment. Quatre angles α_n sont testés : 2° , 5° , 11° et 15° . Les résultats sont présentés sur la Figure 123, pour la configuration de référence ($\gamma_o = 15^\circ$; $\lambda_s = 0^\circ$), avec $V_c = 30$ m/min et $f_z = 0.075$ mm.

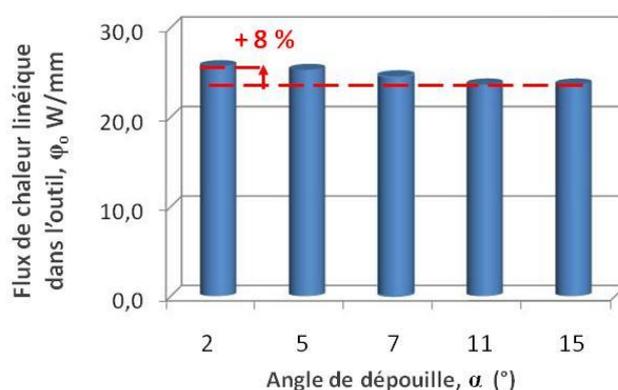


Figure 123 – Flux de chaleur reçu par l'outil pour différents angles de dépouille

En diminuant l'angle de dépouille, le flux linéique reçu par l'outil reste dans premier temps stable, sur la plage $\alpha_n = 15^\circ$ à 11° . Dans un second temps il augmente et apporte une contribution supplémentaire de près de 8% pour $\alpha_n = 2^\circ$. L'influence de ce paramètre est donc du même ordre de grandeur que celle de l'angle d'inclinaison d'arête, mais bien inférieur à celle de l'angle de coupe.

3.1.3 Synthèse

L'étude expérimentale fournit des données intéressantes pour limiter la production de chaleur au niveau de l'arête de coupe. Le choix des conditions coupe pour le perçage à sec des alliages de titane doit s'orienter vers de fortes avances, soit $f = 0,4 - 0,5$ mm/tr, qui permettent d'augmenter la productivité de l'opération en minimisant la montée en température de l'outil, sous réserve d'une bonne tenue mécanique du substrat. Le choix de la géométrie de coupe est également très important. L'étude de sensibilité menée sur les angles de coupe, d'inclinaison d'arête et de dépouille a permis de définir un certain nombre de préconisations pour réduire l'échauffement de l'outil. Un angle de coupe important, environ 30° , une forte variation de l'angle d'inclinaison d'arête, proche de 30° , et un angle de dépouille de 11° , est la combinaison minimisant d'un part le chargement mécanique et d'autre part le chargement thermique, plus sensible aux variations géométriques de l'outil. Il semble dans l'intérêt des fabricants d'outils de prendre en compte ces considérations thermiques pour le développement de nouvelles géométries à basse production de chaleur. Dans le cas du foret hélicoïdal, cela passe par la définition de nouvelles règles de conception.

3.2 Modélisation des chargements mécaniques et thermiques sur l'arête

Les travaux expérimentaux menés précédemment ont montré l'intérêt d'une approche thermique pour proposer des géométries de coupe et des conditions d'utilisation minimisant la production d'énergie. Les attentes dans ce domaine sont très fortes, tant du côté des fabricants de forets que des usineurs. Du point de vue de l'outil, l'état des connaissances ne permet pas de faire une corrélation entre les efforts mécaniques mesurés, la montée en température et l'endommagement. Du point de vue du trou, aucun lien n'est fait entre la quantité de chaleur reçue, le temps d'exposition et l'intégrité de surface qui en découle.

Les travaux de Valiorgue [Vali_08] en tournage ont montré tout l'intérêt de connaître la répartition locale des chargements mécaniques et thermiques dans les interfaces copeau/pièce/outil. Ces informations peuvent ensuite être utilisées pour simuler numériquement les effets induits sur la pièce (ex : contrainte résiduelle), sans se préoccuper des mécanismes d'écoulement de matière.

Afin d'étendre l'approche de Valiorgue [Vali_08] à l'opération de perçage, une réflexion est menée sur l'identification des chargements mécaniques et thermiques pour des géométries de coupe complexes. La méthode d'identification à mettre en œuvre doit établir le bilan des sollicitations sur le copeau, la pièce et l'outil, en dissociant les origines primaires, secondaires et tertiaires, comme illustrées sur la Figure 124. La mesure par caméra infrarouge peut fournir ce bilan complet, mais seulement dans le cadre de la coupe orthogonale ; elle ne sera donc pas mise en œuvre. Aux vues de ces limites, une méthode expérimentale seule ne peut répondre à la problématique d'identification.

Deux méthodes sont proposées pour analyser le partage des flux thermiques dans la zone de coupe, suivant la répartition proposée sur la Figure 124 . La première est une méthode semi-analytique qui couple des expérimentations élémentaires simples à des raisonnements analytiques issus de travaux publiés dans la littérature, suivant la démarche proposée par [Puig_2002]. La puissance mécanique est calculée dans chacune des zones de frottement et de déformation à partir des mesures d'efforts. Elle est ensuite convertie en chaleur et partagée entre le copeau, la pièce et l'outil. La seconde méthode

consiste à estimer le flux de chaleur entrant dans l'outil, à partir d'un relevé de température dans l'outil et d'un post-traitement numérique inverse. Cette dernière méthode ne permet pas de faire le bilan complet de la zone de coupe car seul le flux reçu par l'outil est identifié. Néanmoins, elle offre un des points de comparaison qui permettra d'évaluer les performances de la modélisation semi-analytique.

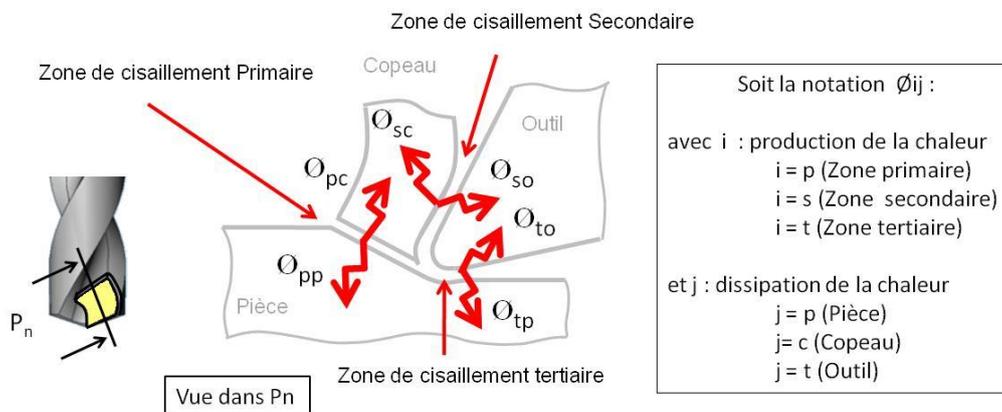


Figure 124 – Objectif de répartition des flux de chaleur

La méthode d'identification est menée dans des conditions à sec pour s'affranchir des notions complexes d'échanges thermiques dans les écoulements de fluide. La condition de référence est un perçage à $V_c = 30$ m/min et $f = 0,15$ mm/tr. Un bilan en différentes positions le long de l'arête est proposé.

3.2.1 Méthode 1 : Semi-analytique

La démarche mis en place se déroule en 4 étapes :

- Relevé discret des 3 composantes d'efforts de perçage dans un repère global, puis expression de ces efforts dans les bases locales pour se ramener en configuration de coupe oblique sur chacune des portions d'arête du foret.
- Calcul de l'équilibre des actions mécaniques exercées sur la pièce, le copeau et l'outil
- Calcul des puissances mécaniques
- Calcul des puissances thermiques et partage des flux de chaleur aux interfaces

3.2.1.1 Relevés expérimentaux des efforts le long de l'arête

Le montage utilisé est en tout point identique à celui présenté dans la partie expérimentale précédente. Il est de nouveau illustré sur la Figure 125. Il permet de mesurer les efforts suivant les trois directions à partir d'un foret mono-dent, sans contrainte de déséquilibre de l'outil. La contribution de chacune des portions d'arête du foret est réalisée par approche discrète, appelée couple arête matière (CAM), à partir d'éprouvettes de différents diamètres, suivant une démarche comparable à celle proposée par [Lapo_2005]. L'identification commence par celle de plus petit diamètre ; la section coupée est alors minimale. L'arête est ensuite engagée sur une plus grande longueur en

augmentant le diamètre de l'éprouvette d'un pas p . Ainsi il est possible de soustraire la contribution de chacune des portions d'arête. Le passage de la contribution cumulée le long de l'arête à une contribution discrète par portion d'arête se fait en admettant les hypothèses de linéarité et d'indépendance des éléments de matière voisines.

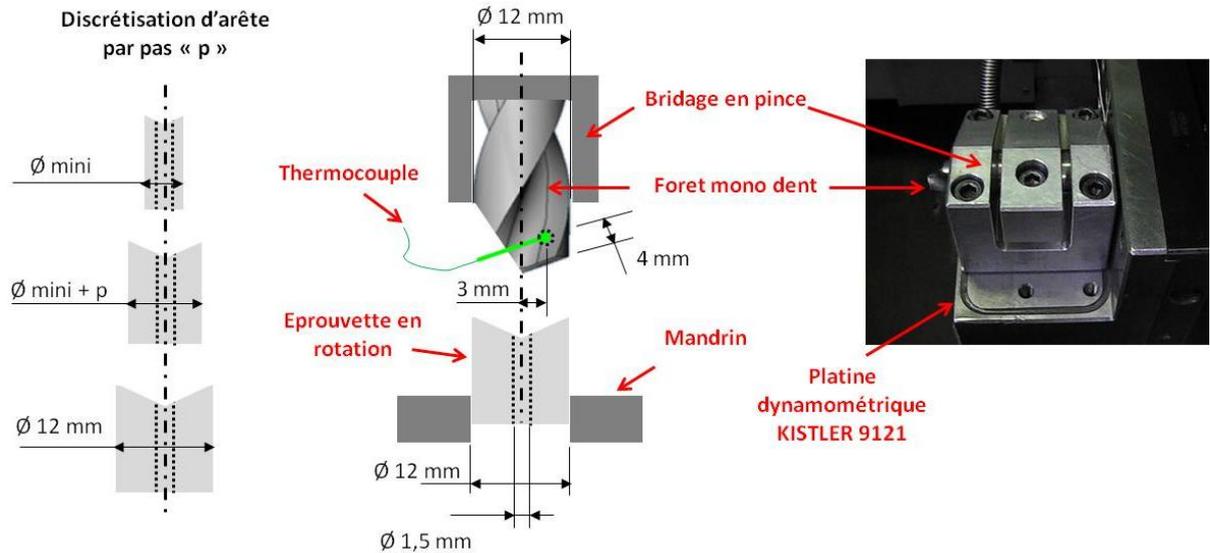


Figure 125 – Montage de perçage au foret mono-dent

Les efforts de coupe F_c , F_f et F_p , exercés par l'outil sur la pièce, sont relevés sur une dent, dans le repère R_0 fixé sur le bec du foret, comme illustré sur la Figure 126.

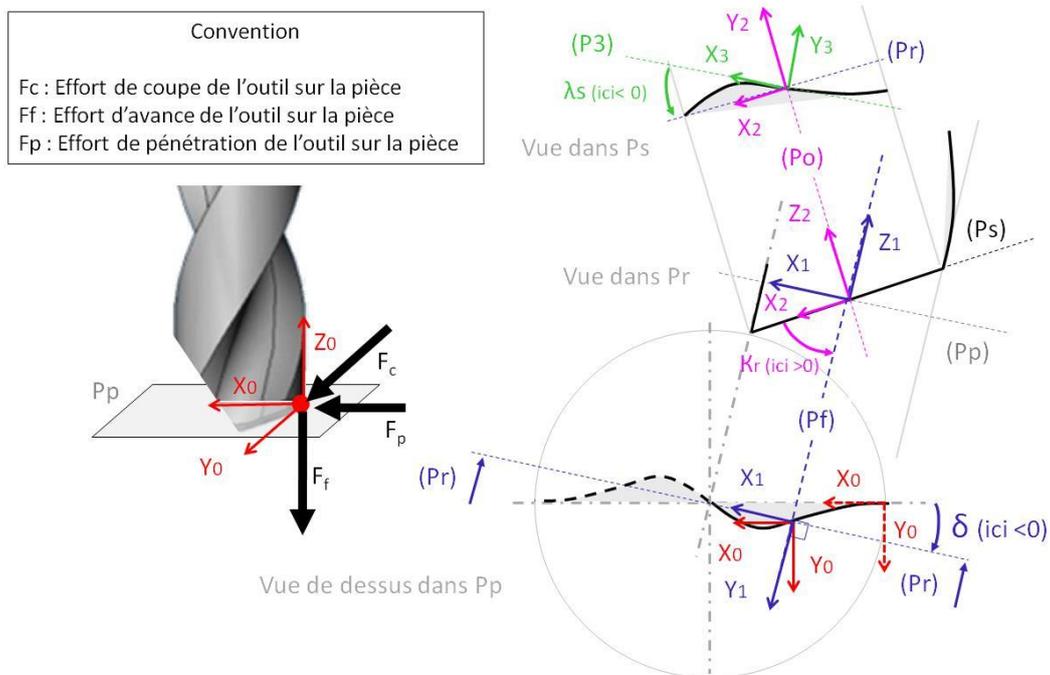


Figure 126 – Paramétrage de la géométrie de coupe

Ils peuvent être ensuite exprimés dans les repères locaux $\{R_2\}$ ou $\{R_3\}$, de chacune des portions d'arête. Une parfaite connaissance de la géométrie de coupe est exigée pour mettre en place le paramétrage complet, proposé sur la, avec :

- δ : angle de position du point M, mesuré dans P_p entre le plan P_r contenant le point M_o et le plan P_r contenant le point M
- κ_r : angle de direction d'arête, mesuré dans P_r entre P_s et P_f
- λ_s : angle d'inclinaison d'arête, mesuré dans P_s entre l'arête et P_r

Les quatre repères mis en place sont :

- R_0 : lié au vecteur vitesse de coupe au point 0, suivant Y_0
- R_1 : lié à la vitesse de coupe au point M, suivant Y_1
- R_2 : lié au vecteur arête, projeté dans P_r , suivant X_2
- R_3 : lié à l'arête, suivant X_3

Les schémas illustrant les changements de repère sont représentés sur la Figure 127

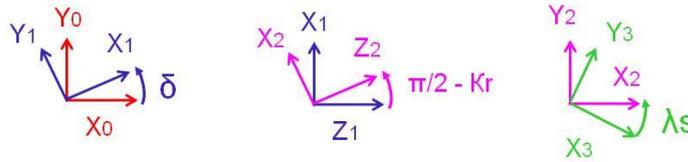


Figure 127 – Schémas de changements de repère

Les matrices de passage associées, notées respectivement $[R_1/R_0]$, $[R_2/R_1]$ et $[R_3/R_2]$ sont les suivantes :

$$[R_1/R_0] = \begin{bmatrix} C(\delta) & S(\delta) & 0 \\ -S(\delta) & C(\delta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad [R_2/R_1] = \begin{bmatrix} C\left(\frac{\pi}{2}-\kappa_r\right) & 0 & -S\left(\frac{\pi}{2}-\kappa_r\right) \\ 0 & 1 & 0 \\ S\left(\frac{\pi}{2}-\kappa_r\right) & 0 & C\left(\frac{\pi}{2}-\kappa_r\right) \end{bmatrix} \quad [R_3/R_2] = \begin{bmatrix} C(\lambda_s) & -S(\lambda_s) & 0 \\ S(\lambda_s) & C(\lambda_s) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

L'expression des efforts de coupe, **sur une arête**, dans le repère $\{R_2\}$, est donnée par la relation

$$\begin{pmatrix} \|F_{x2}\| \\ \|F_{y2}\| \\ -\|F_{z2}\| \end{pmatrix}_{(2)} = [R_2/R_1][R_1/R_0] \begin{pmatrix} F_p \\ F_c \\ -F_f \end{pmatrix}_{(0)} \quad (39)$$

L'application de la démarche est consultable en Annexe 2.

3.2.1.2 Répartition des efforts à l'échelle méso

Les travaux de Merchant et al. [Merc_45] et Oxley [Oxle_89] ont fourni les premières approches. En admettant l'hypothèse d'un régime quasi-stationnaire, il est possible de faire l'équilibre des forces appliquées sur le système copeau/pièce/outil, illustré sur la Figure 128.

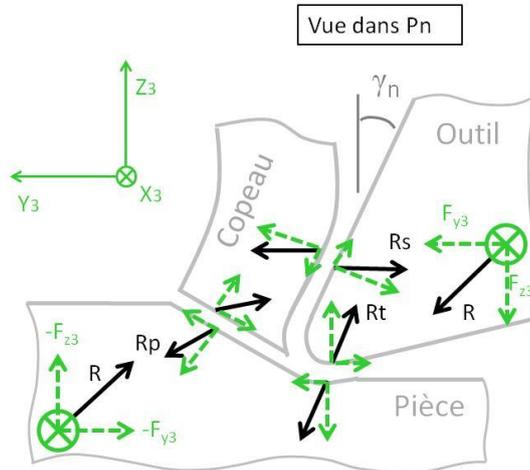


Figure 128 – Equilibre des forces appliquées au système copeau/pièce/outil

Le principe fondamental de la statique doit être appliqué sur chacun des solides isolés, afin de calculer les composantes d'efforts dans les interfaces de contact. La démarche qui va être présentée est généralisée au cas de la coupe oblique, c'est-à-dire en 3 dimensions.

3.2.1.2.1 Efforts sur l'outil

L'outil est soumis à l'action mécanique du copeau sur la face de coupe R_s , de la pièce sur la face de dépouille R_t et de la réaction de l'outil R , illustrée sur la Figure 129.

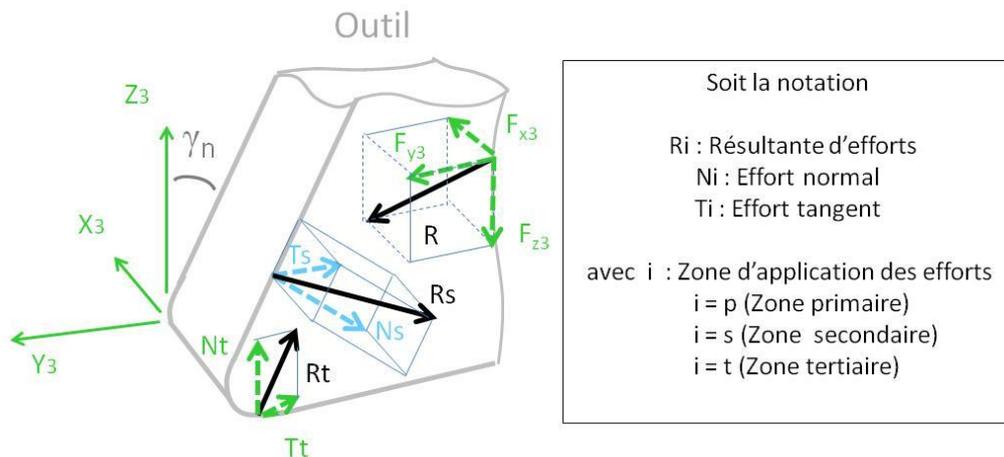


Figure 129 – Actions mécaniques sur l'outil isolé

L'équilibre des forces est donné par la relation (40) :

$$R_s + R_t + R = 0 \quad (40)$$

L'équilibre des moments n'est pas considéré. Hypothèse est faite, dans un premier temps, que les distances entre les points d'application des efforts est suffisamment faible pour ne pas introduire de composante supplémentaire.

La réaction R de l'outil est couramment identifiée dans le repère $\{R_2\}$, appelé aussi repère orthogonal. Son expression est donnée par la relation matricielle (41)

$$(R)_{(2)} = \begin{pmatrix} F_{x2} \\ F_{y2} \\ -F_{z2} \end{pmatrix}_{(2)} \quad (41)$$

Son expression dans le repère $\{R_3\}$, est donnée par la relation matricielle

$$(R)_{(3)} = [R_3/R_2] \begin{pmatrix} F_{x2} \\ F_{y2} \\ -F_{z2} \end{pmatrix}_{(2)}$$

L'action R_t sur la face de dépouille est décomposée en une action normale N_t et une action tangentielle T_t portée par Y_2 . En effet, l'hypothèse est faite que les actions mécaniques sont portées par la direction d'écoulement de la matière, comme illustré sur la Figure 129.

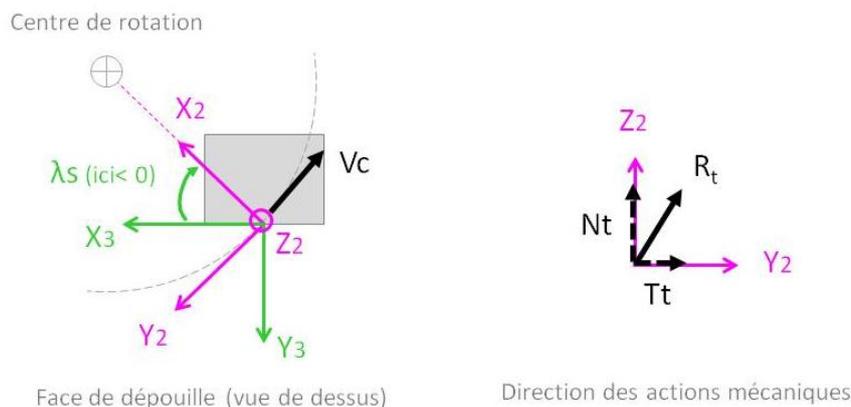


Figure 130 – Actions mécaniques sur la face de dépouille

Les composantes normales et tangentielles sont liées entre elles par un coefficient de frottement μ_t dynamique, identifié expérimentalement sur un tribomètre dédié à l'usinage, présenté au chapitre 2.

$$(R_t)_{(2)} = \begin{pmatrix} 0 \\ T_t \\ N_t \end{pmatrix}_{(2)} = \begin{pmatrix} 0 \\ -\mu_t \cdot N_t \\ N_t \end{pmatrix}_{(2)} \quad (42)$$

Son expression dans le repère $\{R_3\}$, est donnée par la relation matricielle

$$(R_t)_{(3)} = [R_3/R_2] \begin{pmatrix} 0 \\ -\mu_t \cdot N_t \\ N_t \end{pmatrix}_{(2)} \quad (43)$$

L'action R_s sur la face de coupe est décomposée également d'une action normale N_s et une action tangentielle T_s , liées entre elles par un coefficient de frottement μ_s . La direction d'écoulement du copeau est donnée par Z_5 . Elle n'est a priori pas connue, bien qu'il existe une relation géométrique selon laquelle l'angle de dégagement du copeau θ est proche de la valeur de l'angle d'inclinaison d'arête.

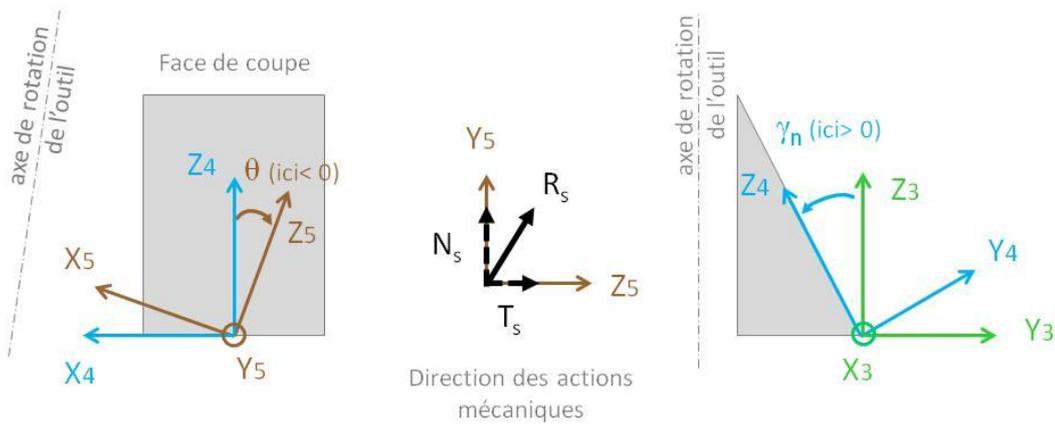


Figure 131 – Actions mécaniques sur la face de coupe

Son expression dans le repère $\{R_5\}$ est donnée par la relation matricielle (44).

$$(R_s)_{(5)} = \begin{pmatrix} 0 \\ -N_s \\ T_s \end{pmatrix}_{(5)} = \begin{pmatrix} 0 \\ -N_s \\ \mu_s \cdot N_s \end{pmatrix}_{(5)} \quad (44)$$

Le passage du repère $\{R_5\}$ au repère $\{R_3\}$ est illustré sur la Figure 132.



Figure 132 – Schéma de changement de repère entre $\{R_4\}$ et $\{R_6\}$

Les matrices de changement de repère $\{R_3/R_4\}$ et $\{R_4/R_5\}$ sont les suivantes :

$$[R_4/R_5] = \begin{bmatrix} C(\theta) & 0 & S(\theta) \\ 0 & 1 & 0 \\ -S(\theta) & 0 & C(\theta) \end{bmatrix} \quad [R_3/R_4] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & C(\gamma_n) & -S(\gamma_n) \\ 0 & S(\gamma_n) & C(\gamma_n) \end{bmatrix}$$

L'action R_s sur la face de coupe exprimée dans $\{R_3\}$, est donnée par la relation matricielle (44).

$$(R_s)_{(3)} = [R_3/R_4][R_4/R_5] \begin{pmatrix} 0 \\ -N_s \\ \mu_s \cdot N_s \end{pmatrix}_{(5)} \quad (45)$$

L'équation matricielle à résoudre est donnée par la relation (46). C'est un système non-linéaire de trois équations à trois inconnues, qui sont N_s , N_t et θ . Les solutions sont obtenues par résolution numérique dans le cas général. Dans les cas particuliers où $\lambda_s=0^\circ$, les solutions sont données par les relations (47) et (48).

$$(R_s)_{(3)} + (R_t)_{(3)} + (R)_{(3)} = 0 \quad (46)$$

$$N_s = \frac{F_{z2} \cdot \mu_t - F_{y2}}{\mu_t \cdot (\cos(\gamma_n) \cdot \mu_s - \sin(\gamma_n)) - \sin(\gamma_n) \cdot \mu_s - \cos(\gamma_n)} \quad (47)$$

$$N_t = \frac{(\cos(\gamma_n) \cdot F_{y2} - \sin(\gamma_n) \cdot F_{z2}) \cdot \mu_s - \cos(\gamma_n) \cdot F_{z2} - \sin(\gamma_n) \cdot F_{y2}}{\mu_s \cdot (\cos(\gamma_n) \cdot \mu_t - \sin(\gamma_n)) - \sin(\gamma_n) \cdot \mu_s - \cos(\gamma_n)} \quad (48)$$

L'application de la démarche est consultable en Annexe 2.

3.2.1.2.2 Sur le copeau

Il est soumis à l'action mécanique R_s de l'outil dans la zone de cisaillement secondaire et R_p de la matière dans la zone primaire. La résultante R_s sur la face de coupe étant connue dans $\{R_4\}$, il est possible d'en déduire la résultante R_p .

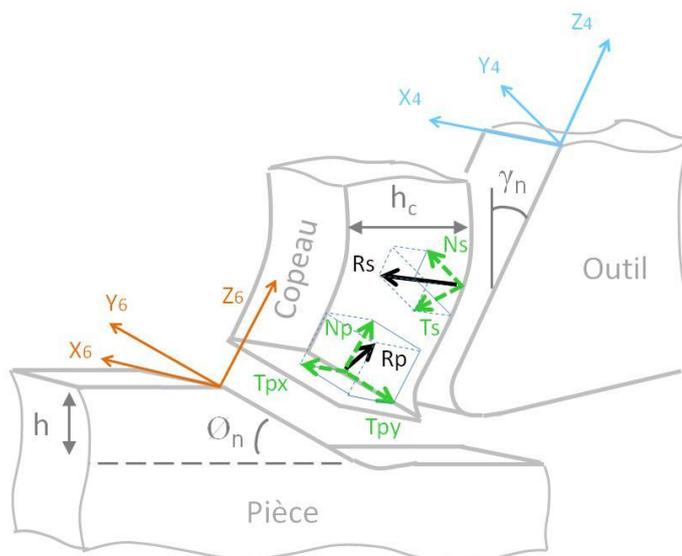


Figure 133 – Actions mécaniques sur le copeau isolé

L'équilibre des forces est donné par la relation (49) :

$$R_s + R_p = 0 \quad (49)$$

L'angle de cisaillement ϕ_n peut être mesuré expérimentalement à l'aide d'un essai de coupe brusquement interrompue. Cette méthode complexe demande du temps et un nombre important de répétitions pour obtenir des informations fiables. L'angle de cisaillement ϕ_n peut également être estimé à l'aide la relation (50), à partir de la mesure de l'épaisseur du copeau. Cette méthode simple permet d'en donner une estimation rapide.

$$\phi_n = \tan^{-1} \left(\frac{t \cdot \cos \gamma_n}{t_c - h \cdot \sin \gamma_n} \right) \quad (50)$$

t : Epaisseur copeau avant déformation

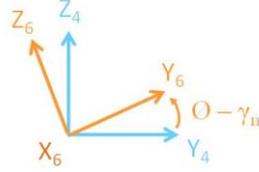
t_c : Epaisseur copeau après déformation

L'action R_p se décompose en une action normale N_p et deux actions tangentielles de cisaillement T_{px} et T_{py} . Son expression dans le repère $\{R_6\}$ est donnée par la relation matricielle (51)(44).

$$(R_p)_{(6)} = \begin{pmatrix} T_{px} \\ -T_{py} \\ N_p \end{pmatrix}_{(6)} \quad (51)$$

L'action R_s est connue dans le repère $\{R_5\}$. Elle doit être exprimée dans le repère $\{R_6\}$ à l'aide des matrices de changement de repère $\{R_4/R_5\}$ et $\{R_6/R_4\}$, donnée par la relation (52) et illustrée sur la Figure 134.

$$[R_6/R_4] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & C(\phi_n - \gamma_n) & S(\phi_n - \gamma_n) \\ 0 & -S(\phi_n - \gamma_n) & C(\phi_n - \gamma_n) \end{bmatrix} \quad (52)$$


 Figure 134 – Schéma de changement de repère entre $\{R_4\}$ et $\{R_6\}$

Le système matriciel complet à résoudre est donné par la relation (53). Les deux inconnues sont N_p et T_p . Leurs solutions respectives sont données par les relations (56), et (48)

$$[R_6/R_4] \cdot [R_4/R_5] \cdot (R_s)_{(5)} + (R_p)_{(6)} = 0 \quad (53)$$

$$T_{px} = T_s \cdot \sin(\theta) \quad (54)$$

$$T_{py} = -N_s \cdot \cos(\phi_n - \gamma_n) + T_s \cdot \cos(\theta) \cdot \sin(\phi_n - \gamma_n) \quad (55)$$

$$N_p = -N_s \cdot \sin(\phi_n - \gamma_n) - T_s \cdot \cos(\theta) \cdot \cos(\phi_n - \gamma_n) \quad (56)$$

L'application de la démarche est consultable en Annexe 2.

3.2.1.2.3 Sur la pièce

Les actions mécaniques exercées sur la pièce peuvent être directement déduites des calculs précédents.

3.2.1.3 Calcul des puissances mécaniques

Les puissances mécaniques Pm_p , Pm_s et Pm_t , sont calculées respectivement dans chacune des zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire, à l'aide des actions mécaniques précédemment calculées. Les trois zones, illustrées sur la Figure 135, sont traitées indépendamment. Le cumul de ces contributions est ensuite comparé à la puissance par portion d'arête $Pm/portion$, donnée par la relation (57), afin d'évaluer le niveau de cohérence de la méthode semi-analytique proposée.

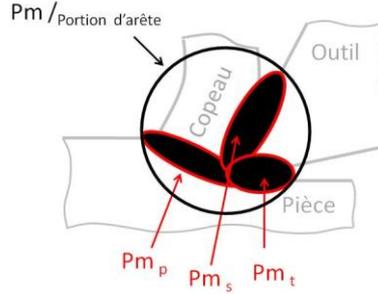


Figure 135 - Zones de calcul des puissances mécaniques

$$Pm_{portion} = F_{c/portion} \cdot V_{c\ locale} \quad (57)$$

- $Pm_{portion}$: Puissance consommée par la portion d'arête considérée (W)
- $F_{c/portion}$: Effort de coupe exercé sur la portion d'arête considérée (N)
- $V_{c\ locale}$: Vitesse de coupe moyenne sur la portion d'arête considérée (m/min)

- Zone de cisaillement primaire

La matière subit un cisaillement à grande vitesse suivant le plan O_n . Les travaux de [Oxley] et [Cahuc] ont décrit le comportement de la matière dans cette zone. La matière arrive avec une vitesse V_c , inclinée d'un angle λ_s par rapport au plan P_n . La vitesse se décompose en une vitesse tangentielle V_t et normale V_n à l'arête de coupe, comme illustré sur la Figure 136.

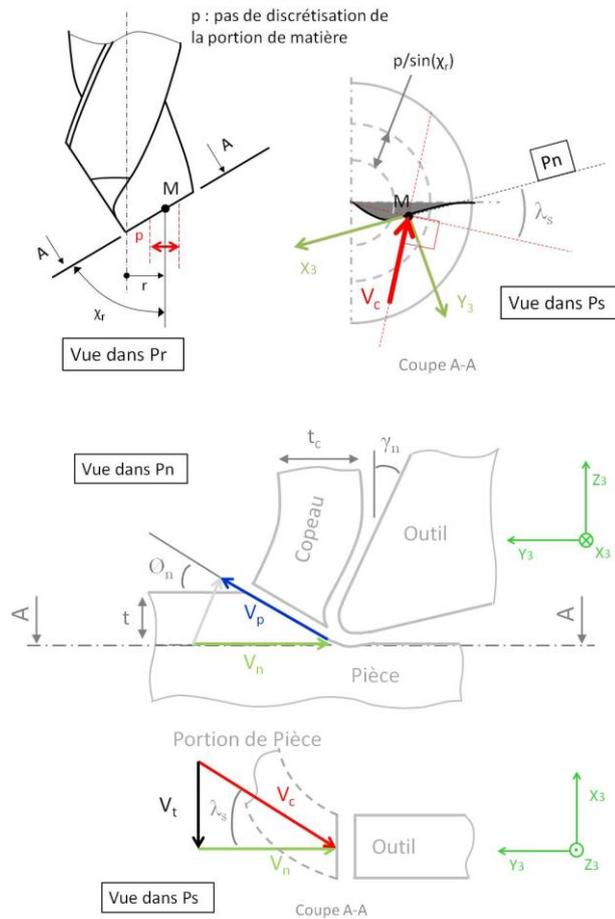


Figure 136 – Vitesses d'écoulement à l'échelle mésoscopique dans la zone de coupe

La composante V_n est à l'origine de la formation du copeau. Elle provoque son cisaillement à une vitesse V_p donnée par la relation (58).

$$V_p = \frac{V_c \cdot \cos(\gamma_n) \cdot \cos(\lambda_s)}{\cos(\phi_n - \gamma_n)} \quad (58)$$

La puissance générée dans la zone de cisaillement primaire est donnée par la relation (59).

$$Pm_p = V_p \cdot T_{py} + V_t \cdot T_{px} \quad (59)$$

- Zone de cisaillement secondaire

Le copeau s'écoule le long de la face de coupe de l'outil à une vitesse moyenne V_s , donnée par la relation (60).

$$V_s = V_c \cdot \frac{t}{t_c} \quad (60)$$

La puissance générée dans la zone de cisaillement secondaire est donnée par la relation (61).

$$Pm_s = V_s \cdot T_s \quad (61)$$

- Zone de cisaillement tertiaire

L'analyse de cette zone est similaire à la précédente. Le copeau s'écoule le long de la dépouille de l'outil à la vitesse de coupe V_c . La puissance générée dans la zone de cisaillement secondaire est donc donnée par la relation (62).

$$Pm_t = V_c \cdot T_t \quad (62)$$

3.2.1.4 Calcul des puissances thermiques et partage des flux de chaleur

Les puissances thermiques sont calculées à partir des puissances mécaniques évaluées précédemment.

- Zone de cisaillement primaire

Le comportement thermique de la zone de cisaillement primaire est illustré sur la Figure 137

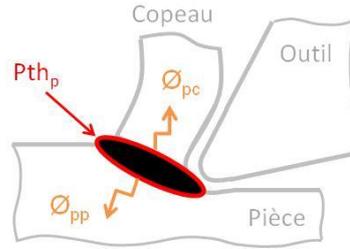


Figure 137 – Echauffement de la zone de cisaillement primaire

D'après Shi et al. [Shi_02], la part dégradée en chaleur dans la zone de cisaillement primaire est comprise entre 0,85 et 0,95 %. Un coefficient $\lambda = 0,9$ sera choisi pour cette étude. La puissance thermique Pth_p générée dans la zone de cisaillement primaire est donc donnée par la relation (63). Une part se diffuse dans le copeau, selon une fraction $\beta_p = 0,9$ d'après les travaux de Schmidt et al. [Schm_49]. Le flux de chaleur reçu par le copeau Φ_{pc} est donc calculé suivant la relation (64). La part complémentaire reçue par la pièce Φ_{pp} , est calculé à l'aide de la relation (65). Ces hypothèses de répartition sont admises, au regard de l'expérimentation complexe à mettre en œuvre pour établir de nouvelles données dans cette zone.

$$Pth_p = \lambda \cdot Pm_p \quad (63)$$

$$\Phi_{pc} = \beta_p \cdot Pth_p \quad (64)$$

$$\Phi_{pp} = (1 - \beta_p) \cdot Pth_p \quad (65)$$

λ : Pourcentage de l'énergie mécanique dégradée en chaleur dans la zone de cisaillement primaire

β_p : Coefficient de partage du flux de chaleur dans la zone de cisaillement primaire (Part reçu par le copeau)

- Zone de cisaillement secondaire

Il est assumé que l'ensemble de l'énergie mécanique de frottement est converti en chaleur. Le comportement thermique de la zone de cisaillement primaire est illustré sur la Figure 138.

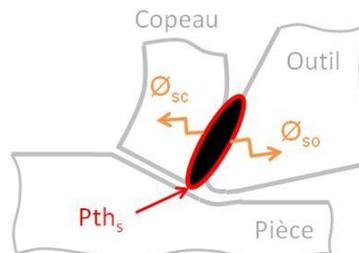


Figure 138 – Echauffement de la zone de la zone de cisaillement secondaire

La puissance thermique Pth_s produite dans la zone de cisaillement secondaire est donnée par la relation (66). La part de flux de chaleur reçue par l'outil Φ_{so} est calculée à partir du coefficient de partage des flux β_s , mesuré expérimentalement sur le tribomètre présenté au chapitre 2. Le modèle de partage est donné par la relation (67). Il évolue en

fonction de la vitesse de glissement du copeau V_s , définie précédemment par la relation (60). Le flux de chaleur reçu par l'outil Φ_{so} est donc calculé suivant la relation (68). La part complémentaire reçue par le copeau Φ_{sc} , est calculée à l'aide de la relation (69).

$$Pth_s = Pm_s \quad (66)$$

$$\beta_s = 1,19.V_s^{-0,23} \quad (67)$$

$$\Phi_{so} = \beta_s.Pth_s \quad (68)$$

$$\Phi_{sc} = (1 - \beta_s).Pth_s \quad (69)$$

β_s : Coefficient de partage du flux de chaleur dans la zone de cisaillement secondaire (Part reçu par le copeau)

- Zone de cisaillement tertiaire

Il est assumé que l'ensemble de l'énergie mécanique de frottement est converti en chaleur. Le comportement thermique de la zone de cisaillement primaire est illustré sur la Figure 139.

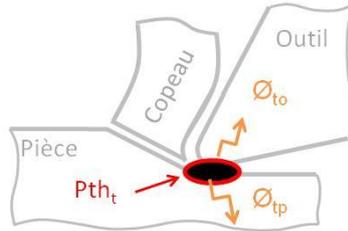


Figure 139 – Echauffement de la zone de la zone de cisaillement tertiaire

La puissance thermique Pth_t produite dans la zone de cisaillement secondaire est donnée par la relation (70). Le coefficient de partage des flux β_t est calculé à partir du modèle identifié au chapitre 2. Il est défini par la relation (67), en considérant une vitesse de glissement V_s égale à V_c . Le flux de chaleur reçu par l'outil Φ_{to} est donc calculé suivant la relation (71). La part complémentaire reçue par la pièce Φ_{tp} , est calculée à l'aide de la relation (72).

$$Pth_t = Pm_t \quad (70)$$

$$\Phi_{to} = \beta_t.Pth_t \quad (71)$$

$$\Phi_{tp} = (1 - \beta_t).Pth_t \quad (72)$$

β_t : Coefficient de partage du flux de chaleur dans la zone de cisaillement secondaire (Part reçue par le copeau)

L'application de la démarche est consultable en Annexe 2.

3.2.1.5 Résultats

La démarche est appliquée pour la condition de référence $V_c = 30$ m/min et $f = 0,15$ mm/tr, réalisée à sec. Un exemple de bilan des flux de chaleur est présenté sur la Figure 141, pour une portion d'arête situé au niveau des becs du foret, soit à $r = 5,5 \pm 0,5$.

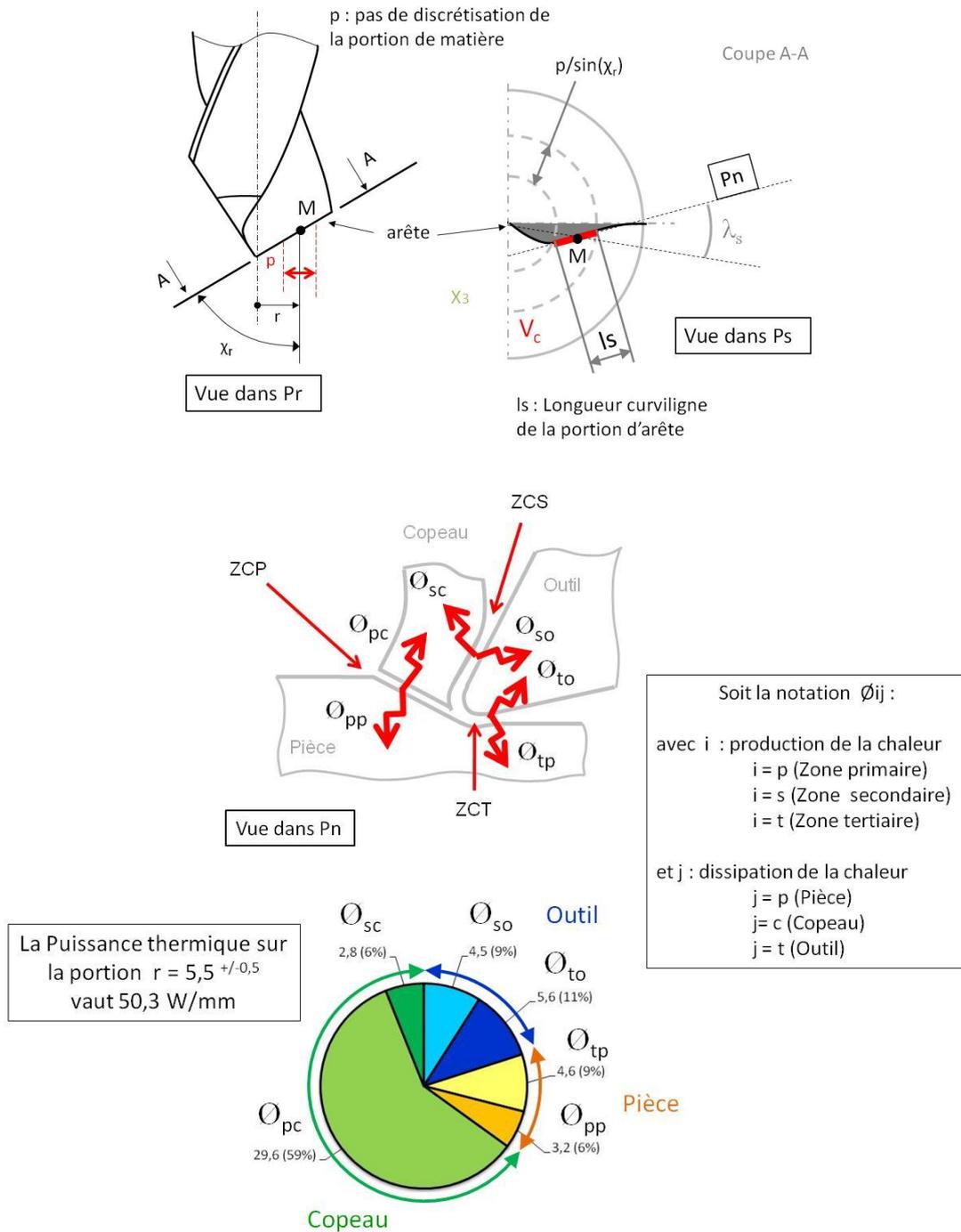


Figure 140 – Bilan des flux de chaleur dans la zone de coupe, pour la portion d'arête au niveau des becs du foret, soit à $r = 5,5 \pm 0,5$.

La puissance thermique linéique sur cette portion d'arête est de 50,3 W/mm. D'après la méthode semi-analytique mise en place, il est possible de donner une répartition détaillée des flux thermiques du partage des flux dans la zone de coupe. Le copeau reçoit de la chaleur en provenance des zones de cisaillement primaire et secondaire. Près de 65 % de la puissance thermique totale est évacuée par son biais. L'outil quant à lui reçoit 20 % de cette puissance, répartie sur ces deux surfaces de contact copeau/outil et pièce/outil. Pour finir, la pièce évacue 15 % de chaleur provenant de la zone de cisaillement primaire et du contact avec la dépouille de l'outil.

L'évolution des flux de chaleur sur les autres portions le long de l'arête de coupe est présentée sur la Figure 141.

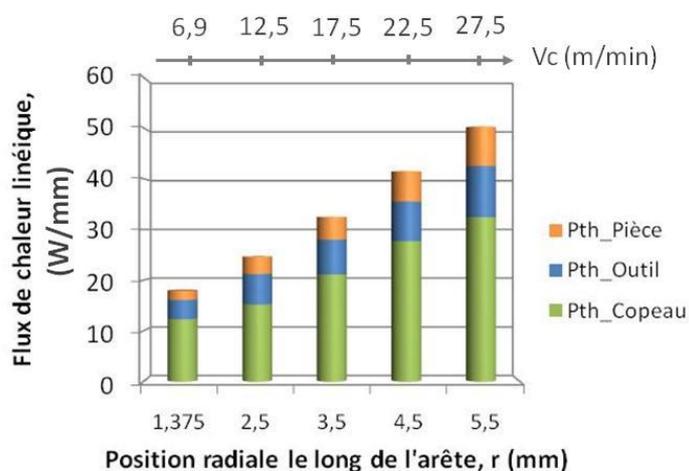


Figure 141 – Evolution des flux de chaleur en différentes positions le long de l'arête

La puissance thermique totale croît le long de l'arête de coupe et suit ainsi de façon monotone l'évolution de la vitesse de coupe, proche de zéro au centre et maximale au niveau des becs. La quantité de chaleur reçue par le copeau, l'outil et la pièce, augmente également. En vu de modéliser le partage des flux de chaleur dans la zone de coupe, il est intéressant de présenter le pourcentage de flux reçu par ces trois entités, en chacune des portions d'arête de l'outil. Les résultats sont présentés sur la Figure 143.

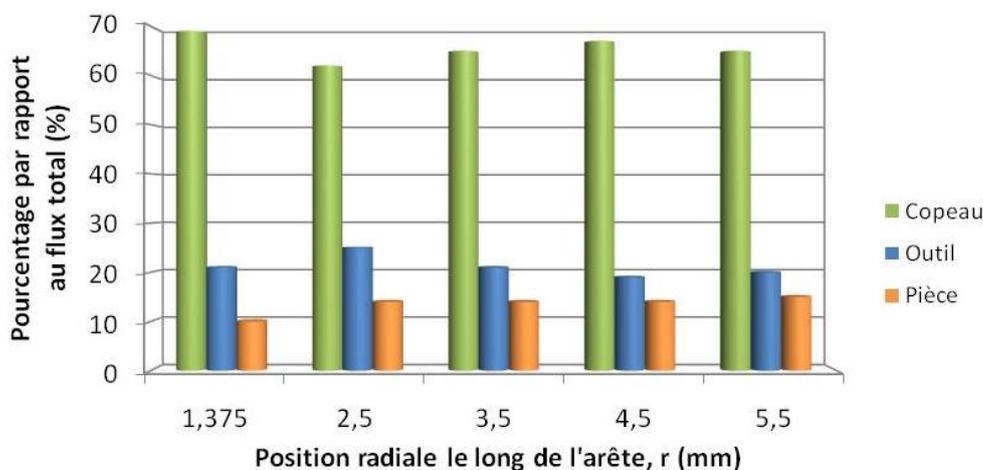


Figure 142 – Evolution du bilan des flux de chaleur en pourcentage, entre les entités copeau/pièce/outil

Le partage des flux entre les entités copeau/pièce outil est très peu influencé par la position le long de l'arête. En effet, il est possible de définir une plage comprise entre 60 et 70% pour la part de puissance thermique évacuée par le copeau. L'outil reçoit lui entre 20 et 25% ; tandis que la pièce reçoit entre 10 et 15% de la puissance thermique totale. Il est surprenant de n'observer qu'une faible influence de la géométrie de l'arête et de la vitesse de coupe sur ce partage des flux. Ces données simples apportent une première modélisation de la zone de coupe dans le perçage des alliages. Elles seront confrontées à la seconde méthode d'identification des flux de chaleur.

3.2.2 Méthode 2 : Numérique

Cette méthode propose de quantifier le flux de chaleur entrant sur chacune des portions d'arête du foret, en couplant la mesure de la température en un point donné de l'outil à un post-traitement par une méthode inverse numérique. Cette démarche hybride se base sur la réflexion de Battaglia [Batt_07] : « Si la zone sollicitée est petite par rapport à la distance R entre cette zone et le capteur, elle pourra être perçue comme une source ponctuelle de chaleur vis-à-vis du capteur ».

3.2.2.1 Mesure expérimentale de la température dans l'outil

Le montage utilisé a déjà été présenté dans les études précédentes. Il est de nouveau illustré sur la Figure 143. Il permet de mesurer l'élévation de température engendrée par le travail d'une dent du foret. Le point de mesure se situe à 4 mm en retrait de l'arête de coupe, à une distance radiale de 3 mm par rapport à l'axe du foret et à une profondeur de 1 mm sous la face de coupe. La contribution thermique de chacune des portions d'arête du foret est réalisée par une approche discrète, appelée couple arête matière thermique (CAM - thermique), à partir d'éprouvettes de différents diamètres. L'identification commence par celle de plus grand diamètre ; la section coupée est alors maximale. L'arête est ensuite désengagée en réduisant le diamètre de l'éprouvette par pas successifs $p/2$. Le passage de la contribution cumulée le long de l'arête à une contribution discrète par portions d'arête se fait à l'aide de la méthode inverse numérique.

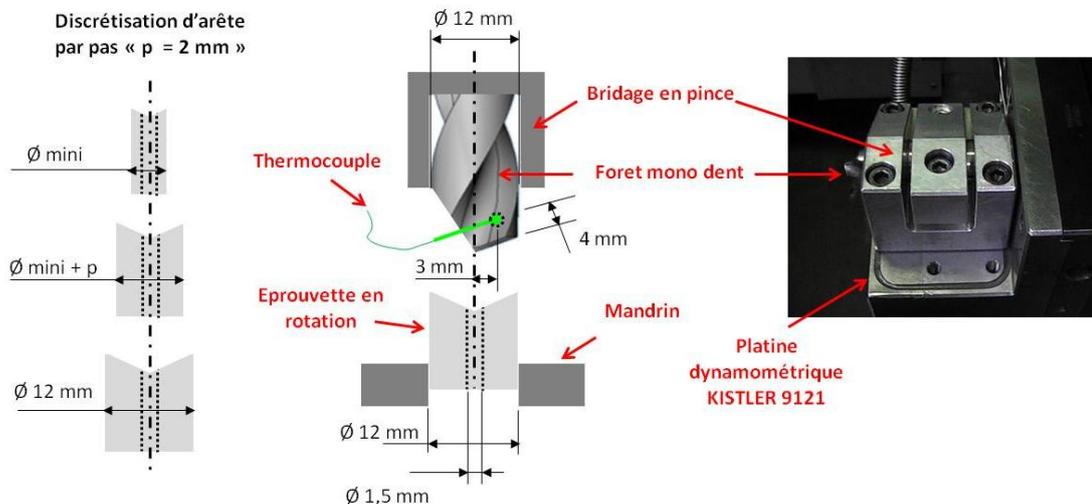


Figure 143 – Montage instrumenté de perçage au foret mono-dent

3.2.2.2 Modèle numérique

Un calcul de transfert de chaleur par conduction en régime transitoire est implémenté dans le logiciel COMSOL Multiphysic.

Géométrie et maillage

La géométrie CAO du foret est directement importée dans le logiciel de calcul. Il est important que le volume de matière de l'outil utilisé dans la simulation numérique soit proche de celui ayant servi à l'identification expérimentale des courbes de température. Des éléments tétraédriques libres sont utilisés pour le maillage de cette géométrie complexe, comme le montre la Figure 144. La zone de formation du copeau est maillée finement avec une taille de maille comprise entre 15 et 20 μm .

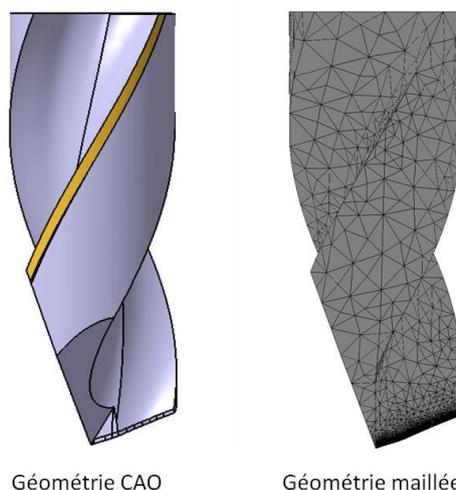


Figure 144 – Maillage du foret mono-dent

Propriétés de l'outil

Les propriétés thermiques du carbure à 20°C sont données dans le Tableau 5.

Propriétés	Valeur	Unité
Masse volumique : ρ	14 600	Kg.m ⁻³
Conductivité thermique : k	75	W.m ⁻¹ .°C ⁻¹
Capacité thermique massique : Cp	220	J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹

Tableau 5 - Propriétés physiques du carbure à 20°C

Conditions aux limites

Les flux thermiques reçus par l'outil généré dans la zone de cisaillement primaire et secondaire sont groupés et appliqués uniquement sur la face de coupe. Il est fait l'hypothèse que la distance du point de mesure et la taille de la zone d'application des flux est petite et suffisamment éloignée du point de mesure pour ne pas influencer sur l'identification. L'arête est discrétisée en portions d'une largeur radiale égale à $p/2$. La

longueur du contact entre le copeau et la face de coupe est fixée à 0,2 mm, suite aux observations faites au microscope à balayage électronique (MEB), présentées sur la Figure 145 pour la condition de référence testée. Un coefficient d'échange convectif avec l'air, soit $h_{\text{air}} = 5 \text{ W/m}^2$, est appliqué sur l'ensemble de la géométrie.

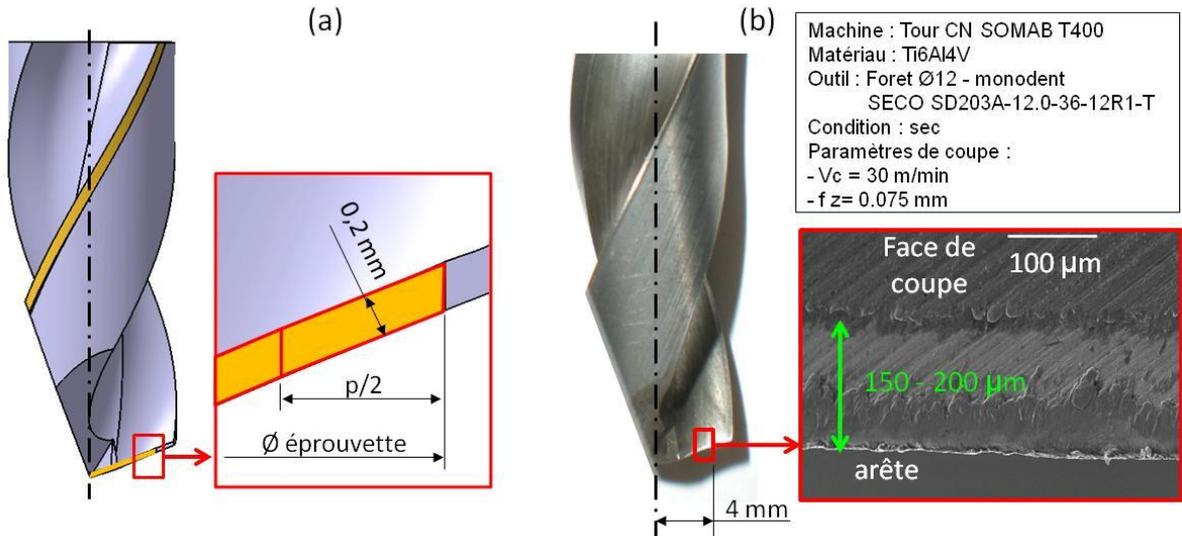


Figure 145 – Zone de contact entre le copeau et la face de coupe, modélisée (a), réelle (b)

3.2.2.3 Protocole d'exploitation du modèle

Le modèle est utilisé afin d'identifier le flux de chaleur ayant engendré une élévation de température connue en un point de l'outil. La méthode itérative menée à chaque pas de discrétisation est présentée sur la Figure 146.

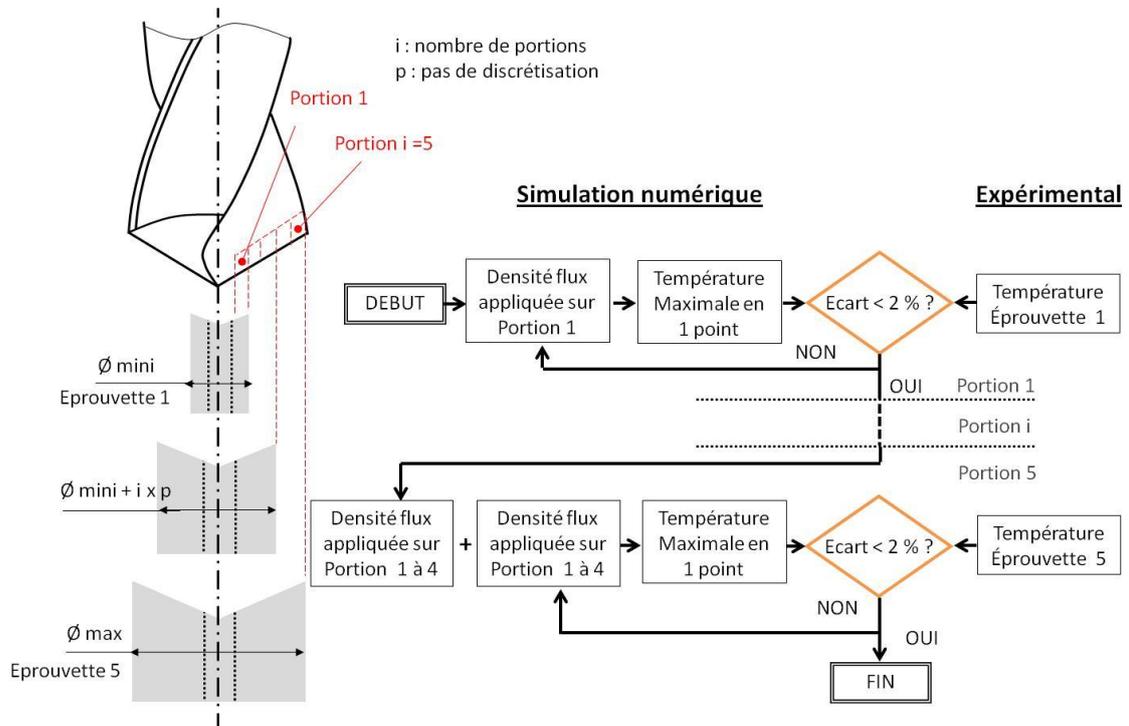


Figure 146 – Méthode itérative d'identification des flux de par portions d'arêtes

La première boucle se place dans les mêmes conditions que la phase expérimentale ayant fourni les courbes de températures. La densité de flux appliquée sur la portion 1 de la face de coupe de l'outil est itérée jusqu'à ce que l'écart entre la température expérimentale maximale et numérique soit inférieur à 2%, comme le montre la Figure 147. Les boucles suivantes prennent en compte les flux identifiés sur les portions précédentes et ajoutent la contribution de la nouvelle portion d'arête à identifier. L'itération est donc toujours menée sur la portion la plus éloignée du centre du foret.

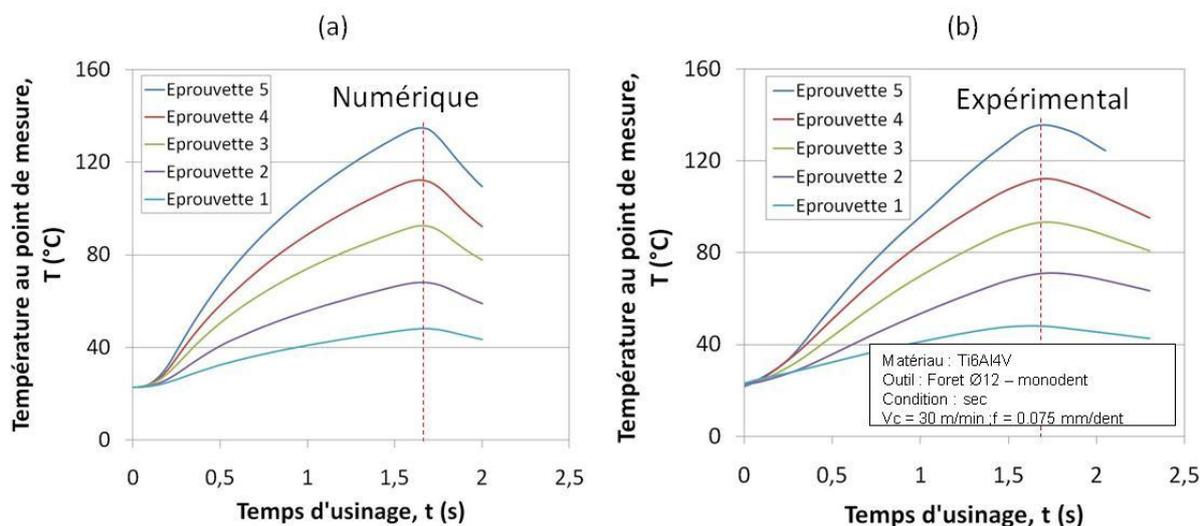


Figure 147 – Comparaison des courbes de températures expérimentales et numériques, pour la condition de coupe à sec $V_c = 30$ m/min et $f_z = 0,075$ mm

3.2.2.4 Résultats

Le flux de chaleur estimé dans l'outil, sur chacune des cinq portions d'arête, est présenté sur la Figure 148.

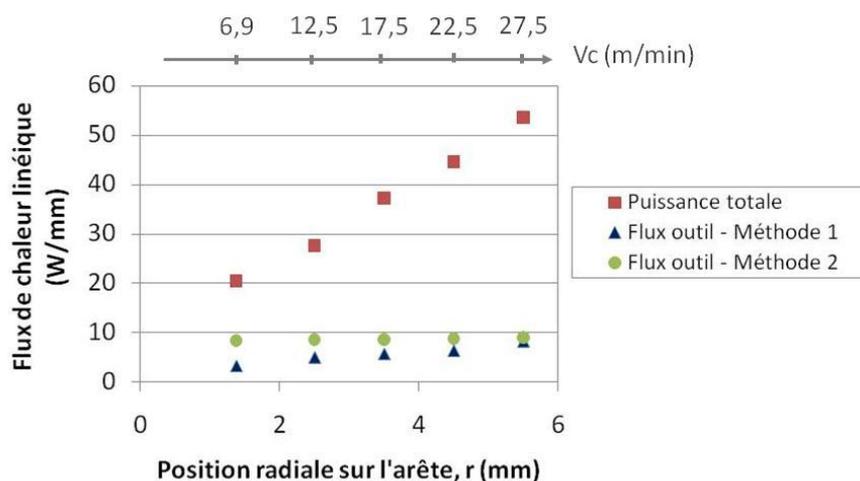


Figure 148 – Evolution du flux de chaleur reçu par l'outil, suivant la méthode 2

Le flux dans l'outil, estimé à l'aide de la méthode numérique, ne présente qu'une très faible évolution le long de l'arête. Malgré l'augmentation continue de la puissance

linéique totale et de la vitesse de coupe, la sollicitation thermique de l'outil ne dépasse pas 10 W/mm. Les écarts observés entre les valeurs numériques et analytiques sont relativement faibles pour les portions d'arête situées au niveau des becs. Une différence plus importante est observée à proximité pour les portions proches du centre de l'outil.

L'évolution de la part de flux de chaleur reçue par l'outil est présentée sur la Figure 149, en différentes positions le long de l'arête.

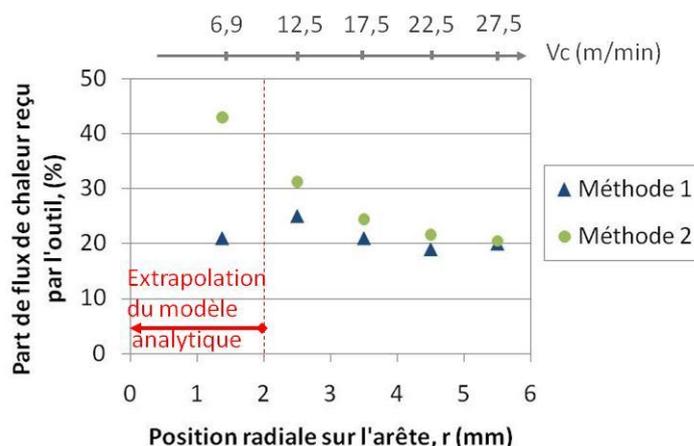


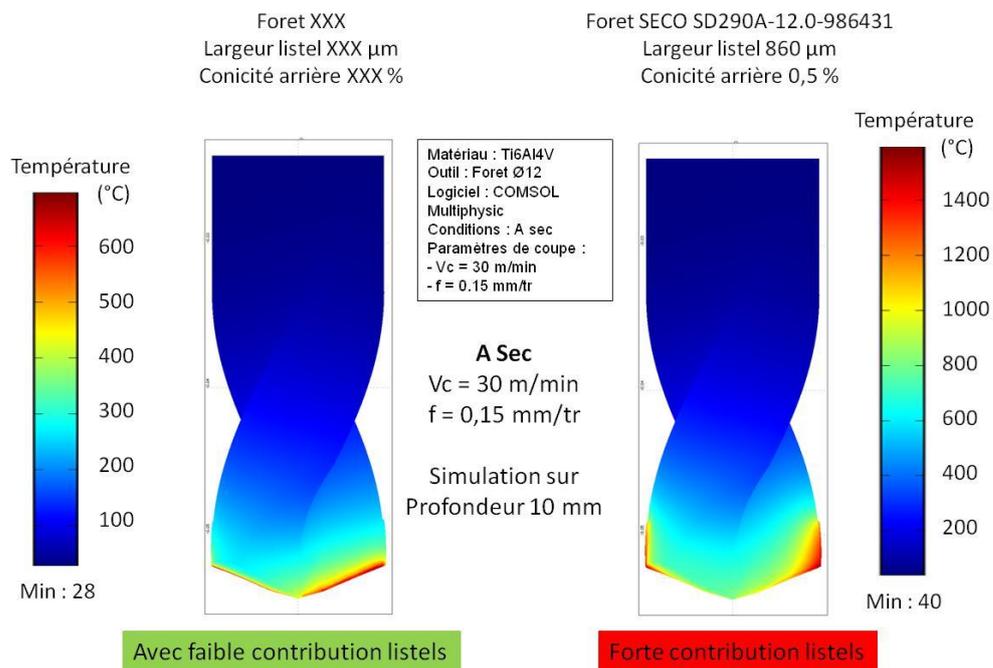
Figure 149 – Part de flux de chaleur reçue par l'outil, suivant l'approche semi-analytique (méthode 1) et numérique (méthode 2)

Pour les positions radiales comprises entre $r = 2$ mm et $r = 6$ mm, le pourcentage de flux reçu par l'outil est cohérent avec les valeurs précédemment estimés avec la méthode analytique. Il tend à diminuer aux abords des becs de l'outil, pour se stabiliser à 20%. Cette tendance est en accord avec l'étude tribologique menée dans le chapitre 2. En effet, lorsque la vitesse entre les surfaces augmente, la chaleur produite à l'interface a moins de temps pour se diffuser dans l'outil. Le comportement observé à proximité du centre du foret suit cette tendance dans le cas de la méthode 2, alors que la méthode 1 donne un résultat aux tendances contradictoires. La part de flux estimée avec la méthode analytique se base sur des modèles tribologiques définis pour des vitesses de glissement minimales de 10 m/min. Or cette limite basse est atteinte pour $r = 2$ mm, pour le perçage la condition de référence $V_c = 30$ m/min, et peut donc justifier ce changement de comportement.

4. Bilan

Les études menées sur l'analyse de la contribution des listels et des arêtes de coupe ont permis d'identifier et d'expliquer les phénomènes particuliers rencontrés dans le perçage des alliages de titane. Elles ont également abouti à la modélisation des chargements mécaniques et thermiques dans les différentes zones de contact. Ces données sont destinées à être assemblées pour proposer une simulation numérique complète de l'opération de perçage. Par manque de temps, cette démarche n'a été mise en œuvre que de façon préliminaire du point de vue de la thermique de l'outil, pour la condition de coupe de référence $V_c = 30$ m/min, $f = 0,15$ mm/tr dans des conditions

d'essais à sec du foret SD290A-12.0-98643. Le modèle numérique utilisé est en tout point identique à celui présenté dans la méthode 2.



Les premiers résultats confirment le rôle majeur des listels dans l'échauffement du foret. En diminuant leur contribution, la température peut être fortement réduite. Ces résultats doivent inciter les fabricants à prendre en compte ce paramètre dans le dimensionnement de nouvelles géométries de foret à basse production de chaleur.

Chapitre 4

Coupe des fibres de carbone

Le perçage des matériaux composites est une opération complexe à maîtriser. Une étude macroscopique est mise en place pour identifier les effets de la vitesse de coupe, de l'avance, de l'angle de pointe du foret, de l'acuité d'arête et des revêtements. Les essais réalisés dans l'étude sont menés avec des géométries d'outils proches des exigences d'une gamme titane, afin de garder en objectif le développement d'un outil bi-compétence pour le perçage des empilages Titane-Carbone. Une analyse à l'échelle méso est ensuite menée pour définir avec précision les zones de localisation des principaux défauts. Les phénomènes de refus de coupe en entrée, de dégradation de l'état de surface en pleine matière et le délaminage en sortie du trou sont ainsi observés. Une analyse des modes de coupe est menée pour voir s'il existe une corrélation entre les défauts et les modes d'enlèvement de matière. Une méthode originale est proposée pour reconstruire le chargement local sur l'arête, en fonction de la position de la fibre par rapport à l'outil. Ainsi il est possible de comparer les niveaux des efforts locaux avec les défauts précédemment observés.

1. Constations préliminaires

Les mesures des efforts Fz et du couple Mz obtenues lors du perçage d'un composite multidirectionnel, illustrées sur la Figure 150, présentent une allure générale surprenante au premier abord, pour un usineur issu de la coupe des métaux.

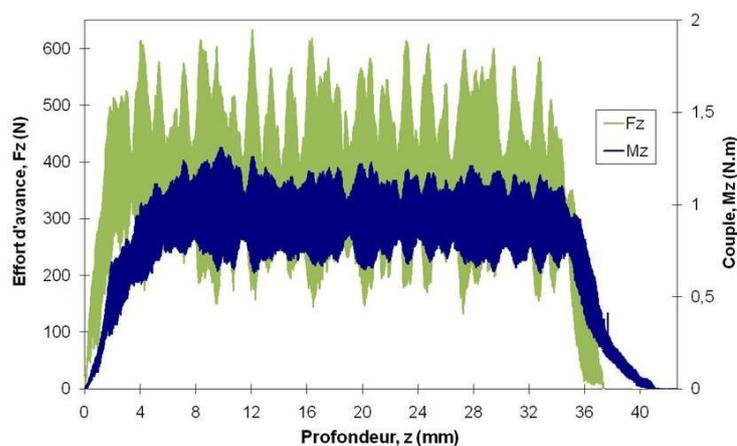


Figure 150 – Relevé de l'effort Fz et du couple Mz , lors du perçage d'un composite multidirectionnel

Les signaux sont très bruités en comparaison de ceux obtenus dans un matériau homogène. L'amplitude de l'effort d'avance est supérieure à 500 N, pour un effort moyen de seulement 400 N. En ce qui concerne le couple, l'amplitude est estimée à 0,5 N.m, pour un couple moyen de 0,9 N.m. Les composites sont des matériaux fortement hétérogènes. Les propriétés des fibres de carbone et de la matrice sont très différentes. De plus, la résistance au cisaillement des fibres dépend de la direction de sollicitation. De nombreux auteurs ne prennent pas en compte ces variations jugées parasites ; or ce « bruit » est une grande richesse d'informations qui sera exploité dans la suite de l'étude. Une filtration des signaux, présentée sur la Figure 151 avec un filtre passe bas de 10 Hz, met en évidence les « portances » de ces signaux, qui seront appelées « 1^{er} ordre » dans la suite du mémoire.

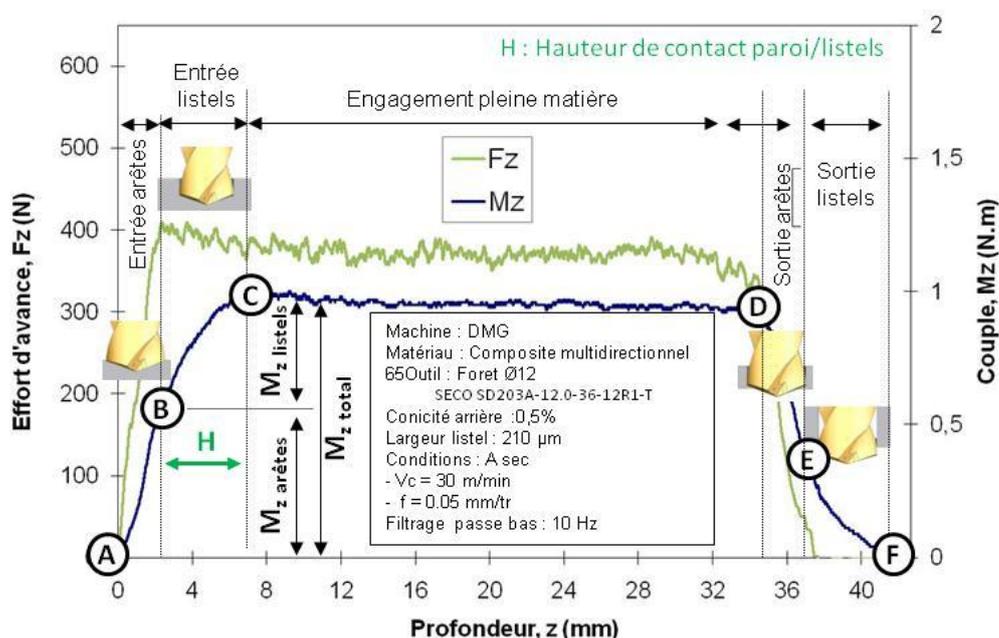


Figure 151 – Filtration passe bas à 10 Hz de l'effort F_z et du couple M_z , lors du perçage d'un composite multidirectionnel

Les comportements des signaux d'ordre 1 sont similaires à ceux mis en évidence lors du perçage des alliages de Titane. En effet, une forte contribution des listels est observée sur le couple M_z entre les points B et C. Le rapport entre le couple sur les listels $M_{z \text{ listels}}$ et le couple total est donné par la relation (73) :

$$\psi = \frac{M_{z \text{ Listels}}}{M_{z \text{ Total}}} \quad (73)$$

ψ : Contribution des listels (%)

$M_{z \text{ listels}}$: Couple consommée par le guidage du foret (N.m)

$M_{z \text{ Total}}$: Couple total (N.m)

Le contact paroi/listels représente 45% de la puissance globale pour les conditions d'essais de la Figure 151. A titre de comparaison, la contribution du titane estimée avec la même référence de foret SECO SD203A-12.0-36-12R1-T et une vitesse de coupe identique $V_c = 30$ m/min (sec), mais une avance plus faible $f = 0,05$ mm/tr, s'élève à 12%. Celle d'un acier C45 ne dépasse pas 1%. Les composites, comme les alliages de

titane sont sujets à un retour de la matière vers le centre du trou. Néanmoins les mécanismes de ces mouvements de matières sont différents. Il a été montré dans le chapitre 3 que le retour élastique (mécanique) du titane est combiné à un phénomène de retraits thermiques de la matière sous contrainte. Dans le cas des composites, les travaux de [Guegan], [Ghidossi] et [Piquet] ont montré que le fléchissement des fibres, positionnées à 90° par rapport à l'arête, entraîne un retour élastique important sur les listels. La Figure 152 illustre ce phénomène de retour des fibres, observé également au cours de cette étude.

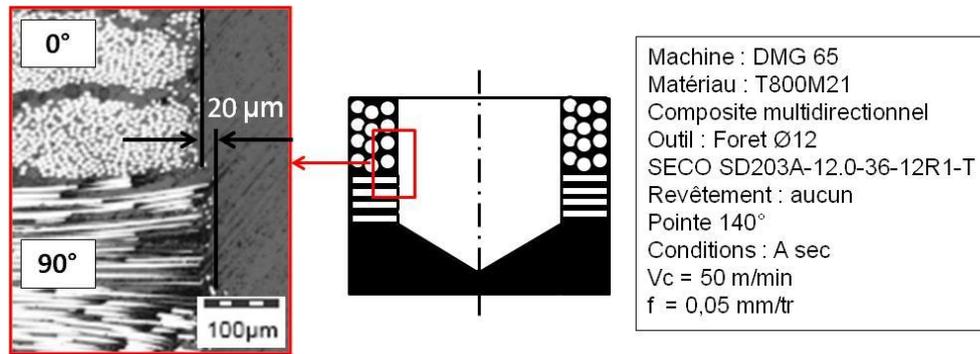


Figure 152 – Illustration du phénomène de fléchissement et de retour élastique des fibres

L'échauffement de la paroi par le frottement répété des listels peut dégrader l'intégrité de la résine. A titre indicatif, le nombre de passages de listels n , vu par une même portion de paroi, pour les conditions d'essais présentée sur la Figure 151, est estimé à près de 130 passages, à l'aide de la relation (74).

$$n = \frac{z \cdot H}{f} \quad (74)$$

- n : Nombre de passages de listels
- H : Hauteur de contact paroi/listel (mm)
- z : Nombre de dents
- f : Avance (mm/tr)

2. Etude expérimentales des défauts de coupe

2.1 Etude de sensibilité dans un composite multidirectionnel

Différents paramètres de coupe et de géométries d'outils sont étudiés. Deux critères sont utilisés pour quantifier leurs performances : La qualité en sortie des trous, évaluée suivant les critères illustrés sur la Figure 153, et l'évolution de l'usure de l'outil, quantifiée par la mesure de l'effort F_z et du couple M_z .

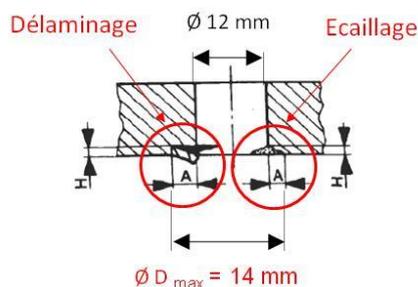


Figure 153 – Critères qualité exigés en sortie de trou par le constructeur

L'étude est menée avec des géométries d'outils proches des exigences d'une gamme titane, afin de garder en objectif le développement d'un outil bi-compétence pour le perçage des empilages Titane-Carbonate. La configuration de référence choisie, illustrée sur la Figure 154, est la suivante :

- Foret hélicoïdal : Ø 12 mm, deux arêtes de coupe, angle de pointe 140°, substrat 6% de Cobalt et revêtement diamant CVD
- Plaque de composite T800M21 multidirectionnelle : plis drapés de 250 µm d'épaisseur, arrangement équilibré (alternance régulière de plis à -45°, 0°, 45° et 90°), épaisseur totale de la pièce 30 mm, pli de verre en entrée et en sortie, taux de renfort 60%

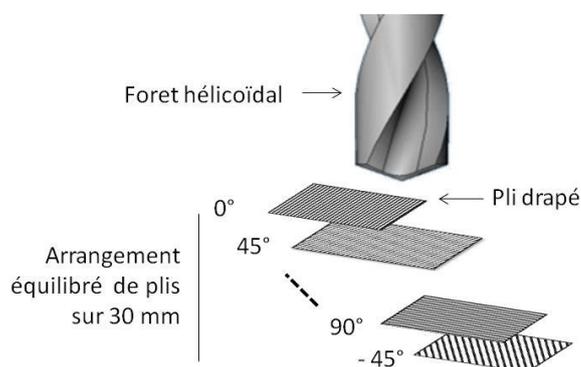


Figure 154 - Schéma de principe du perçage d'arrangements multidirectionnel de plis drapés

2.1.1 Paramètres de coupe

2.1.1.1 Vitesse de coupe

Les effets de la vitesse en sortie du trou sont présentés sur la Figure 155, pour cinq vitesses testées dans le domaine de coupe de ces matériaux : 10, 50, 100, 150 et 200 m/min.

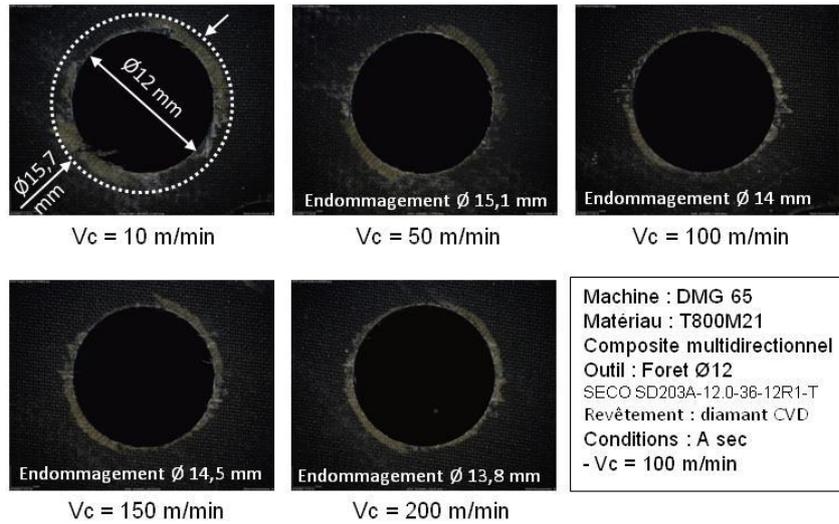


Figure 155 – Effet de la vitesse sur la qualité en sortie du trou, à sec pour $f = 0,05 \text{ mm/tr}$

Le délaminage des fibres en sortie dépend de la vitesse de coupe. Il est maximal à $V_c = 10 \text{ m/min}$, avec un endommagement compris dans un cercle de diamètre 15,7 mm. Cette valeur est supérieure à la limite de qualité, fixée par le constructeur à $\text{OD}_{\text{max}} 14 \text{ mm}$ pour un trou de $\text{Ø} 12 \text{ mm}$. L'augmentation de la vitesse, permet de réduire l'étendue de l'écaillage et de satisfaire les exigences de qualité dès $V_c = 100 \text{ m/min}$. Au-delà de cette vitesse, le phénomène d'écaillage est stable et maîtrisé. D'un point de vue thermique, aucun endommagement de la résine n'est constaté aux plus hautes vitesses de coupe, soit 200 m/min .

2.1.1.2 Avance

Les effets de l'avance en sortie du trou sont présentés sur la Figure 156, pour six avances : $0,025$; $0,05$; $0,75$; $0,1$; $0,125$; $0,15 \text{ mm/tr}$.

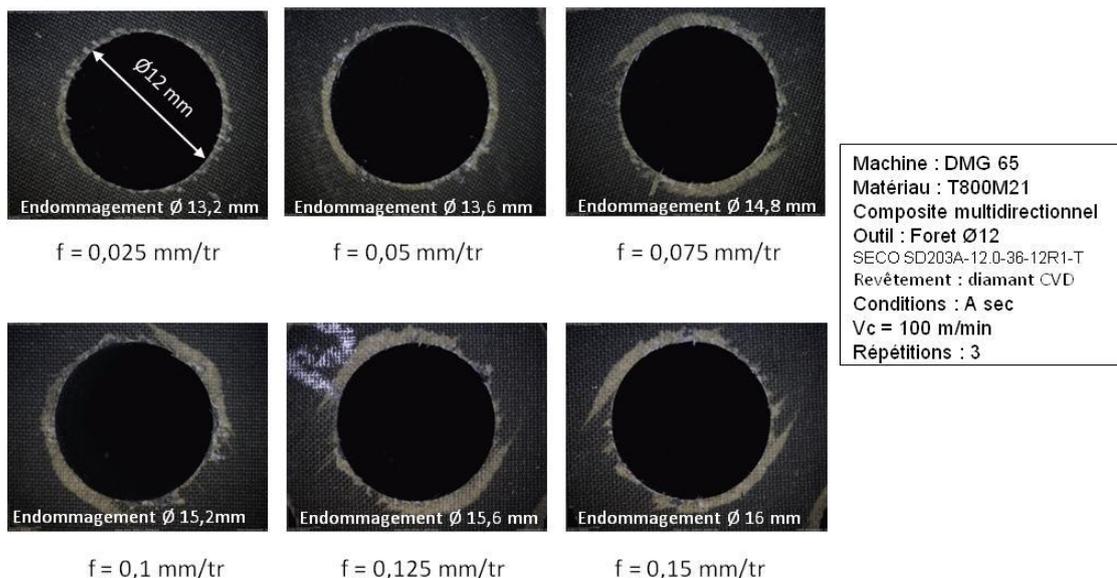


Figure 156 – Effet de la vitesse sur la qualité en sortie de trou, à sec pour $V_c = 100 \text{ m/min}$

Le délaminage des fibres en sortie augmente fortement avec l'avance. En dessous de $f = 0,05$ mm/tr, l'endommagement est régulier sur le pourtour du trou. Au-delà, $f = 0,05$ mm/tr, l'écaillage est plus prononcé et dépasse le critère qualité dans certains secteurs angulaires. Cette observation sera analysée plus précisément par la suite.

2.1.2 Paramètres outil

2.1.2.1 Effet de l'angle de pointe

Les effets de l'angle de pointe $2\kappa_r$ sur la qualité en sortie sont présentés sur la Figure 157, après dix trous percés. Les trois angles de pointe testés sont : 90° , 110° et 140°

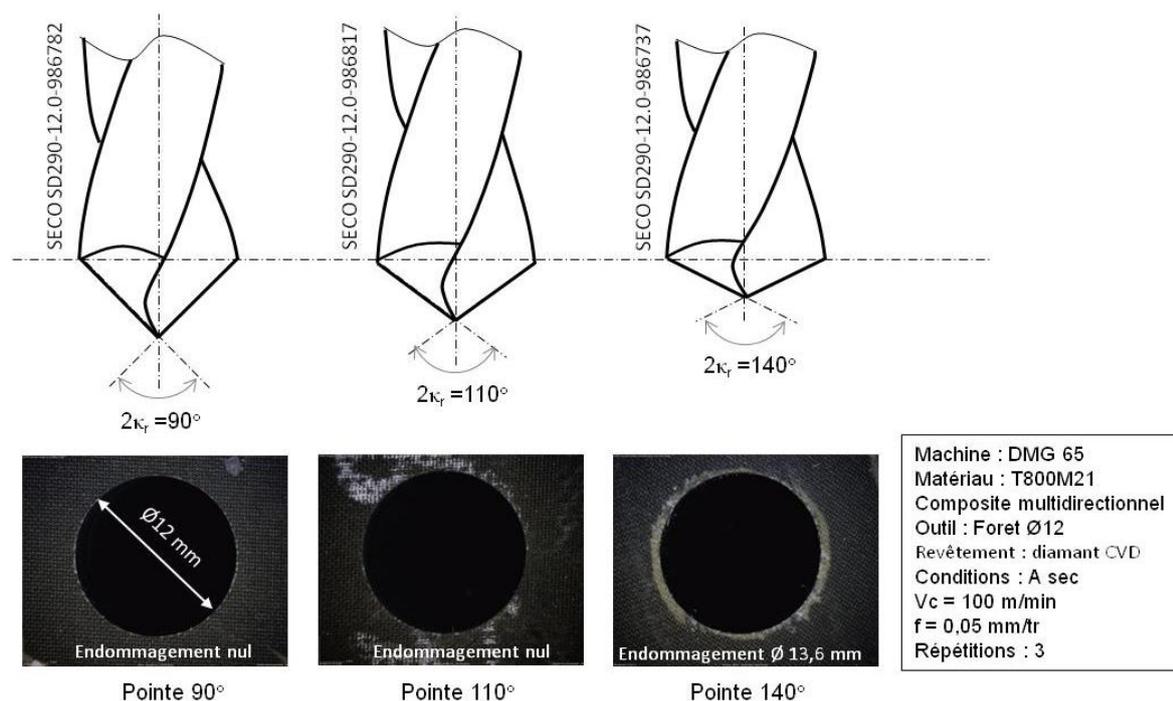


Figure 157 – Effet de l'angle de pointe sur la qualité en sortie de trou

Aucun délaminage en sortie n'est constaté pour les angles de pointe $2\kappa_r$ de 90° et 110° . Un faible endommagement apparaît pour l'angle 140° , mais reste néanmoins dans les critères de qualité. L'angle de pointe joue un rôle très important dans la décohésion des derniers plis. Il est généralement conseillé de choisir un angle $2\kappa_r$ compris entre 60° et 90° pour le perçage composite seul. L'étude montre ici qu'il est possible d'augmenter cet angle pour se rapprocher de valeurs vraisemblablement plus adaptées au perçage des empilages titane-carbone, soit entre 110° et 140° .

2.1.2.2 Effet de l'acuité d'arête – revêtement

L'acuité d'arête initiale est obtenue par brossage, comme le montre la Figure 158. Un rayon de honing compris entre 10 et 20 μm est réalisé sur l'ensemble de l'arête. Deux revêtements différents sont testés : Diamant CVD et TiN.

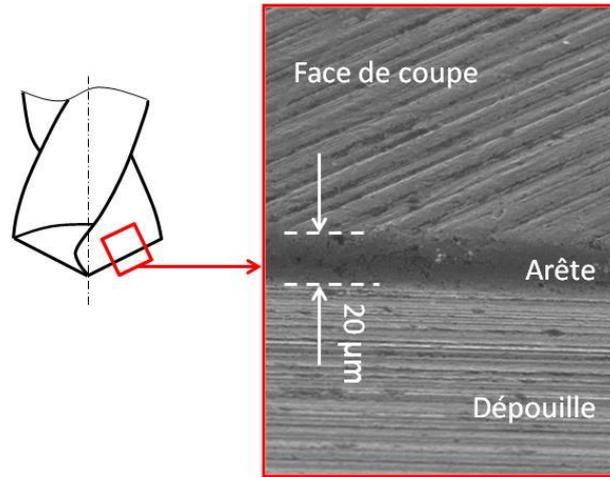


Figure 158 - Préparation d'arête (reconstruction 3D d'images MEB)

L'effort d'avance F_z et le couple M_z sont mesurés pour suivre l'évolution de l'usure en fonction du nombre de trous percés. L'effort F_z est un indicateur couramment utilisé pour suivre l'usure en dépouille. Le couple M_z permet de suivre l'évolution de l'acuité de l'arête de coupe. Les résultats sont présentés sur la Figure 159.

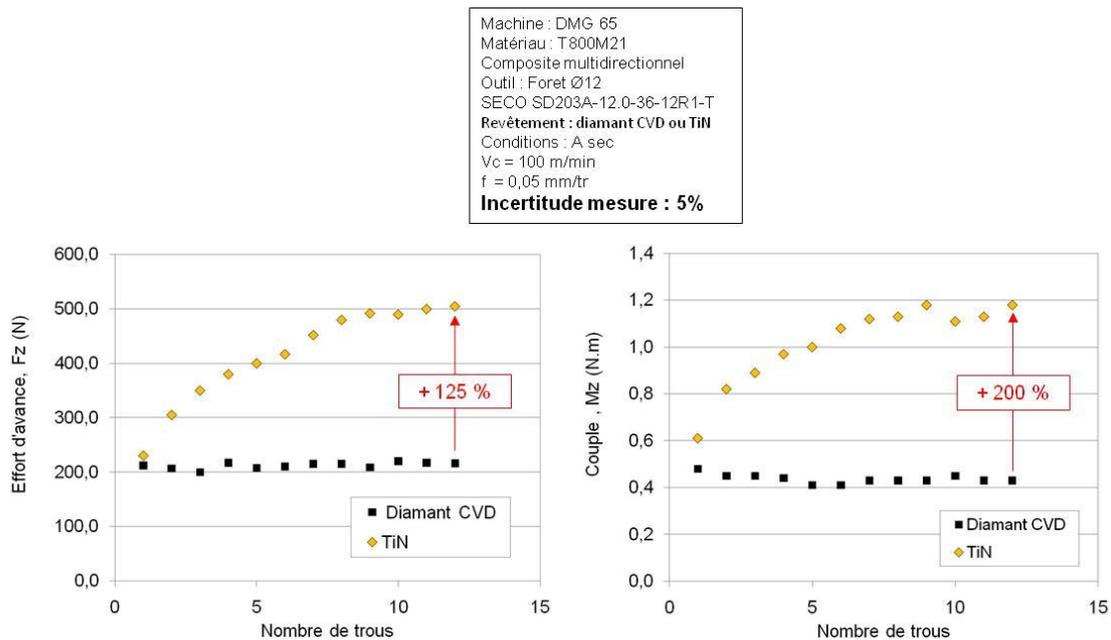


Figure 159 - Evolution de l'effort d'avance et du couple au fil des trous pour différents revêtements

Une différence significative de comportement est observée entre les deux revêtements. L'arête protégée par le revêtement diamant CVD assure un niveau d'effort et de couple constant avec le nombre de trous percés. Le revêtement TiN, quant à lui, ne peut empêcher une usure prématurée de l'arête. L'effort de coupe augmente de près de 125%, entre le premier et le deuxième trou, tandis que la contribution supplémentaire sur le couple s'élève à 200%. La géométrie de l'arête revêtue TiN, avant et après usinage, est représentée sur la Figure 160.

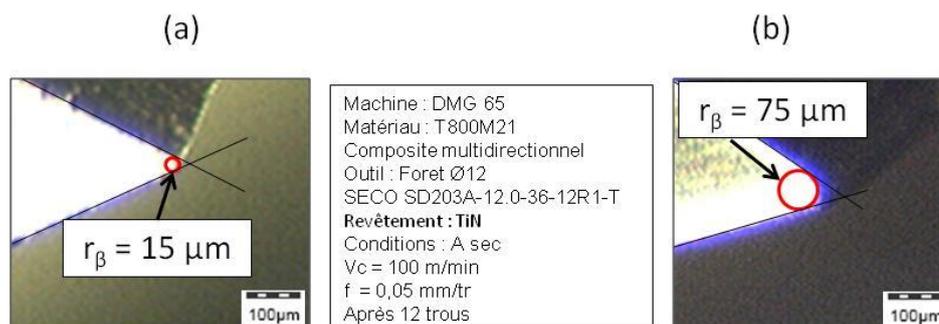


Figure 160 - Evolution de la géométrie d'arête entre (a) l'état initial et (b) le 12^{ème} trou

L'arête s'use très rapidement au contact des fibres de carbone. La dureté de la fibre est supérieure à celle du revêtement TiN ([HK005 2614 (25.61 GPa) - [Nabani 2001]], du substrat WC carbure de tungstène (HK_{1,0} 1576 (15,45 GPa) - [Nabani 2001]). L'abrasion tend à augmenter le rayon d'arête r_β qui passe de 15 μm à près de 75 μm . L'acuité d'arête est comparée à l'épaisseur de coupe à la dent t , illustrée sur la Figure 161, et calculée à l'aide de la relation (75).

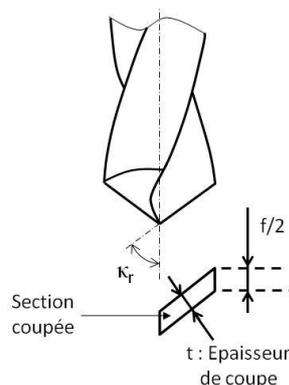


Figure 161 – Epaisseur de coupe en perçage

$$t = \frac{f}{z} \sin(\kappa_r) \quad (75)$$

t : Epaisseur de coupe (mm)

f : Avance (mm/tr)

z : Nombre de dents

κ_r : Angle de direction d'arête de l'outil ($^\circ$)

L'épaisseur de coupe t est estimée à 24 μm , pour les conditions d'essais de la Figure 160. Cette valeur est supérieure au rayon d'arête initial $r_\beta = 15 \mu\text{m}$, puis devient largement inférieur à l'acuité $r_\beta = 75 \mu\text{m}$ après 12 trous. Les conséquences sur le diamètre d'endommagement en sortie de trou sont présentées sur la Figure 162.

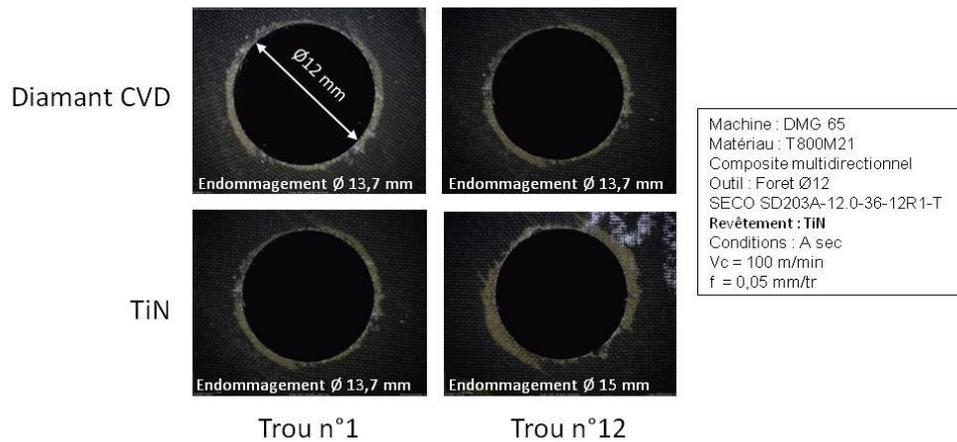


Figure 162 - Effet de l'usure de l'arête sur la qualité en sortie du trou

Les sorties de trou obtenues avec le revêtement diamant CVD présentent une bonne répétabilité. Un léger écaillage est toujours présent mais ne dépasse pas les tolérances de qualité exigée. Le revêtement parvient à maintenir l'acuité d'arête et à assurer ainsi un bon niveau de coupe dans le temps. Le revêtement TiN quant à lui, ne permet pas de limiter le développement du délaminage. L'endommagement augmente avec le nombre de trous et dépasse rapidement les critères qualité.

2.2 Localisation précise des défauts de coupe des fibres à l'aide d'un composite unidirectionnel

Les constatations expérimentales précédentes ont mis en évidence des phénomènes de délaminage en sortie de trou, sous un point de vue macroscopique. Dès lors que le pourtour du trou est observé à une échelle locale, des zones de fort délaminage peuvent être distinguées. La Figure 163 illustre ce phénomène rencontré dans les composites multidirectionnels et unidirectionnels.

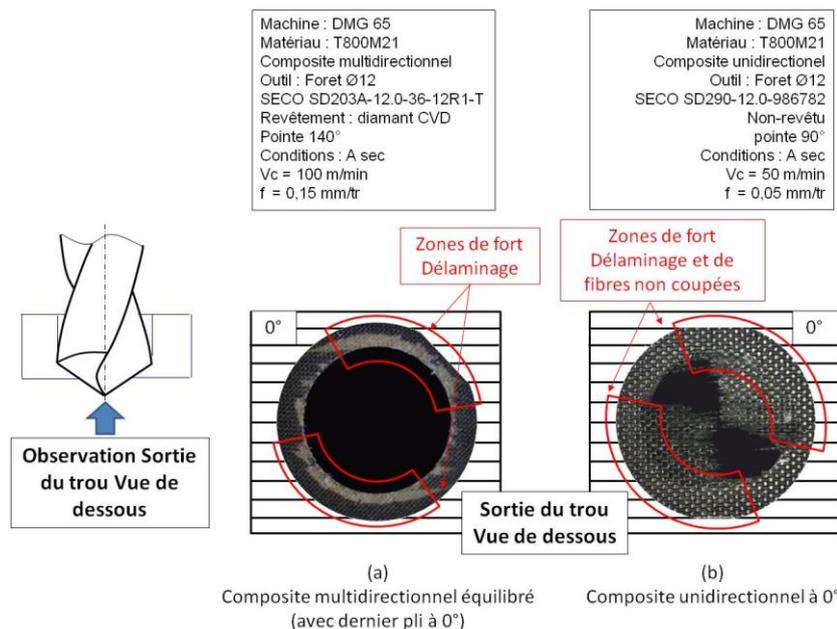


Figure 163 – Zones de délaminage en sortie du trou dans un composite (a) multidirectionnel, (b) unidirectionnel.

Le positionnement des zones de fort endommagement sur le dernier pli en sortie, orienté à 0° , est similaire entre les deux composites. Le composite multidirectionnel présente uniquement des défauts de délaminage. Le composite unidirectionnel, génère également des soulèvements de fibre du dernier pli, et n'assure pas une coupe franche des fibres. Un grand nombre de fibres échappent à la coupe au moment où l'arête débouche du trou. L'unidirectionnel est la configuration la plus défavorable du point de vue industriel, mais très intéressante à étudier du point de vue scientifique car elle amplifie les défauts de coupe dans les zones dites «à risque ». L'étude menée sur la localisation et la compréhension des défauts, se place donc dans le cas d'un composite unidirectionnel, avec un foret volontairement non-revêtu pour amplifier d'avantage les défauts :

- Foret hélicoïdal SECO SD290-12.0-986782 : \varnothing 12 mm, deux arêtes de coupe, pointe 90° , substrat 10% de Cobalt, sans revêtement
- Plaque de composite T800M21 : plis drapés de $250 \mu\text{m}$ d'épaisseur, orientation unidirectionnelle des fibres, épaisseur totale de la pièce 30 mm, pli de verre en entrée et en sortie
- Condition de coupe de référence : $V_c = 50 \text{ m/min}$, $f = 0.05 \text{ mm/tr}$, à sec

2.2.1 Entrée de trou

Les défauts de coupe des fibres en entrée de trous sont illustrés sur la Figure 164, après cinq trous.

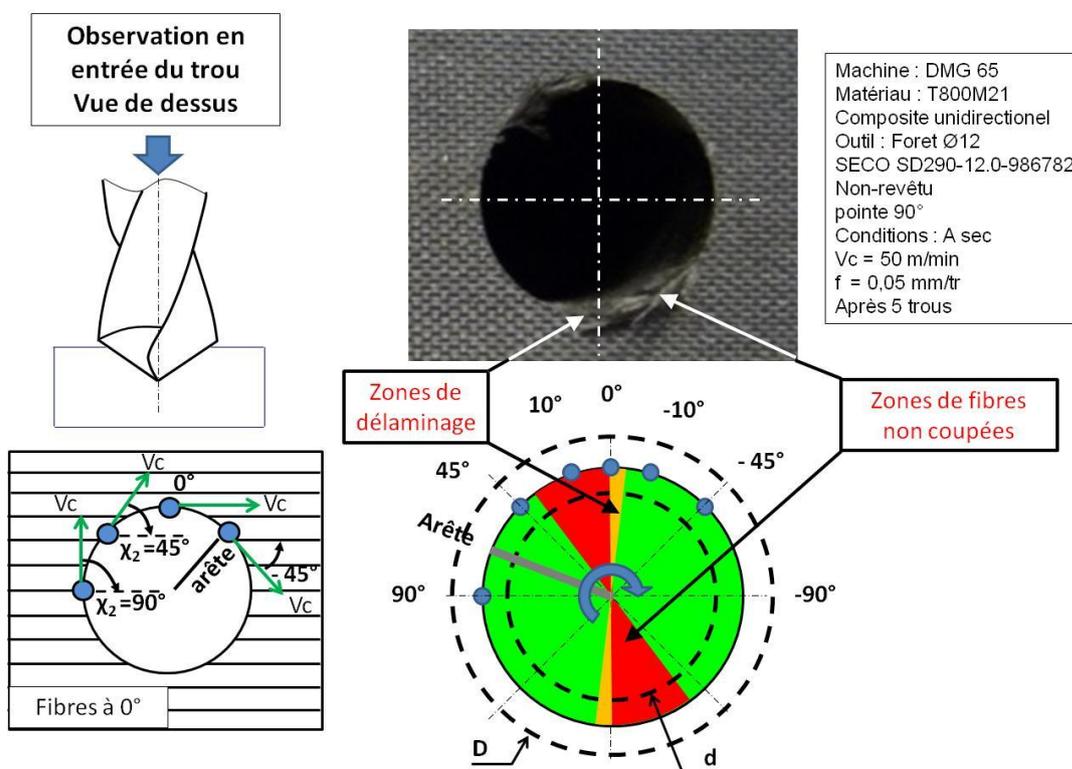


Figure 164 - Défaut en entrée de trou – Vue de dessus

Les défauts en entrée apparaissent dans des zones préférentielles, en fonction de la position angulaire de l'arête par rapport à la direction des fibres. Ces configurations de

coupe sont rencontrées à deux reprises sur une rotation d'outil, de part la symétrie de l'orientation des fibres de la pièce. Dans les « zones rouges », entre 40° et 0° , les fibres du premier pli sont soulevées et chassées vers l'extérieur. Le cisaillement de la fibre en bord de trou n'est que partiel. En repositionnant à la main les fibres non coupées dans leur position d'origine, un diamètre d dit d' « apparition du premier défaut » peut être défini. Son diamètre est compris entre 4 et 6 mm, pour un diamètre de trou \varnothing 12 mm. Le défaut est donc initié et entretenu par le passage des arêtes. Les fibres n'étant plus maintenues, elles sont très difficiles à cisailer. Dans les « zones oranges », aux environs de 0° , les fibres sont écaillées, jusqu'à un diamètre noté D . Ce défaut est critique car il affecte la surface finie de la pièce. Enfin, dans les « zones vertes », une coupe franche des fibres est constatée.

2.2.2 Pleine matière

Des défauts sont également générés lorsque l'arête est complètement engagée dans le trou. L'état de surface de la paroi est le principal défaut constaté. Un critère de rugosité classique ne peut pas être utilisé pour évaluer l'état de surface d'un matériau composite. Des critères visuels et de toucher sont plus appropriés dans le cas des matériaux fibreux. Comme le montre la Figure 165, l'état de surface de la paroi du trou n'est pas homogène.

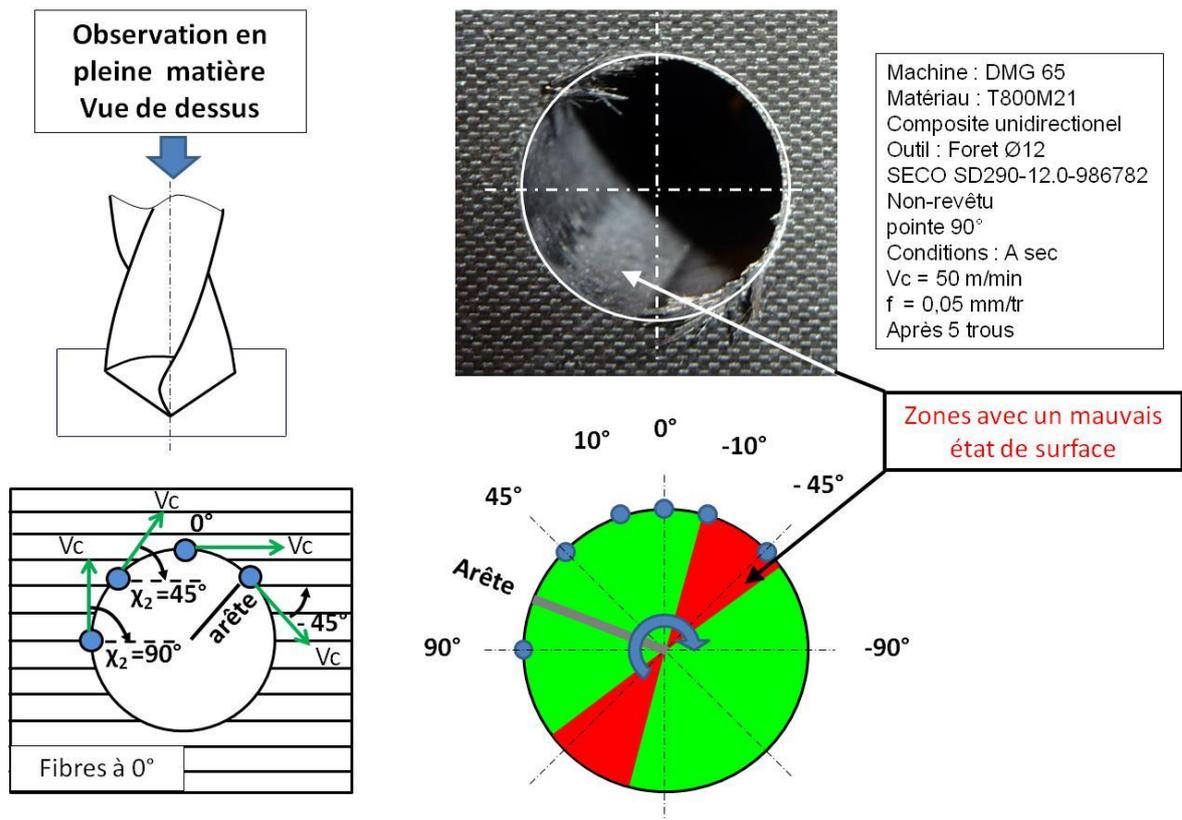


Figure 165 - Défaut en pleine matière – Vue de dessus

L'état de surface dépend fortement de l'orientation des fibres à couper. Une zone rugueuse de couleur grise apparaît entre les orientations -10° et -50° et contraste avec le reste de la paroi de couleur noire à l'aspect luisant. Ces observations sont en accord avec

Konig [Konig 89], qui constate un arrachement des fibres aux environs de l'orientation -30°.

2.2.3 En sortie de trou

Les défauts de coupe des fibres en sortie du trou, vu par le dessous de la pièce, sont illustrés sur la Figure 166.

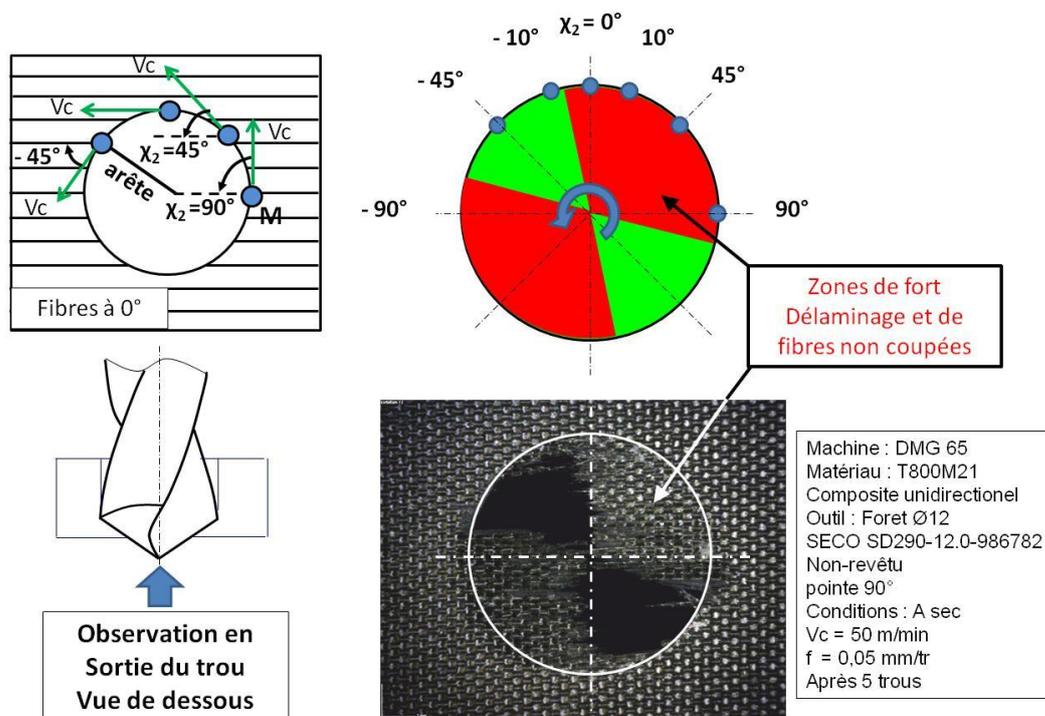


Figure 166 - Défaut en sortie de trou – Vue de dessous

Ils apparaissent dans des zones préférentielles, en fonction de la position angulaire de l'arête par rapport aux fibres. Sur une large zone, les fibres du dernier pli sont repoussées et refusent la coupe. Cela entraîne un écaillage des pourtours du trou sur un diamètre d'endommagement noté D. Une zone de coupe franche est observée pour la plage angulaire comprise entre -10° et -80°.

2.2.4 Synthèse

Les observations expérimentales ont permis de délimiter des zones de fort endommagement en entrée du trou, en pleine matière et en sortie du trou, répertoriées sur la Figure 167. Il est intéressant de constater que ces zones sont différentes suivant les trois cas observés. Premièrement, les zones de défauts identifiées en entrée et en sortie ne correspondent pas à celles observées en pleine matière. Quand bien même les défauts en entrée et en sortie du trou sont dans des secteurs communs, l'étendue des zones d'endommagement est différente.

Aux vues de ces constatations expérimentales, une analyse locale de la coupe des fibres semble un axe de travail intéressant, qui sera développé dans les paragraphes suivant.

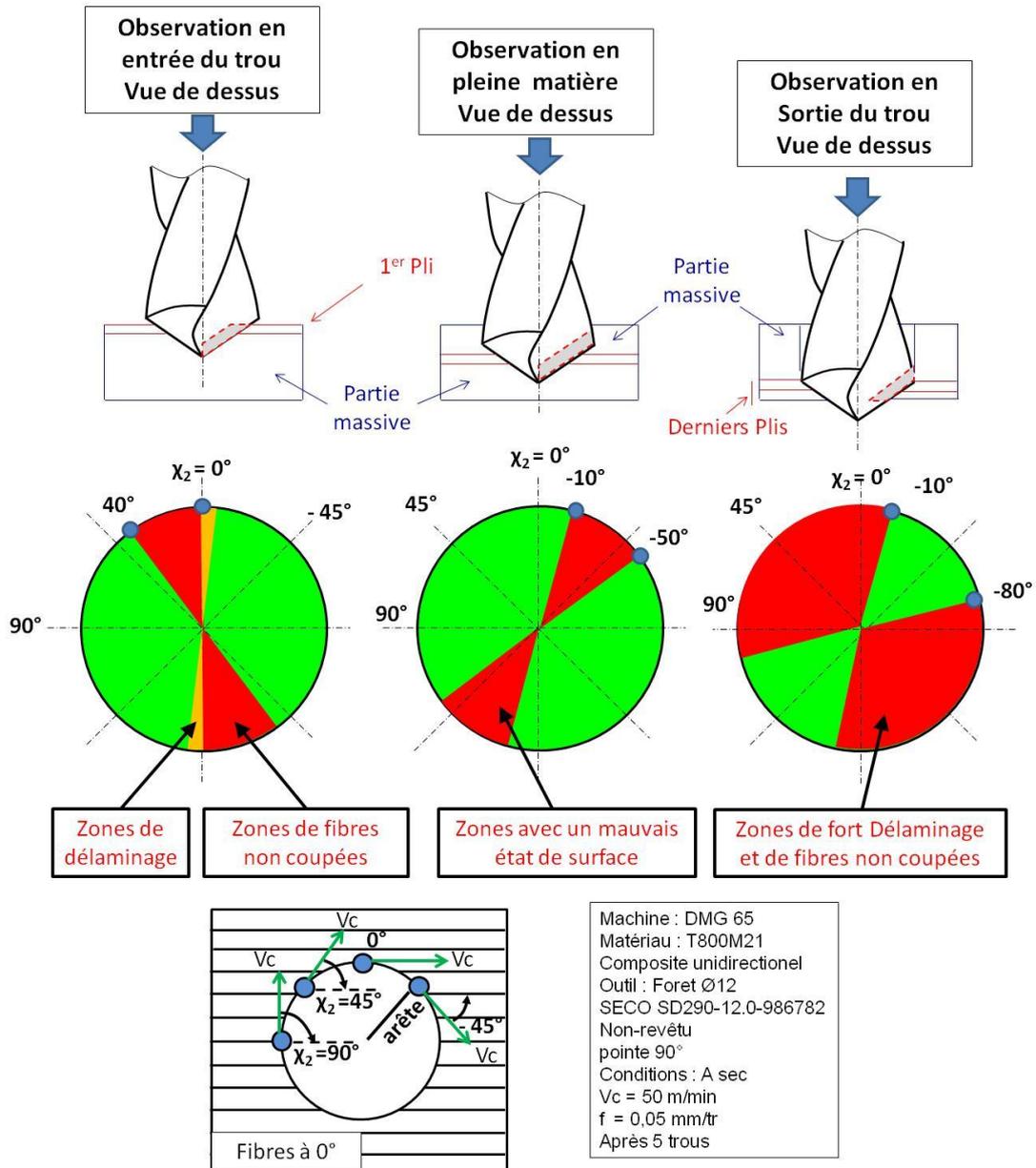


Figure 167 - Synthèse de la localisation des zones de défauts, en vue de dessus.

3. Analyse des modes de coupe des fibres

La coupe des composites met en jeu des mécanismes de coupe très différents de ceux observés dans la coupe des matériaux métalliques homogènes et isotropes. L'étude s'intéresse au comportement lors du perçage de plis orientés suivant une seule direction. Cette configuration permet d'appréhender plus facilement les phénomènes physiques. Un paramétrage de l'orientation de la fibre dans la zone de coupe est mis en place, suivant la notation de McKenzie [Mcke_60] pour identifier les modes de coupe (orientations de coupe) rencontrés en perçage. Un rappel de l'état des connaissances sur les mécanismes de séparation de la matière est proposé. Une corrélation entre les modes de coupe et les défauts observés dans l'étude expérimentale précédente est proposée.

3.1 Modes de coupe rencontrés en perçage

Le perçage est une opération de coupe rotative durant laquelle l'arête change en permanence de position par rapport à la fibre et à la direction supposée de coupe.

3.1.1 Convention choisie pour le paramétrage de l'orientation de la fibre

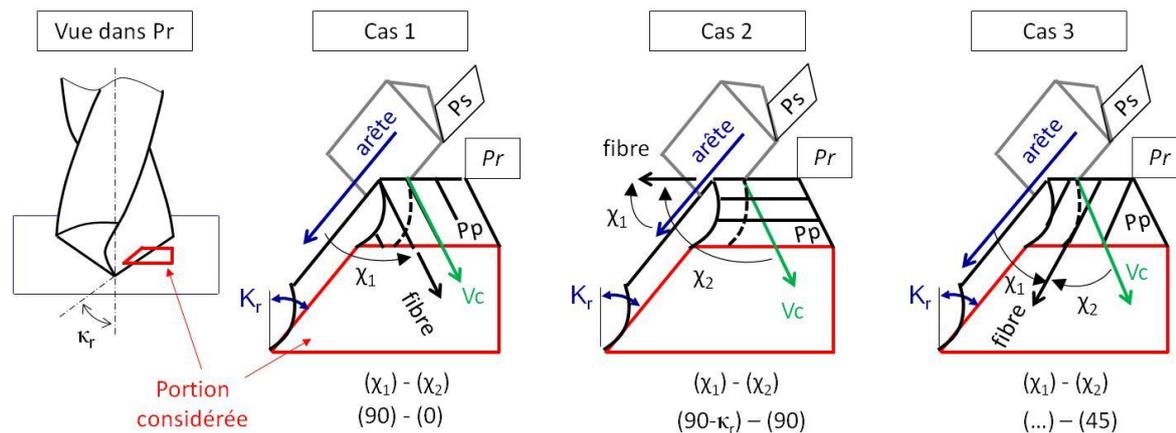
La notation de McKenzie [Mcke_60], couramment utilisée pour définir les différents modes de coupe dans les matériaux fibreux, utilise deux angles χ_1 et χ_2 pour positionner la fibre par rapport à la direction de coupe et par rapport à la direction de l'arête. Les définitions initiales manquent de précisions quant aux signes de ces angles. Suivant les conventions choisies par les auteurs, des contradictions peuvent apparaître.

En l'absence de norme, la convention suivante est proposée pour la suite du mémoire :

- χ_1 : Angle aigu, formé entre l'arête de coupe et la fibre
- χ_2 : Angle aigu, formé entre la direction supposée de coupe et la fibre, orienté positif vers le coté de l'enlèvement de matière

3.1.2 Identification des angles χ_1 et χ_2 en perçage

Deux angles doivent être identifiés pour définir complètement le mode de coupe rencontré à chaque nouvelle position angulaire de l'outil. L'angle χ_2 est facilement identifiable puisque la direction supposée de coupe (ou V_c) et les fibres sont contenues dans le plan Pr . Il est par contre plus difficile de définir χ_1 , à cause de la présence d'un angle d'orientation d'arête κ_r non nul. Comme le montre la Figure 168, la direction de l'arête et les fibres sont contenues dans un plan connu dans seulement deux modes.



Dans le cas 1, l'angle χ_1 peut être mesuré dans le plan Ps ; c'est le mode de coupe 90-0. Dans le cas 2, le plan de mesure est Pp ; d'où le mode de coupe $(90 - \kappa_r) - 90$. Pour les autres modes, l'identification de l'angle χ_1 ne peut se faire autrement que par un paramétrage complet de la fibre dans la zone de coupe pour ensuite calculer le produit scalaire entre la direction de l'arête et la fibre.

3.1.2.1 Paramétrage de la zone de coupe

Le calcul de l'angle χ_1 nécessite un paramétrage complet de la zone de coupe, illustré sur la Figure 169.

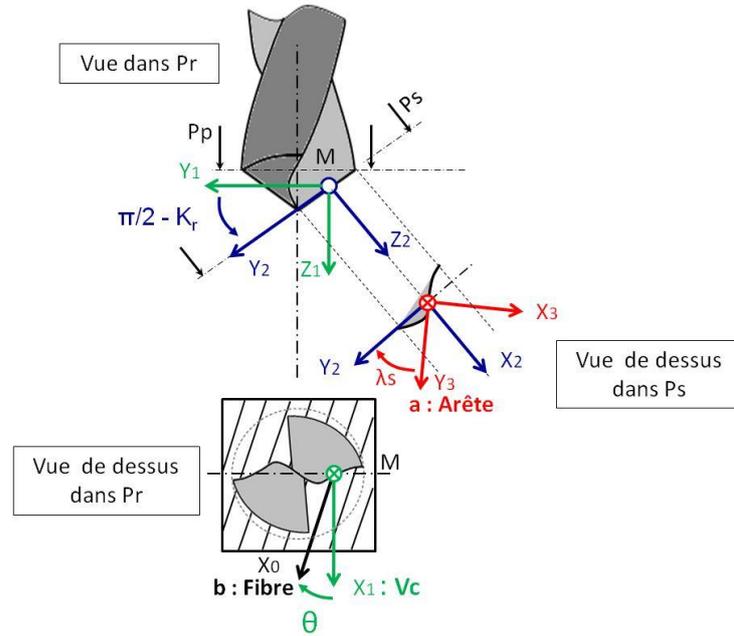


Figure 169 – Paramétrage complet de l'opération de perçage

Les vecteurs vitesse, fibre et arête sont respectivement notés V_c , b et a . Trois angles sont utilisés pour le paramétrage :

- θ : angle d'orientation des fibres, mesuré dans P_p entre la vitesse de coupe et la fibre
- κ_r : angle de direction d'arête, mesuré dans Pr entre P_s et P_f
- λ_s : angle d'inclinaison d'arête, mesuré dans P_s entre l'arête et Pr

Quatre repères sont mis en place :

- R_0 : lié à la fibre f , suivant X_0
- R_1 : lié à la vitesse de coupe V_c , suivant X_1
- R_2 : lié au vecteur arête, projeté dans Pr
- R_3 : lié à l'arête coupe a , suivant Y_3

Les changements de repère sont illustrés sur la Figure 170 :

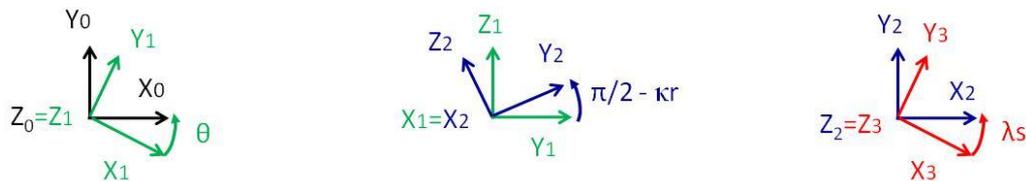


Figure 170 – Définition des repères

Les matrices de passage associées, notée respectivement $[R_1/R_0]$, $[R_2/R_1]$ et $[R_3/R_2]$ sont respectivement définies par les relations (26), (77) et (78).

$$[R_1/R_0] = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 0 \\ \sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (76)$$

$$[R_2/R_1] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) & \sin\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \\ 0 & -\sin\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) & \cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \end{bmatrix} \quad (77)$$

$$[R_3/R_2] = \begin{bmatrix} \cos(\lambda_s) & -\sin(\lambda_s) & 0 \\ \sin(\lambda_s) & \cos(\lambda_s) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (78)$$

La matrice complète de changement de repère est définie par la relation (79).

$$[R_3/R_0] = [R_3/R_2][R_2/R_1][R_1/R_0] =$$

$$\begin{bmatrix} \cos(\theta).\cos(\lambda_s) - \sin(\theta).\cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right).\sin(\lambda_s) & -\sin(\theta).\cos(\lambda_s) - \cos(\theta).\cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right).\sin(\lambda_s) & 0 \\ \cos(\theta).\sin(\lambda_s) + \sin(\theta).\cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right).\cos(\lambda_s) & -\sin(\theta).\sin(\lambda_s) - \cos(\theta).\cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right).\cos(\lambda_s) & \sin\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right).\cos(\lambda_s) \\ -\sin(\theta).\sin\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) & -\cos(\theta).\sin\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) & \cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \end{bmatrix}_{R_3/R_0} \quad (79)$$

3.1.2.2 Calcul de χ_1

L'angle χ_1 est calculé par produit scalaire, exprimé par la relation (80).

$$\vec{a} \cdot \vec{b} = \|\vec{a}\| \cdot \|\vec{b}\| \cdot \cos(\chi_1) = \cos(\chi_1) \quad (80)$$

$$\text{Avec : } (\vec{b})_{R_3} = [R_3/R_0] \cdot \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}_{R_0} = \begin{bmatrix} \cos(\theta).\cos(\lambda_s) - \sin(\theta).\cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right).\sin(\lambda_s) \\ \cos(\theta).\sin(\lambda_s) + \sin(\theta).\cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right).\cos(\lambda_s) \\ -\sin(\theta).\sin\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \end{bmatrix} \quad (81)$$

Ce qui donne :

$$\vec{a} \cdot \vec{b} = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta) \cdot \cos(\lambda_s) - \sin(\theta) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \cdot \sin(\lambda_s) \\ \cos(\theta) \cdot \sin(\lambda_s) + \sin(\theta) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \cdot \cos(\lambda_s) \\ -\sin(\theta) \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \end{bmatrix} \quad (82)$$

$$= \cos(\theta) \cdot \sin(\lambda_s) + \sin(\theta) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \cdot \cos(\lambda_s) = \cos(\chi_1)$$

D'où :

$$\chi_1 = \cos^{-1}\left(\cos(\theta) \cdot \sin(\lambda_s) + \sin(\theta) \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} - \kappa_r\right) \cdot \cos(\lambda_s)\right)$$

3.1.2.3 Synthèse

L'évolution de l'angle χ_1 en fonction de l'angle χ_2 est présentée sur la Figure 171.

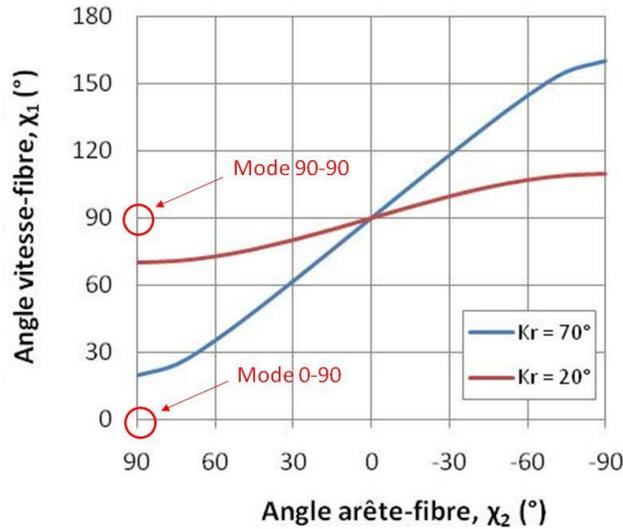


Figure 171 - Evolution continue des modes de coupe en perçage pour différents κ_r

Les modes de coupe changent pour chaque nouvelle position angulaire de l'outil. L'angle χ_1 mesuré entre la direction de l'arête de coupe et la fibre est fortement influencé par l'angle de direction d'arête κ_r . Deux cas sont présentés $\kappa_r = 70^\circ$ et $\kappa_r = 20^\circ$. En diminuant l'angle κ_r , il est possible de se rapprocher d'un mode de coupe 90-90, plus favorable à une coupe franche des fibres. En pratique, l'angle κ_r d'un foret ne peut pas être nul le long de l'arête. Par contre il vaut bien 90° sur les listels, mais la notion de coupe sur cette partie du foret est encore très discutée dans la littérature.

Remarque : par la suite une notation avec seulement l'angle χ_2 sera utilisée pour désigner plus simplement le mode de coupe rencontré.

3.2 Corrélation entre mode de coupe et défauts à l'échelle locale

Les différents modes de coupe (ou d'enlèvement de matière) rencontrés dans l'usinage des composites ont été répertoriés dans le chapitre 1. Il a été montré, dans le cas de la coupe orthogonale, que la position de la fibre par rapport à l'outil de coupe détermine l'ordre d'apparition des mécanismes de cisaillement de la fibre et de la matrice. Lors d'une opération de perçage, la position de la fibre par rapport à l'arête varie constamment. Les conditions aux limites (bords libre) changent au fur et à mesure de la pénétration de l'outil dans la matière (entrée, pleine matière, sortie). De plus, la géométrie complexe du foret ne permet pas de rester dans les conditions d'un état plan de déformation. Pour ces raisons, une étude spécifique au cas du perçage est proposée afin d'analyser les effets des différentes positions d'arête sur les mécanismes d'enlèvement de la matière et les défauts initiés.

3.2.1 Rappel des zones de défauts rencontrées

La Figure 172 synthétise l'étendue et la nature des défauts, pour les conditions de perçage vues précédemment sur un **composite unidirectionnel**.

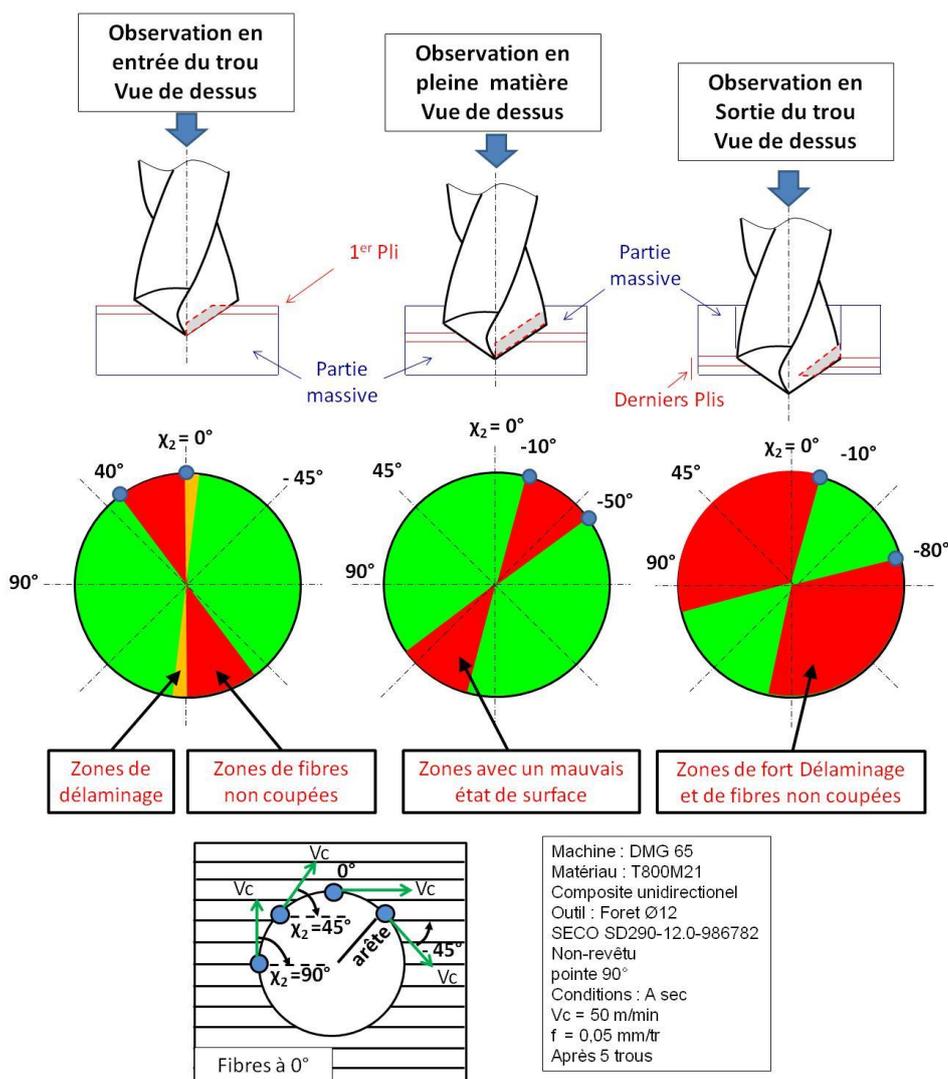


Figure 172 - Synthèse de la localisation des zones de défauts, en vue de dessus.

Les conditions de maintien des plis sont très différentes et auront un impact sur l'ordre des mécanismes de coupe :

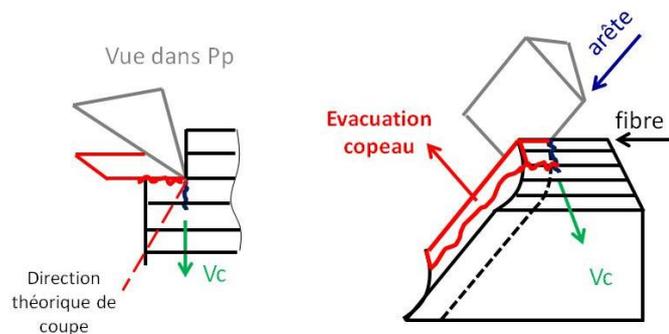
- en entrée du trou : le 1er pli supérieur de la pièce est en appui sur la partie massive de la pièce située au dessous. Seule la cohésion fibre/matrice assure son maintien lors de sollicitations orientées vers le haut
- pleine matière : les plis sont maintenus à la fois par une partie massive située au dessous et au dessus
- en sortie de trou : les derniers plis sont maintenus par la partie massive située au dessus. Seule la cohésion fibre/matrice permet d'assurer sa tenue lors de sollicitations orientées vers le bas

Aux vue des constatations expérimentales de la Figure 172, les mécanismes d'enlèvement de matière sont analysés pour les six modes de coupe suivant :

- Mode de coupe $\chi_2 = 90^\circ$
- Mode de coupe $\chi_2 = 45^\circ$
- Mode de coupe $\chi_2 = 0^\circ + \Delta$, avec $0^\circ < \chi_2 < 45^\circ$
- Mode de coupe $\chi_2 = 0^\circ$
- Mode de coupe $\chi_2 = 0^\circ - \Delta$, avec $-45^\circ < \chi_2 < 0^\circ$
- Mode de coupe $\chi_2 = -45^\circ$

3.2.2 Mode de coupe 90°

Ce mode est illustré sur la Figure 173 :



(...)- (90)

Figure 173 - Mode de coupe 90°

L'ordre des mécanismes de coupe est le suivant :

- 1 / Cisaillement de la fibre (ou d'un ensemble fibre/matrice), suivant une direction comprise entre la direction théorique, définie dans le chapitre bibliographique comme étant la résultante de l'action mécanique de la face de coupe sur la pièce, et la direction de moindre résistance, c'est à dire perpendiculairement aux fibres.
- 2 / Cisaillement de la matrice, le long des fibres suivant un mode II sous l'action de la face de coupe (goujure).

- 3 / Fragmentation de la matière, du côté du copeau, suite à la propagation de la fissure vers la paroi libre de la pièce

Ce mode de coupe est globalement favorable à la coupe des fibres en entrée du trou et en pleine matière. Même si elle peut induire un défaut de fléchissement des fibres à l'échelle micro, vu sur la Figure 152, le risque de refus de coupe est faible. Une coupe franche des fibres est assurée, même lorsque l'arête perd en acuité. Le phénomène de délaminage observé en sortie, présenté précédemment sur la Figure 172, est donc surprenant. Les conditions aux limites modifient le comportement des fibres à la coupe. Les niveaux d'effort locaux générés par ce mode de coupe doivent être analysés pour expliquer le phénomène de décohésion entre les fibres et la matrice.

3.2.3 Mode de coupe 45°

Ce mode est illustré sur la Figure 174 :

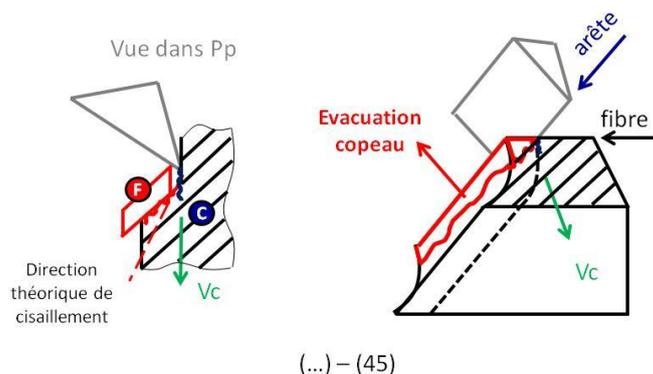


Figure 174 - Mode de coupe 45°

L'ordre des mécanismes de coupe est le suivant :

- 1 / Cisaillement de la fibre, suivant une direction difficile à définir car la fibre est pratiquement parallèle à la direction théorique de cisaillement. Or, les observations faites sur les aspects de surface de la paroi, présentés précédemment sur la Figure 165, ont montré un état de surface similaire pour les orientations 90° et 45°. Il semble donc que la direction de cisaillement des fibres reste colinéaire à la vitesse
- 2 / Cisaillement de la matrice le long des fibres à 45°. La direction de propagation de la fissure est ici très proche de la direction théorique des efforts de coupe, ce qui facilite la formation du copeau.
- 3 / Fragmentation de la matière du côté du copeau, suite à la propagation de la fissure vers le bord intérieur libre de la pièce

Ce mode de coupe reste encore favorable à la coupe des fibres, exception faite de la sortie, pour les mêmes raisons que pour le mode précédent. Une coupe franche est assurée en entrée et en pleine matière, sous réserve d'une bonne acuité d'arête. Dans le cas contraire, les fibres plongent sous l'arête et se comportent comme le mode 0+Δ développé dans le paragraphe suivant.

3.2.4 Mode de coupe $0^\circ + \Delta$

Un mode nommé $0^\circ + \Delta$, illustré sur la Figure 175 est défini pour étudier le comportement des fibres s'approchant du mode 0°

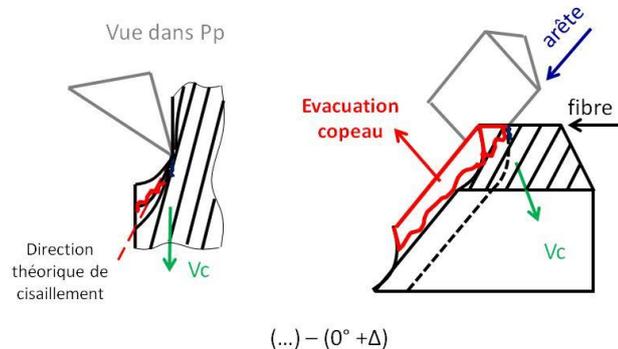


Figure 175 - Mode de coupe $0^\circ + \Delta$

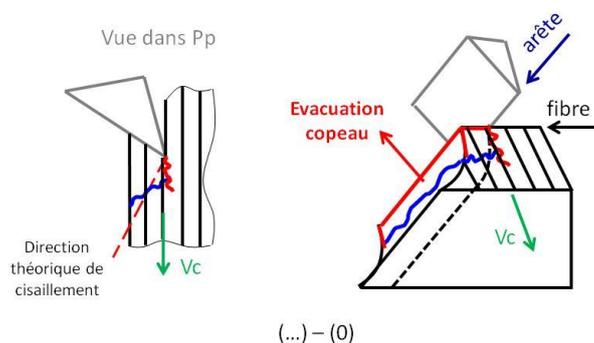
L'ordre des mécanismes de coupe est le suivant :

- 1 / Cisaillement des fibres suivant une direction de cisaillement qui n'a ici pas de sens. Les fibres sont comprimées les unes sur les autres avant de rompre par écrasement (ou pincement) sous l'arête. Une partie des fibres peuvent ne pas céder si l'ensemble fibre/matière comprimé est libre de se déformer suivant une autre direction ; ce qui est le cas en entrée et en sortie de trou, comme le montre la Figure 26. En effet, le premier et le dernier pli peuvent se déformer suivant une direction normale au plan des fibres. Il se désolidarise en partie de la pièce et échappe ainsi à la coupe. En pleine matière, les fibres n'ont pas la possibilité de refuser la coupe. Elles sont maintenues au-dessus et au-dessous par des parties massives qui empêchent toutes déformations autres que dans le plan des fibres. Néanmoins, l'épaisseur de coupe doit être suffisamment importante pour éviter que les fibres ne plongent sous l'arête sans subir l'action de pincement.
- 2 / Cisaillement de la matrice le long des fibres
- 3 / Fragmentation de la partie restante de matière en direction du copeau

Ce mode de coupe est très défavorable car il génère des défauts importants en entrée et en sortie de trou. Lorsque l'acuité d'arête se dégrade, les phénomènes de refus de coupe apparaissent de plus en plus tôt angulairement, Δ augmente. L'étude expérimentale a montré que ce mode de formation du copeau pouvait apparaître dès l'orientation à 40° en entrée de trou.

3.2.5 Mode de coupe 0°

Ce mode est illustré sur la figure Figure 176 :



(...)-(0)

Figure 176 - Mode de coupe 0°

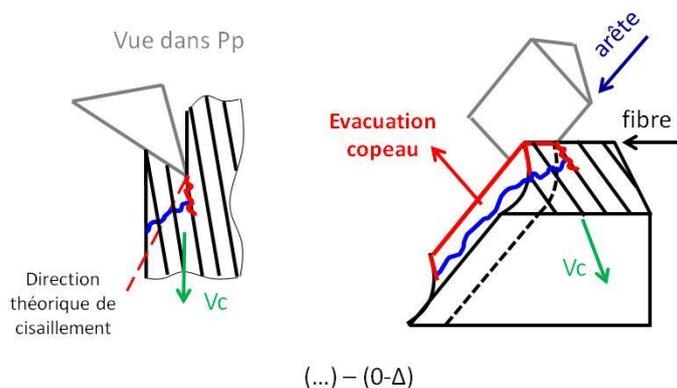
L'ordre des mécanismes de coupe est le suivant :

- 1 / Cisaillement de la matrice en mode I le long des fibres. L'outil agit ici comme un « coin » ; c'est le fendage, suivant les termes utilisés dans la coupe du bois
- 2 / Cisaillement des fibres, sous l'action de la face de coupe, qui crée une torsion du copeau et le cisaille perpendiculairement aux fibres
- 3 / Fragmentation de la matière du côté de la pièce, suivant une direction tangente au bord du trou. Le copeau peut ne pas se détacher et rester solidaire de la pièce

Ce mode de coupe est très défavorable. Un écaillage apparaît en entrée et en sortie. La coupe se fait par fissuration ; il est ainsi très difficile d'en maîtriser la propagation de l'ouverture du premier pli en surface. La présence d'un pli de verre permet de renforcer les propriétés mécaniques dans le sens transversal et ainsi de contenir la fissure, pour basculer plus rapidement dans le mécanisme de cisaillement des fibres.

3.2.6 Mode de coupe $0-\Delta$

Un mode nommé $0-\Delta$, illustré sur la Figure 177, est défini pour étudier le comportement des fibres s'éloignant du mode 0° .



(...)-(0-Δ)

Figure 177 - Mode de coupe $0^\circ-\Delta$

L'ordre des mécanismes de coupe est le suivant :

- 1 / Cisaillement de la matrice en mode I, qui se propage le long des fibres et pénètre donc sous la future surface de la paroi
- 2 / Cisaillement des fibres sous l'action de la face de coupe qui crée une torsion du copeau et cisaille les fibres dans leur sens travers
- 3 / Fragmentation d'une petite portion de matière appartenant à la pièce finie. Le copeau peut ne pas se détacher et rester solidaire de la pièce si la fissure est importante.

Ce mode de coupe est plutôt défavorable. Les défauts géométriques du trou, d'état de surface et délaminage augmentent si la fissure, du côté de la pièce finie, n'est pas rapidement contenue par la partie massive. L'orientation des fibres permet à l'outil de s'engager sous la matière et de tirer les fibres avant la coupe. Une perte d'acuité d'arête ne modifie que légèrement ce comportement. L'étude expérimentale a montré que ces mécanismes de formation du copeau pouvaient se déplacer angulairement, mais ne dépassaient pas l'orientation à 10° .

3.2.7 Mode de coupe -45°

Ce mode est illustré sur la figure Figure 178 :

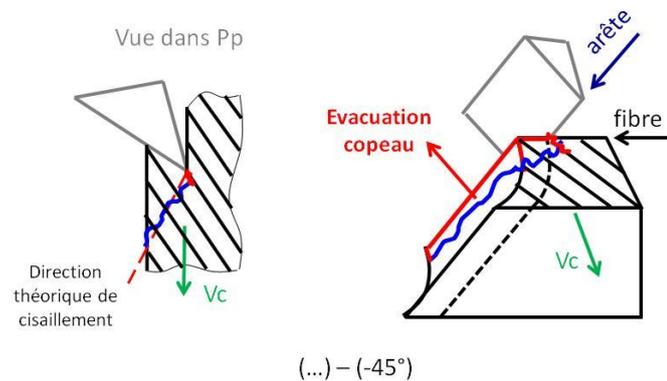


Figure 178 - Mode de coupe -45°

L'ordre des mécanismes de coupe est le suivant :

- 1 / Cisaillement de la matrice suivant un mode I. La fissure se propage en profondeur si elle n'est pas rapidement contenue par la partie massive de la pièce.
- 2 / Cisaillement de la fibre suivant la direction de coupe théorique, qui dans ce cas est perpendiculaire aux fibres.
- 3 - Fragmentation d'une portion de matière appartenant à la pièce finie.

Il est difficile de dire si ce mode de coupe est favorable ou non. La coupe des fibres est franche, le risque d'écaillage est très faible. Par contre, la qualité géométrique du trou et l'état de surface de la paroi sont fortement dégradés. La surface obtenue, illustrée précédemment sur la Figure 165, présente un aspect très rugueux du fait de l'arrachement de matière.

3.2.8 Synthèse

Ce premier niveau d'analyse des modes de coupe permet de faire une bonne corrélation entre les modes de coupe et les défauts générés :

- en entrée du trou : l'analyse confirme l'existence de zones potentiellement à risque pour les positions d'arête aux abords des modes $0^\circ + \Delta$, 0° et $0^\circ - \Delta$. Elle a également justifiée qu'une perte d'acuité d'arête déplace le mode $0^\circ + \Delta$ en direction du mode 45° et augmente ainsi les refus de coupe dans cette zone
- en pleine matière : l'analyse menée permet d'expliquer les différents aspects de surface observés sur la paroi du trou. Il est intéressant de constater qu'une coupe franche des fibres, c'est-à-dire sans refus de coupe, n'est pas forcément corrélée à un bon état de surface de la paroi.
- en sortie du trou : les travaux menés ici ne permettent pas d'expliquer pourquoi le phénomène de délaminage apparaît aussi tôt angulairement, soit dès 90° . La notion d'effort doit être prise en compte pour appréhender les mécanismes de décohésion fibre/matrice en sortie du trou.

4. Analyse des efforts de coupe

Les différentes séquences et mécanismes de coupe mis en évidence précédemment ont une forte répercussion sur les efforts. Un signal mesuré lors du perçage d'un **composite unidirectionnel**, où tous les plis sont orientés suivant une seule et même direction, est représenté sur la Figure 179.

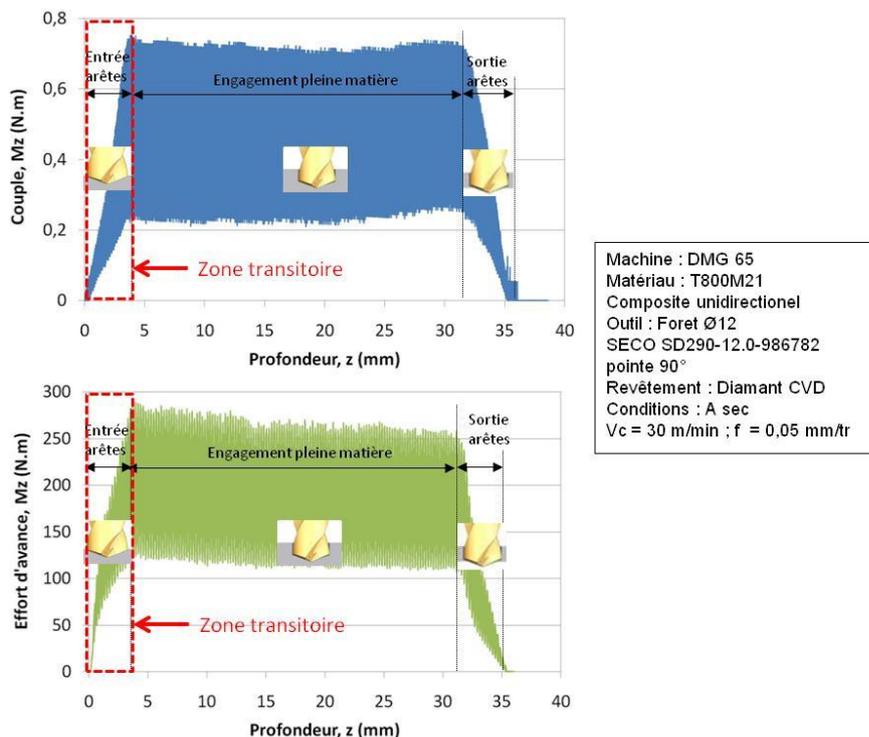


Figure 179 - Couple mesuré lors du perçage d'un composite unidirectionnel

Une méthode est proposée pour récupérer la contribution locale par portion d'arête, suivant l'orientation instantanée des fibres à couper. Ces efforts sont ensuite corrélés avec les différents modes de coupe, afin d'améliorer la compréhension des phénomènes à l'échelle locale. Enfin, à partir de ces données locales élémentaires, la reconstruction du comportement en perçage d'un composite multidirectionnel est proposée pour comprendre l'effet des arrangements des plis sur le risque d'écaillage en sortie.

4.1 Analyse à l'échelle locale

Il s'agit ici de récupérer la contribution locale par portion d'arête à partir de la mesure de l'effort cumulé dans la zone transitoire, précédemment illustrée sur la Figure 179. La méthode proposée peut s'appliquer aussi bien sur l'effort d'avance que sur le couple mesuré. Elle se déroule en 3 étapes :

- Décomposition du signal, pour séparer les effets du 1^{er} ordre et du 2^{ème} ordre, liés aux modes de coupe des fibres rencontrés.
- Discrétisation par portions d'arêtes, pour récupérer la contribution élémentaire de chacun des efforts, du 1^{er} ordre et du 2^{ème} ordre
- Calcul de la contribution locale en fonction de la position des fibres par rapport à l'arête

4.1.1 Application de la démarche locale sur le couple

4.1.1.1 1^{ère} étape : Dissocier l'effet des modes de coupe

Les signaux d'efforts sont composés de signaux basses fréquences inférieurs à 10 Hz qui permettent de suivre l'élévation continue du couple durant l'engagement progressif de l'arête : c'est le signal dit de 1^{er} ordre. Ils sont également composés de signaux hautes fréquences supérieurs à 10 Hz qui permettent d'identifier les effets des différents modes de coupe rencontrés : c'est le signal dit de 2^{ème} ordre. La démarche utilise la zone d'entrée progressive de l'arête, précédemment illustrée sur la Figure 179, pour identifier les contributions locales. Le traitement du signal permettant de dissocier les contributions de 1^{er} et 2^{ème} ordre du couple, est illustré sur la Figure 180.

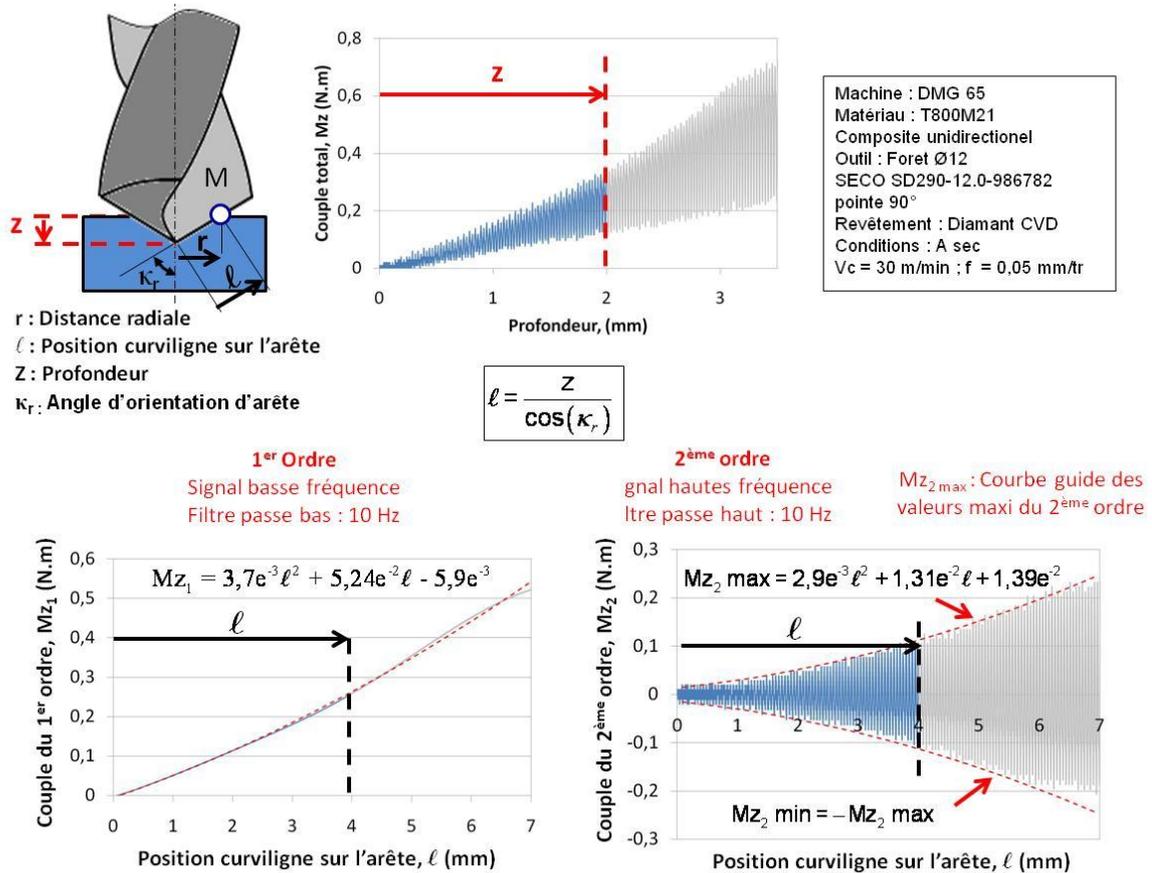


Figure 180 – Traitement du signal du couple Mz

Le couple du 1^{er} ordre peut-être modélisé par un polynôme de degré 2, comme l’a montré Claudin [Clau_06] dans ses travaux sur le couple arête-matière. Le couple du 2^{ème} ordre est lui centré autour de 0. Il est constitué d’oscillations qui augmentent au fur et à mesure de l’engagement progressif de l’arête. Cette tendance est modélisée par des courbes guides polynomiales de degré 2. L’amplitude des oscillations observées sur le signal du couple dépend également de la position angulaire de la fibre : elles sont périodiques sur π , comme le montre la Figure 181.

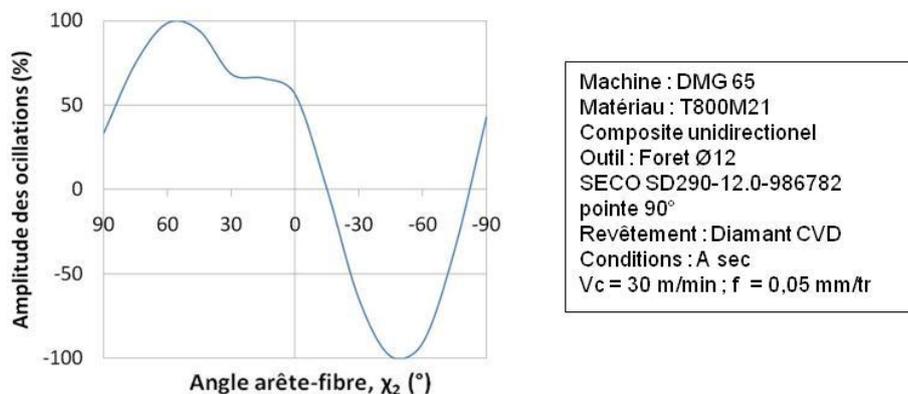


Figure 181 – Motif des oscillations du 2^{ème} ordre sur le couple, extrait à $\ell = 4$ mm

Le signal est quasi-sinusoïdal ; il présente un incident entre 60 et 0°, qui a été confirmé après plusieurs répétitions. Le phénomène sera expliqué dans la suite de l’étude. Le calage angulaire de l’effort en fonction de l’orientation des fibres nécessite l’utilisation

d'un système de comptage par impulsion. Un signal est émis à chaque tour de l'outil. La fréquence d'acquisition doit être très supérieure à la fréquence de rotation de l'outil, afin de détecter avec précision le front montant de l'impulsion. Dans l'exemple considéré, la fréquence de rotation de l'outil est de 44 Hz pour une acquisition à 10 000 Hz, soit une précision angulaire de 1,6°.

4.1.1.2 2^{ème} étape : Discrétiser par portions d'arête

Le passage de la contribution cumulée le long de l'arête à une contribution discrète par portions d'arête se fait par la méthode du couple arête matière (CAM). En admettant les hypothèses de linéarité et d'indépendance des éléments de matière voisine, il est possible d'extraire la participation d'une portion d'arête par soustraction des effets de l'élément précédent. Les signaux modélisés aux 1^{er} et 2^{ème} ordres sont dérivés pour obtenir une répartition linéique. L'effort linéique (ou élémentaire) de coupe, sur une dent le long de l'arête, est donné par la relation (1) et illustré sur la Figure 182.

$$dF_c = \frac{1}{z.r} \cdot \frac{dM_z}{d\ell} \tag{1}$$

- dF_c : Effort de coupe linéique (N/mm)
- z : Nombre de dents
- r : Position radiale (mm)
- M_z : couple au point considéré sur l'arête(N.mm)
- dℓ : Portion curviligne sur le long de l'arête (mm)

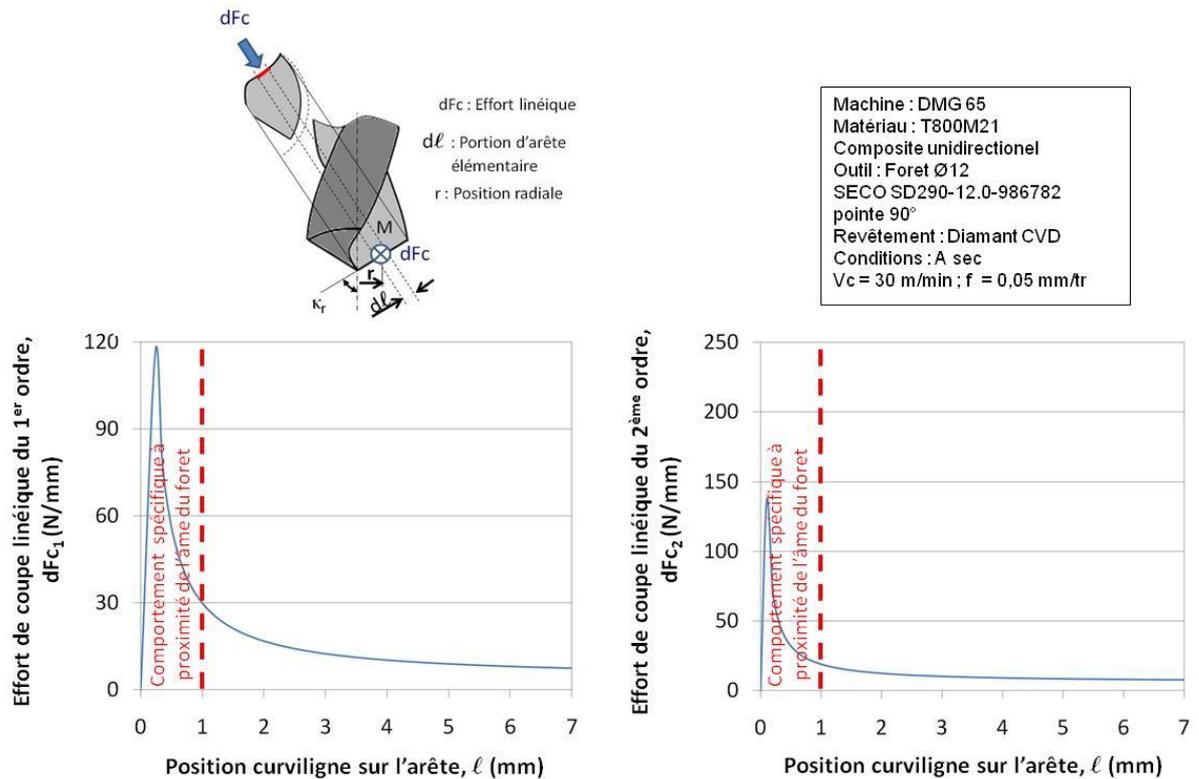


Figure 182 – Répartition de l'effort de coupe linéique le long de l'arête

4.1.1.3 3^{ème} étape : Calculer la contribution locale

La contribution locale s’obtient à partir des efforts linéiques et du motif des oscillations. La Figure 183 illustre les opérations de calcul devant être réalisées.

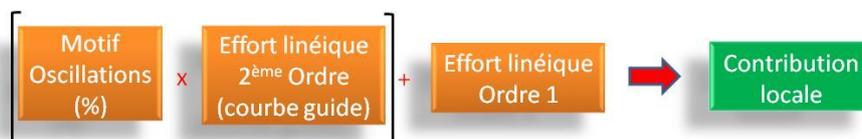


Figure 183 – Méthode de calcul de la contribution locale

Pour chaque position radiale le long de l’arête, le motif des oscillations est multiplié par l’effort linéique d’ordre 2, afin d’en obtenir l’amplitude correspondante. Puis l’effort linéique d’ordre 1 est ajouté pour centrer les oscillations autour du niveau d’effort « moyen » consommé par cette portion d’arête. La Figure 184 montre l’évolution de l’effort linéique de coupe à la position $\ell = 4$ mm sur l’arête, pour différentes orientations de fibres vues sur un demi-tour.

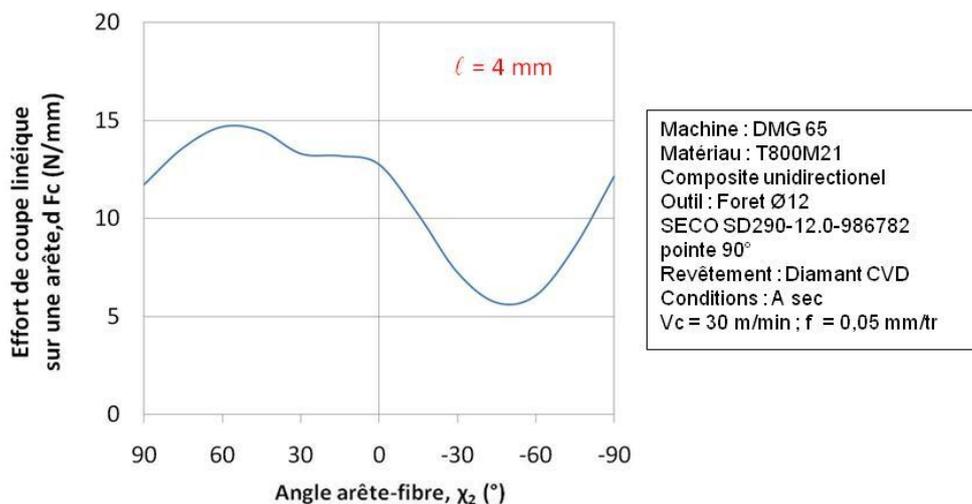


Figure 184 – Motif des oscillations d’ordre 2 de l’effort de coupe, extrait à $\ell = 4$ mm

4.1.2 Application de la démarche locale sur l’effort d’avance

La démarche est appliquée à l’identique à l’effort d’avance. Le signal est dans un premier temps dissocié suivant les contributions du 1^{er} et 2^{ème} ordre, comme illustré sur la Figure 180.

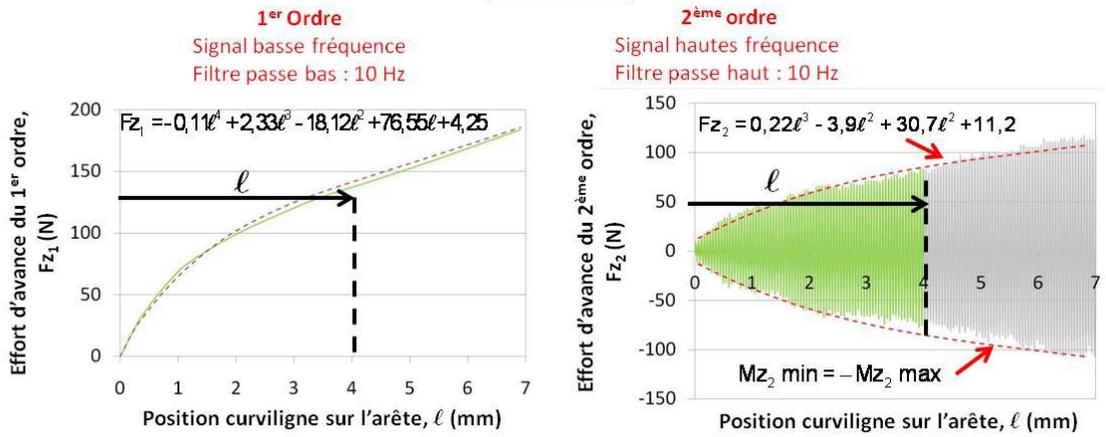
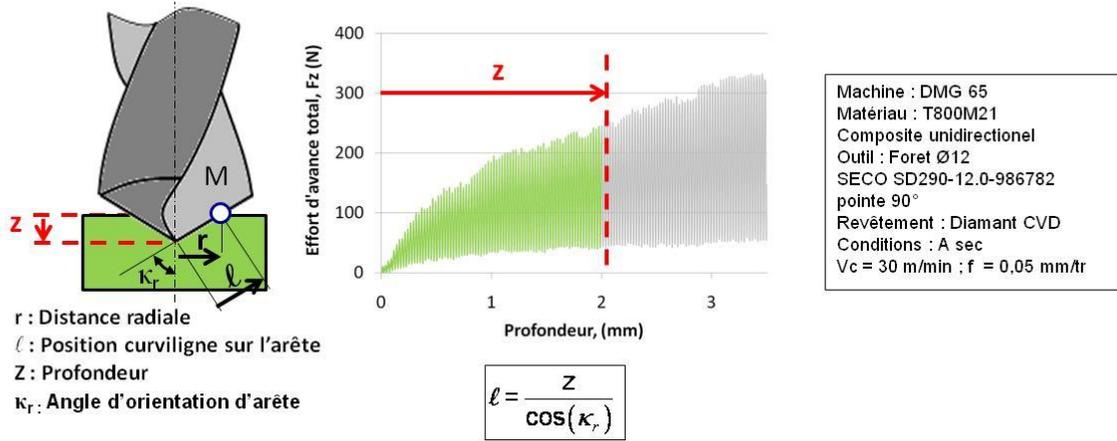


Figure 185 – Traitement du signal de l'effort d'avance

L'effort d'avance du 1^{er} ordre est modélisé par un polynôme de degré 4, comme l'ont montré les travaux de Claudin [Clau_06]. L'effort d'avance du 2^{ème} ordre est lui modélisé par des courbes guide de degré 3 et un motif d'oscillations présenté sur la Figure 186.

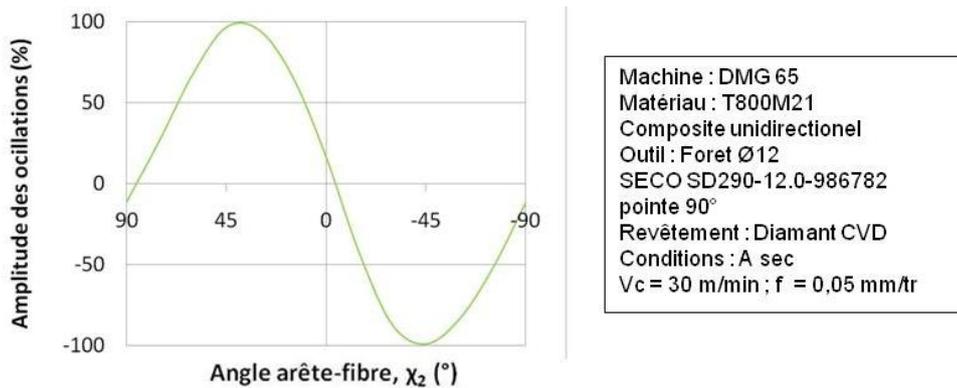


Figure 186 – Motif des oscillations d'ordre 2 de l'effort d'avance, extrait à $l = 4$ mm

L'effort linéique d'avance le long de l'arête, donné par la relation (2), est présenté sur la Figure 187.

$$dF_z = \frac{1}{z} \cdot \frac{dF_z}{dl} \quad (2)$$

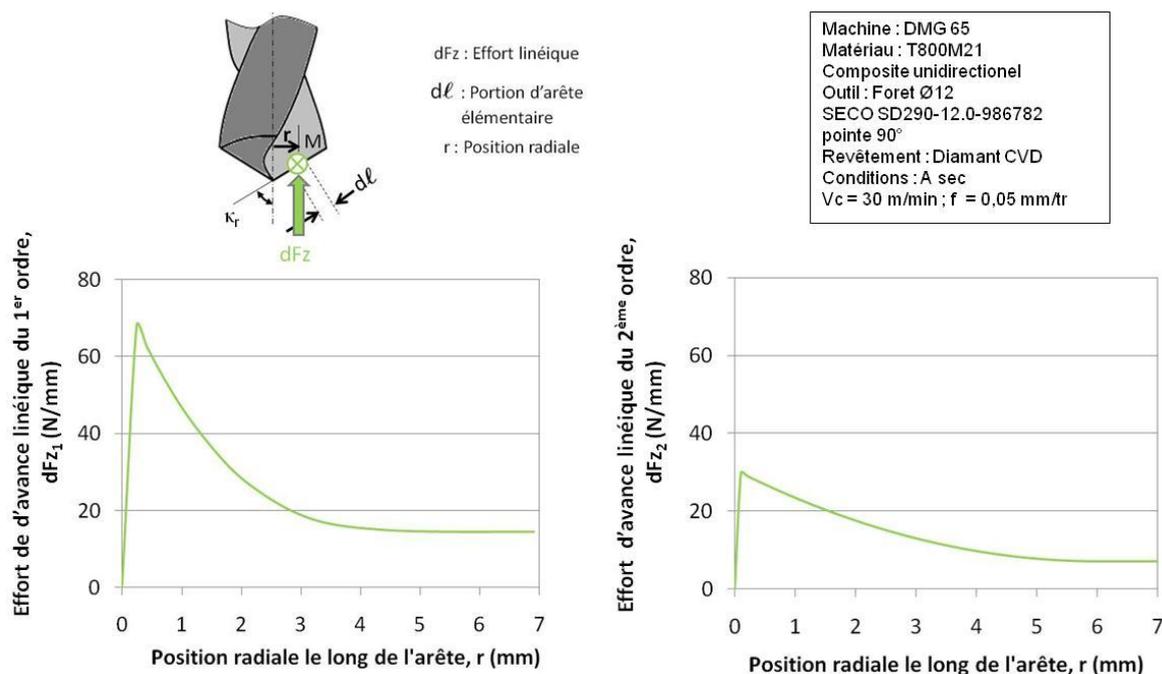


Figure 187 – Répartition de l'effort d'avance linéique le long de l'arête

Enfin, la Figure 188 montre l'évolution de l'effort linéique d'avance pour différentes orientations de fibres vues sur un demi-tour, à la position $\ell = 4$ mm sur l'arête.

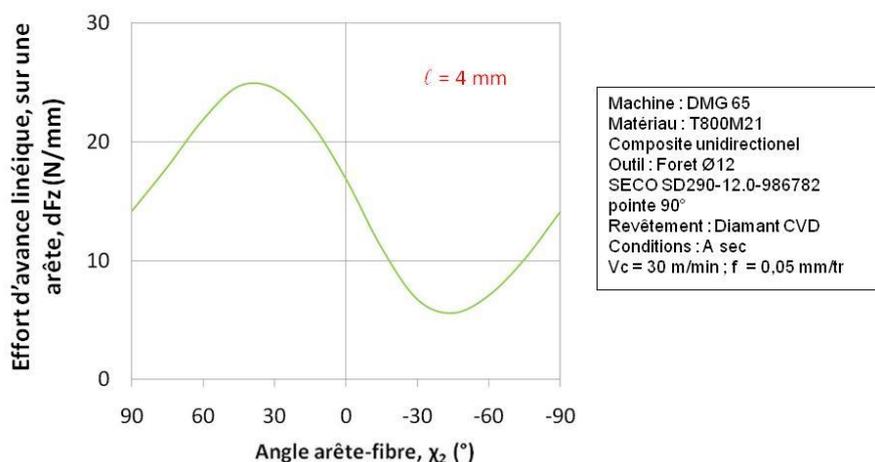


Figure 188 - Evolution de l'effort d'avance linéiques, à la position $\ell = 4$ mm

4.2 Interprétation des niveaux d'efforts locaux

4.2.1 Corrélation entre efforts locaux et modes de coupe

Les efforts de coupe et d'avance varient en fonction des modes de coupe rencontrés, comme le montre la Figure 189 :

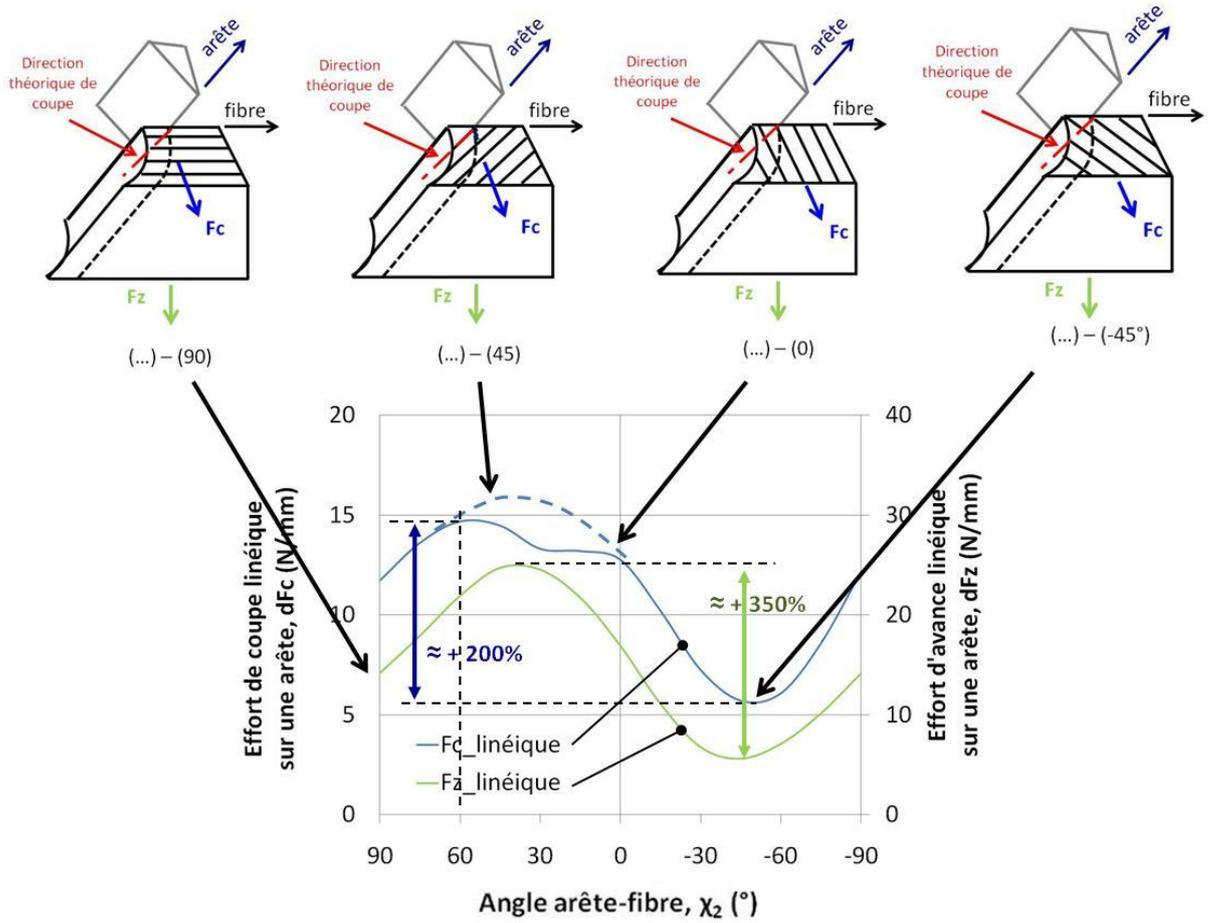


Figure 189 - Evolution des efforts en fonction des modes de coupe rencontrés

Les deux signaux sont en phase et présentent une allure générale de type sinusoïdale. Seul l'effort de coupe présente un changement de comportement entre les modes de coupe 60° et 0° . Les niveaux d'effort sont au plus bas à proximité du mode de coupe -45° . Dans ce mode, la fibre semble rencontrer une direction privilégiée de cisaillement. La fibre est ici perpendiculaire à la notion de « direction théorique de coupe » générée par l'outil au contact de la pièce. Durant les modes de coupe -45° à -90° , puis 90° à 60° , la fibre s'éloigne de cette direction privilégiée et devient plus difficile à couper. Dans l'exemple illustré sur la Figure 189, l'effort linéique de coupe augmente de 200%, tandis que dans le même temps l'effort linéique d'avance subit une élévation de 350%. Entre 60° et 0° , l'effort de coupe linéique change d'évolution. Il commence par diminuer puis se stabiliser, alors que l'effort linéique d'avance est maximal à 45° . Dans cette zone, la fibre s'oriente suivant la direction théorique de coupe, au bénéfice de la matrice qui se fissure d'autant plus facilement dans ce mode. La rencontre du mode 0° maintient une opposition importante à la coupe, tandis que la sollicitation axiale de l'outil diminue. Entre 0° et -45° , la chute de l'effort de coupe et de l'effort d'avance est très rapide. Les modes de coupe rencontrés sur cette plage tendent à orienter la fibre dans sa direction de coupe privilégiée.

4.2.2 Corrélation entre efforts locaux et défauts en sortie

L'effort d'avance linéique exercé par l'outil sur la pièce peut être corrélé avec les défauts observés en sortie trou, comme illustré sur la Figure 190.

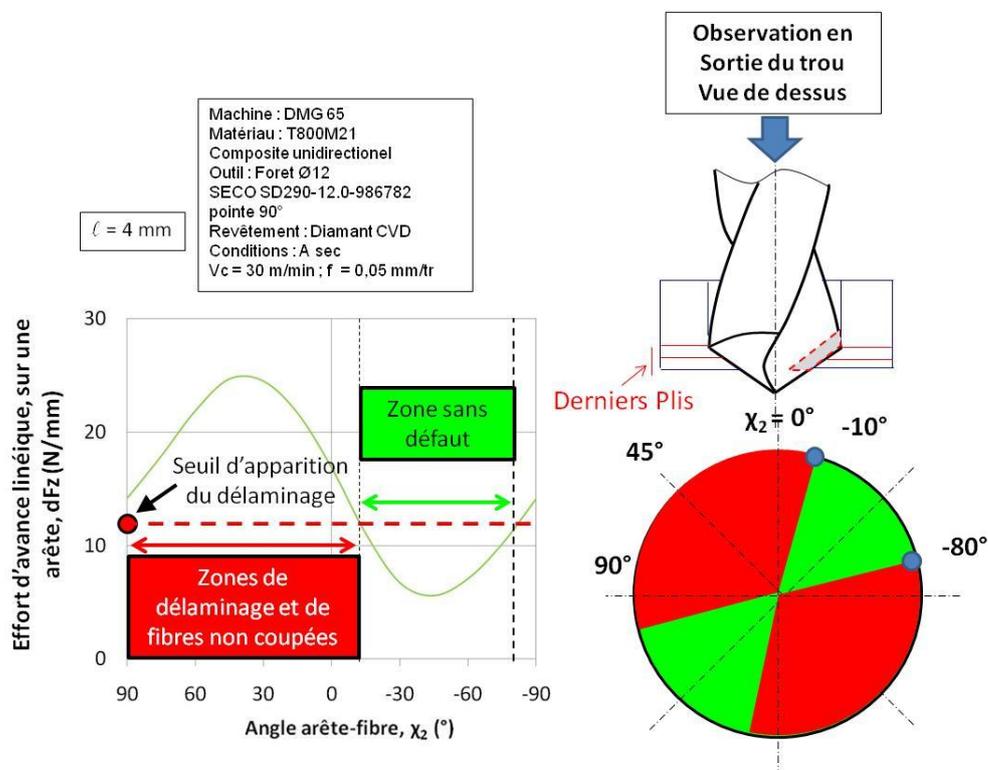


Figure 190 – Corrélation entre l'effort d'avance linéique et les défauts en sortie du trou

La zone sans défaut, observée expérimentalement sur le trou entre $\chi_2 = -10^\circ$ et $\chi_2 = 90^\circ$, correspond à la plage de positions angulaires de l'arête pour laquelle l'effort d'avance est minimal. Il y a une bonne corrélation entre les efforts locaux et l'apparition des défauts à l'échelle locale. Les sollicitations mécaniques exercées sur l'arête au fond du trou sont ici inférieures au seuil d'apparition du délaminage. Le dernier pli est donc parfaitement maintenu au reste de la pièce. La cohésion entre les fibres et la matrice en sortie du trou n'est plus assurée si ce niveau est dépassé. Dans certains cas, il peut arriver que l'effort d'avance soit en permanence au-dessus du seuil de délaminage. Dans ce cas, le défaut est présent sur tout le pourtour du trou.

4.3 Comportement d'un composite multidirectionnel

Le perçage d'un composite multidirectionnel fait apparaître des oscillations irrégulières, illustrées sur la Figure 191.

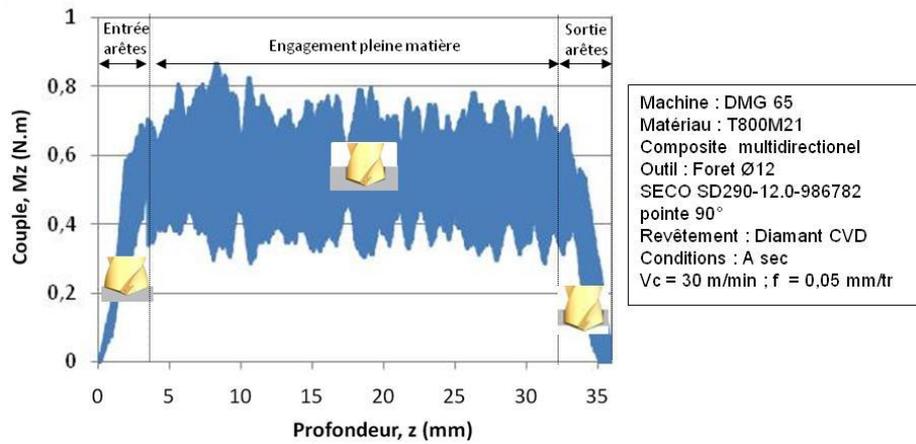


Figure 191 - Couple mesuré lors du perçage d'un composite multidirectionnel

Le comportement varie en fonction de l'arrangement des plis. A partir de l'étude locale menée précédemment sur la coupe d'un pli, il est possible de reconstruire le signal complet du perçage d'un composite multidirectionnel et d'identifier les arrangements responsables des changements d'oscillations. Une reconstruction du chargement mécanique local sur l'arête est également proposée.

4.3.1 Méthode de reconstruction des efforts

Le principe de la méthode est schématisé sur la Figure 192

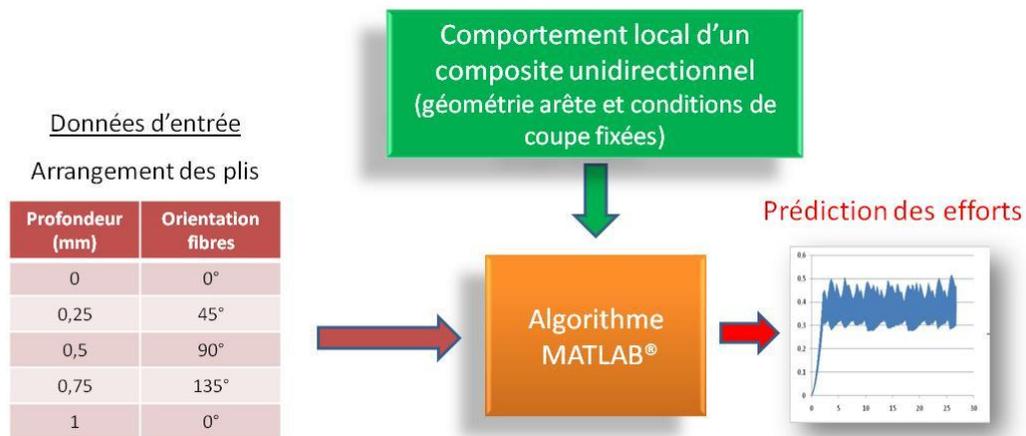


Figure 192 - Principe de la reconstruction du comportement d'un composite multidirectionnel

Les données d'entrées sont les suivantes :

- Evolution de l'orientation des plis dans l'épaisseur de la plaque
- Evolution de l'effort de coupe linéique en fonction de l'orientation des fibres et de la position le long de l'arête, fournie par le perçage d'un composite unidirectionnel et la démarche de traitement proposée précédemment.

Le traitement des données en chaque instant est le suivant :

- Détermination des plis engagés sur l'arête
- Détermination de l'orientation locale des fibres par portion d'arête
- Affectation des niveaux des efforts linéiques pour chaque portion d'arête

Les données de sortie sont les suivantes :

- Evolution temporelle du couple et de l'effort d'avance durant le perçage
- Evolution temporelle des efforts linéiques de coupe et d'avance le long de l'arête

Cette méthode simple permet de recréer avec une bonne fidélité le comportement d'un composite multidirectionnel, comme illustré sur la Figure 193.

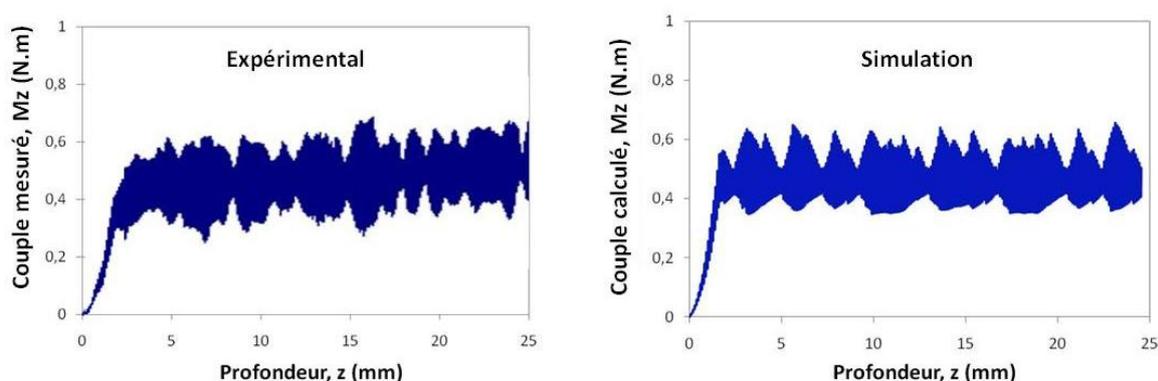


Figure 193 - Comparaison entre le signal expérimental et la simulation du comportement d'un composite multidirectionnel

Il est ainsi possible d'expliquer avec précision l'action des différents arrangements des plis sur les efforts globaux. La démarche permet également d'accéder à des informations locales le long de l'arête qui ne peuvent pas être mesurées expérimentalement. Cette exploitation du modèle est présentée par la suite.

4.3.2 Exploitation du modèle comportemental

4.3.2.1 Effet de l'arrangement des plis à l'échelle globale

Trois arrangements sont testés :

- multidirectionnel irrégulier : alternance non périodique de plis à $-45^\circ/0^\circ/45^\circ/90^\circ$
- multidirectionnel équilibré: alternance périodique de plis à $-45^\circ/0^\circ/45^\circ/90^\circ$
- unidirectionnel : plis à 0° exclusivement

Afin de comparer les différences de comportement entre les arrangements, le perçage d'une plaque « virtuelle » est proposé. Cette plaque contient 9 mm de composite multidirectionnel irrégulier en entrée, puis 5 mm de composite multidirectionnel équilibré, puis encore 6 mm de composite multidirectionnel irrégulier et enfin 3 mm de composite unidirectionnel. L'évolution du couple est présentée sur la Figure 194.

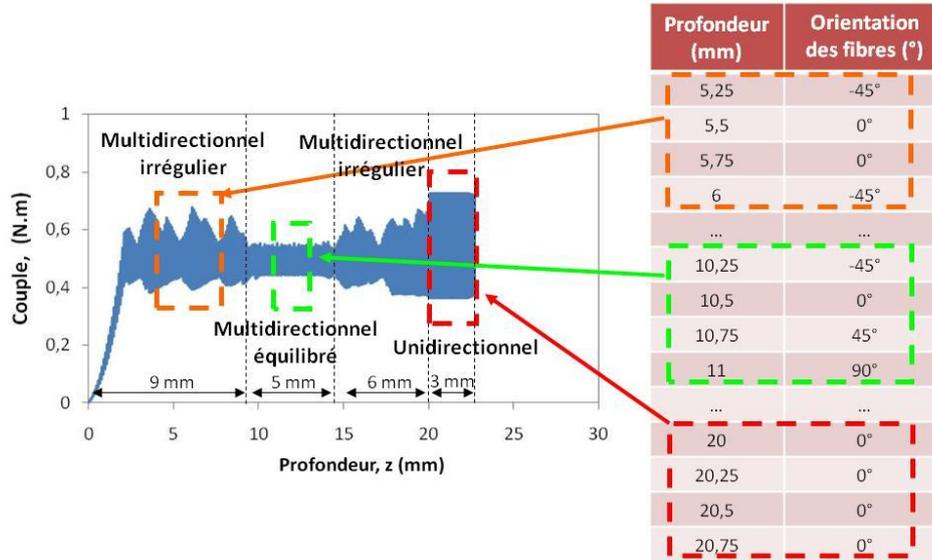


Figure 194 - Simulation du comportement de différents arrangements

L'influence de l'orientation des plis sur la forme du signal est clairement mise en évidence. Un arrangement multidirectionnel équilibré permet de réduire l'amplitude des oscillations et d'obtenir un comportement plus homogène. Un arrangement unidirectionnel augmente l'amplitude des oscillations, mais permet de conserver un comportement cyclique stable. Enfin, un arrangement irrégulier engendre un comportement très hétérogène. L'amplitude des oscillations est variable. Elle est maximale lorsque l'arête est engagée sur des plis à dominantes unidirectionnelles, et minimale lorsqu'il s'agit d'un arrangement plus régulier.

4.3.2.2 Effet de l'arrangement des plis à l'échelle locale

L'action de l'arête engagée sur plusieurs plis arrangés de façon irrégulière est comparée à trois instants proches : $t_1 = t - \Delta t$; $t_2 = t$; $t_3 = t + \Delta t$.

L'évolution de l'effort de coupe linéique le long de l'arête de coupe est présentée sur la Figure 195

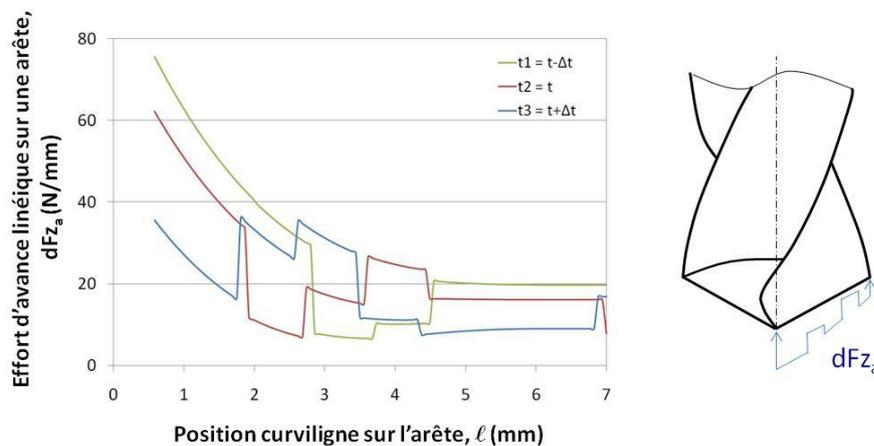


Figure 195 - Evolution de l'effort d'avance linéique le long de l'arête, en différents instants du perçage d'un composite multidirectionnel irrégulier

L'effort d'avance linéique présente des discontinuités le long de l'arête. Elles apparaissent aux frontières des plis ne présentant pas la même orientation de fibres. Cette tendance confirme l'effet majeur des modes de coupe sur l'effort, montré précédemment. En dehors des zones de transition, une seconde tendance peut être mise en évidence. En effet, l'effort le long de l'arête décroît rapidement, puis se stabilise. Ce comportement est similaire à ceux mis en évidence par Claudin [Clau_06] dans les matériaux métalliques isotropes. Elle s'explique par l'évolution des angles de coupe le long de l'arête et l'effet de l'âme au centre. En effet l'angle de coupe est nul à proximité de l'âme et maximum (30°) au niveau des becs du foret.

L'évolution de l'effort de coupe linéique le long de l'arête de coupe est présentée sur la Figure 196 :

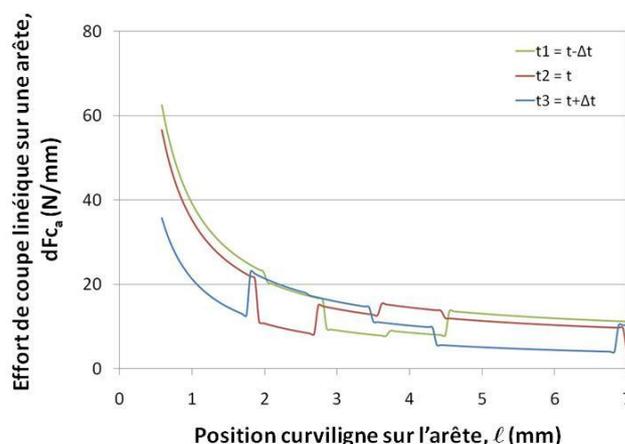


Figure 196 - Evolution de l'effort de coupe linéique le long de l'arête, en différents instants du perçage d'un composite multidirectionnel irrégulier

L'effort de coupe linéique présente des discontinuités similaires à celles décrites pour l'effort d'avance. Les discontinuités du chargement s'expliquent par le changement de l'orientation des fibres par rapport à l'arête. La tendance décroissante est quant à elle expliquée par l'évolution de la géométrie de coupe sur l'arête.

4.3.2.3 Synthèse

Les travaux mettent en évidence d'importantes discontinuités sur le chargement mécanique le long de l'arête. Les effets en fatigue sur l'outil sont encore méconnus, mais pourront être approfondis à partir des données fournies par ces travaux. Le risque de délaminage en sortie de trou est plus prononcé pour certaines orientations de fibres par rapport à l'arête. Un arrangement équilibré en sortie permet d'assurer une répartition plus homogène du chargement mécanique sur le fond du trou et de limiter les risques de cohésion fibre/matrice. Généralement, ce choix est défini par le bureau d'étude, pour satisfaire un critère de résistance mécanique de la pièce en service. En aucun cas, il n'est choisi pour satisfaire des contraintes de fabrication ; de nouvelles règles de conception sont peut-être à définir.

Conclusion

Les travaux menés dans ce mémoire proposent de traiter les matériaux séparément dans un premier temps, afin de comprendre les spécificités propres à chacun, pour ensuite proposer des solutions technologiques, tout en gardant à l'esprit qu'elles devront être utilisées dans le perçage des empilages Titane/Composite. La majeure partie du mémoire est donc consacrée à la compréhension des mécanismes de coupe, qui constitue le cœur du travail scientifique sur le sujet. Les solutions technologiques, mises au point suite à ces travaux, sont présentées en Annexe 3.

L'état de l'art dans les alliages de titane a mis en évidence toutes les conséquences liées à l'augmentation de la température dans la zone de coupe : usure catastrophique des outils et endommagement de l'intégrité matière. La distribution de la chaleur dans la zone de coupe a permis de mettre clairement en évidence l'intérêt de proposer des solutions sur la géométrie de coupe et de guidage des outils pour limiter la production de chaleur et optimiser son évacuation. Ces constatations ont permis de définir le premier axe de recherche de ces travaux de thèse. L'état de l'art dans les composites, a mis en évidence les phénomènes de délaminage, d'échauffement thermique de la paroi, qui sont liés à la décohésion des fibres au passage de l'arête de coupe. Un second axe pour ces travaux de thèse a donc été défini sur la compréhension des modes d'enlèvement de la matière. Enfin l'usure abrasive des outils est une limitation majeure qui autorise l'utilisation des outils carbure seulement avec un revêtement diamant CVD. En configuration empilage, les dégradations thermiques constatées sont liées à la montée en température de l'outil dans la partie titane. L'évacuation des copeaux affecte la paroi usinée, dans le sens composite titane.

Une étude tribologique menée sur l'alliage Ti6Al4V, a permis de caractériser les interfaces copeau/outil et pièce/outil. Pour ces deux cas de contacts régénérés, le coefficient de frottement diminue quand la vitesse et la pression diminuent. Les valeurs des coefficients mesurés à sec et sous lubrification, sur une plage vitesse de 0 à 90 m/min, sont de l'ordre de 0,2-0,3. Ces valeurs sont en moyenne deux fois plus faibles que celles observées dans les aciers ; ce qui signifie que la production de chaleur par frottement est plus faible dans les alliages de titane. Dans le contact paroi/listels (cas de contact non-régénéré), le coefficient de frottement augmente avec le passage répété des listels sur la paroi, et avec la vitesse de glissement. La lubrification permet de réduire significativement cet effet. Le coefficient de partage du flux de chaleur généré à l'interface dépend fortement de la vitesse d'écoulement de la matière. Plus la matière s'écoule à grande vitesse, plus la part de flux de chaleur reçue par l'outil diminue. Les tendances identifiées montrent que la part de flux reçu par l'outil est en moyenne deux fois plus importante dans les alliages de titane que dans les aciers. Enfin, la présence d'un revêtement (TiN et AlCrN) ne modifie pas les conditions tribologiques du contact. L'adhésion de titane sur l'outil forme un troisième corps solide sur laquelle la matière s'écoule, sans contact avec le revêtement. Cette étude tribologique est très enrichissante

de part son apport sur la modélisation des interfaces et sur l'optimisation des conditions de frottement. L'étude tribologique menée sur les composites, montre une forte sensibilité à la vitesse de glissement sur la plage comprise entre 10 m/min et 200 m/min. Les coefficients de frottement mesurés dans les composites sont deux fois plus faibles que dans les alliages de titane. Le contact non-régénéré entre la paroi et les listels est moins sévère que dans les alliages de titane. Le passage répété des listels et l'orientation des fibres à 0° tendent à faire diminuer le coefficient de frottement.

Une étude approfondie des mécanismes thermo-mécaniques de la coupe des alliages de titane a permis de localiser les zones de forte production de chaleur et d'en comprendre les origines. Une part de chaleur pouvant atteindre 50% de la puissance totale est produite par les listels. La mise en évidence du retour élastique et du retreint thermique du trou, par une approche expérimentale et numérique a permis de donner une explication au phénomène. La dilatation de la matière est dans un premier temps bloquée par la partie massive de la pièce. Si l'élévation des contraintes internes d'origine thermique dépasse la limite d'écoulement du matériau, alors la matière se resserre sur l'outil. Fort de ces constatations, il est possible de diminuer la consommation énergétique du listel en proposant une surface de contact réduite, afin de ne pas dépasser le seuil de déclenchement du retreint thermique de la matière. Une chute importante de la température de l'outil a été mise en évidence. Elle permet d'éviter la brûlure à l'interface Titane/Carbone. L'étude expérimentale menée sur la géométrie de l'arête fournit des données intéressantes pour limiter la production de chaleur. Le choix des conditions de coupe pour le perçage à sec des alliages de titane doit s'orienter vers de fortes avances, soit $f = 0,4 - 0,5$ mm/tr, qui permettent d'augmenter la productivité de l'opération en minimisant la montée en température de l'outil, Un angle de coupe important, environ 30° , associé à une forte variation de l'angle d'inclinaison d'arête, proche de 30° , et à un angle de dépouille de 11° , est la combinaison minimisant d'un part le chargement mécanique et d'autre part le chargement thermique, plus sensible aux variations géométriques de l'outil. Il semble dans l'intérêt des fabricants d'outils de prendre en compte ces considérations thermiques pour le développement de nouvelles géométries à basse production de chaleur. Dans le cas du foret hélicoïdal, cela passe par la définition de nouvelles règles de conception. Les approches semi-analytiques et numériques menées sur la distribution des flux de chaleur s'accordent pour dire que près de 65 % de la puissance thermique totale est évacuée par le copeau. L'outil quant à lui reçoit 20 % de cette puissance, répartie sur ces deux surfaces de contact copeau/outil et pièce/outil. Pour finir, la pièce évacue 15 % de chaleur provenant de la zone de cisaillement primaire et du contact avec la dépouille de l'outil.

L'étude expérimentale sur la coupe des fibres a permis de définir quelques règles élémentaires de conception des forets. Le délaminage des fibres en sortie dépend de la vitesse de coupe et est maximal à $V_c = 10$ m/min. Le délaminage des fibres en sortie augmente fortement avec l'avance, au-delà de $f = 0,05$ mm/tr. Aucun délaminage en sortie n'est constaté pour les angles de pointe $2\kappa_r$ de 90° et 110° . Un faible endommagement apparaît pour l'angle 140° , mais reste néanmoins dans les critères de qualité. Le revêtement diamant CVD présente une bonne répétabilité. L'analyse des modes de coupe a permis de faire une bonne corrélation entre les modes de coupe et les défauts générés. Des zones potentiellement à risque apparaissent pour certaines positions d'arête. Les phénomènes de refus de coupe, de délaminage et d'état de surface ont pu être expliqués. Enfin, la méthode mise en place pour reconstruire le chargement local sur l'arête, a permis de comparer les niveaux des efforts locaux avec les défauts précédemment observés. Un seuil local de décohésion fibre/matrice a pu être défini.

Perspectives

Depuis une dizaine d'années, les travaux scientifiques menés sur les empilages Titane/Composite, Aluminium/composite et Aluminium/Composite/Titane sont en pleine augmentation, preuve qu'il existe une forte demande de la part des industriels sur cette thématique. Les travaux de thèse ont mis en évidence l'intérêt de développer des géométries de listels spécifiques au perçage des empilages Titane/Composite. Pour des raisons de confidentialité, elles n'ont pu être présentées dans ce mémoire. La plage de travail à sec va pouvoir être étendue vers les hautes avances. Les revêtements diamant CVD permettent d'utiliser des outils carbures, avec de bonnes performances en termes de durée de vie, mais l'acuité d'arête reste néanmoins médiocre et entraîne des bavures plus importantes dans le titane qu'avec un outil non revêtu. Des recherches dans ce domaine sont attendues. La simulation de l'opération de perçage par une méthode d'application de flux de chaleur demande à être mise en place. Les données d'entrée ont été fournies par les travaux de thèse. Cette approche permettra de donner une estimation des champs de température sur l'outil et la paroi, et permettra ensuite d'estimer l'état de contraintes résiduelles dans le trou, inconnus jusqu'à présent.

Références

- [Abrao_2008] Abrão A. M., J. C. C. Rubio, P. E. Faria and J. P. Davim, "The effect of cutting tool geometry on thrust force and delamination when drilling glass fibre reinforced plastic composite", *Mater Des* 29 (2008) 508-513
- [Abrate_1992] Abrate S., D. A. Walton, "Machining of composite materials. Part I: Traditional methods", *Composites Manuf.* 3 (1992) 75-83
- [Afsset_2010] AFSSET, "Fabrication et usinage des matériaux composites à base de fibres de carbone : éléments pour l'évaluation des risques sanitaires des travailleurs en France", AFSSET - Agence Française de Sécurité Sanitaire de l'Environnement et du Travail (2010)
- [Almond_1981] Almond E. A., "Towards improved tests based on fundamental properties", *Proceedings of the International Conference on Improved Performance of Tool Materials*, Teddington, Middlesex, (1981) 161-169
- [Arola_1996] Arola D., M. Ramulu and D. H. Wang, "Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27 (1996) 121-133
- [Arrazola_2009] Arrazola P. J., I. Arriola and M. A. Davies, "Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels", *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 58 (2009) 85-88
- [Arrazola_2008] Arrazola P. J., D. Ugarte and X. Domínguez, "A new approach

- for the friction identification during machining through the use of finite element modeling", *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 48 (2008) 173-183
- [Astakhov_2006] Astakhov V. P., "Tribology of Metal Cutting", (2006)
- [Bathia_2005] Bathia C., "Matrices organiques", *Matériaux Composites*, Paris, (2005) 31-72
- [Battaglia_2007] Battaglia J., "Transferts thermiques dans les procédés de mise en forme des matériaux", (2007)
- [Battaglia_2005] Battaglia J., A. Kusiak, "Estimation of heat fluxes during high-speed drilling", *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology* 26 (2005) 750-758
- [Battaglia_2001] Battaglia J. -, O. Cois, L. Puigsegur and A. Oustaloup, "Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model", *Int.J.Heat Mass Transf.* 44 (2001) 2671-2680
- [Bonnet_2009] Bonnet C., G. Poulachon, J. Rech and Y. Girard, "Identification of mechanical and tribological margins solicitations in case of Ti-6Al-4V alloy drilling", *Proceeding of the 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, (2009) 237-242
- [Bonnet_2008] Bonnet C., F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J. M. Bergheau and P. Gilles, "Identification of a friction model- Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool", *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 48 (2008) 1211-1223
- [Bonnet_2008*] Bonnet C., F. Valiorgue, J. Rech and H. Hamdi, "Improvement of the numerical modeling in orthogonal dry cutting of an AISI 316L stainless steel by the introduction of a new friction model", *High Performance Cutting, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 1 (2008) 114-118

- [Bono_2001] Bono M.,J. Ni, "The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes", *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 41 (2001) 2261-2270
- [Boston_1955] Boston O. W., R. M. Caddell, L. V. Colwell, R. E. McKee, K. F. Packer and P. R. Visser, "Machining titanium", Final report (U.S. Army Contract 20-018ORD-11918) (1955)
- [Bowden_1951] Bowden F. P.,D. Tabor, "Friction and Lubrication of Solids", Oxford, (1951)
- [Boyer_1996] Boyer R. R., "An overview on the use of titanium in the aerospace industry", *International Symposium on Metallurgy and Technology of Titanium Alloys, Materials Science and Engineering: A* 213 (1996) 103-114
- [Brinksmeier_2002] Brinksmeier E.,R. Janssen, "Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys", *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 51 (2002) 87-90
- [Buryta_1994] Buryta D., R. Sowerby and I. Yellowley, "Stress distributions on the rake face during orthogonal machining", *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 34 (1994) 721-739
- [Calamaz_2008] Calamaz M., D. Coupard and F. Girot, "A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V", *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 48 (2008) 275-288
- [Cantero_2005] Cantero J. L., M. M. Tardío, J. A. Canteli, M. Marcos and M. H. Miguélez, "Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V", *Int.J.Mach.Tools Manuf.* 45 (2005) 1246-1255
- [Challen_1979] Challen J. M.,P. L. B. Oxley, "An explanation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models",

- Wear 53 (1979) 229-243
- [Chandler_2002] Chandler E. H., "Machining of Reactive Metals", Machining, 16 (2002)
- [Che-Haron_2001] Che-Haron C. H., "Tool life and surface integrity in turning titanium alloy", J.Mater.Process.Technol. 118 (2001) 231-237
- [Che-Haron_2005] Che-Haron C. H., A. Jawaid, "The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6% Al-4% V", J.Mater.Process.Technol. 166 (2005) 188-192
- [Claudin_2006] Claudin C., "Influence des conditions opératoires sur le procédé de perçage : application aux structures mécano soudées en acier bas carbone", Mémoire de thèse n° 2006 ENSAM 0025 (2006)
- [Claudin_2010] Claudin C., A. Mondelin, J. Rech and G. Fromentin, "Effects of a straight oil on friction at the tool-workmaterial interface in machining", Int.J.Mach.Tools Manuf. 50 (2010) 681-688
- [Claudin_2008] Claudin C., G. Poulachon and M. Lambertin, "Correlation between drill geometry and mechanical forces in MQL conditions", Mach.Sci.Technol. 12 (2008) 133-144
- [Combres_1999] Combres Y., "Propriétés du titane et de ses alliages", Traité Matériaux métalliques, Techniques de l'ingénieur M2III (1999)
- [Cotterell_2008] Cotterell M., G. Byrne, "Characterisation of Chip Formation during Orthogonal Cutting of Titanium Alloy Ti-6Al-4V", Proceeding of the 3rd International Conference High Performance Cutting Conference, Dublin, 2 (2008) 733-742
- [Davim_2004] Davim J. P., P. Reis and C. C. António, "Experimental study of drilling glass fiber reinforced plastics (GFRP) manufactured by hand lay-up", Compos.Sci.Technol. 64 (2004) 289-297
- [Dearnley_1986] Dearnley P. A., A. N. Gearson, "Evaluation of principal wear

- mechanisms of cemented carbides and ceramics used for machining titanium alloy, IM 318", Materials Science and Technology 2 (1986) 47-58
- [Dessarthe_1999] Dessarthe A., "Usinage des composites à matrice polymère", Techniques de l'ingénieur (1999)
- [Destefani_2000] Destefani J. D., "Introduction to Titanium and Titanium Alloys", Metals Handbook, 2 (2000) 586-591
- [Dornfeld_1999] Dornfeld D. A., J. S. Kim, H. Dechow, J. Hewson and L. J. Chen, "Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V", CIRP Ann.Manuf.Technol. 48 (1999) 73-76
- [Du_2001] Du F., M. R. Lovell and T. W. Wu, "Boundary element method analysis of temperature fields in coated cutting tools", Int.J.Solids Structures 38 (2001) 4557-4570
- [Dupupet2008] Dupupet G., "Fibres de carbone", Techniques de l'Ingénieur (2008)
- [Ezugwu2005] Ezugwu E. O., "Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys", Int.J.Mach.Tools Manuf. 45 (2005) 1353-1367
- [Ezugwu_2003] Ezugwu E. O., J. Bonney and Y. Yamane, "An overview of the machinability of aeroengine alloys", J.Mater.Process.Technol. 134 (2003) 233-253
- [Ezugwu_1997] Ezugwu E. O., Z. M. Wang, "Titanium alloys and their machinability - A review", J.Mater.Process.Technol. 68 (1997) 262-274
- [Ezugwu_1997] Ezugwu E. O., Z. M. Wang, "Titanium alloys and their machinability—a review", Superplasticity and Superplastic Technology in Japan, J.Mater.Process.Technol. 68 (1997) 262-274

-
- [Gelas_1976] Gelas B., M. Armand, L. Seraphin and R. Tricot, "Titane et alliages de titanés", Techniques de l'ingénieur (1976) 13-25
- [Gouleau_2007] Gouleau S., S. Garnier and B. Furet, "A study on the drilling of composite and aluminium stocks", Mec.Ind. 8 (2007) 463-469
- [Grzesik_2009] Grzesik W., J. Rech, K. Zak and C. Claudin, "Machining performance of pearlitic-ferritic nodular cast iron with coated carbide and silicon nitride ceramic tools", Int.J.Mach.Tools Manuf. 49 (2009) 125-133
- [Guegan_1994] Guegan P., "Contribution à la qualification de l'usinage de matériaux composites à matrice organique", Mémoire de thèse n°2025 (1994)
- [Guegan1992] Guegan P., "Contribution à l'usinage des matériaux composites", La construction navale en composites, Acte de colloque n°15, (1992) 470-479
- [Guidez_1999] Guidez B.,M. Klerlein, "Effets des fibres de carbone sur la santé", CISMef (1999)
- [Hartung_1982] Hartung P. D., B. M. Kramer and B. F. von Turkovich, "Tool Wear in Titanium Machining", CIRP Ann.Manuf.Technol. 31 (1982) 75-80
- [Hedenquist_1991] Hedenquist P.,M. Olsson, "Sliding wear testing of coated cutting tool materials", Tribology International 23 (1991) 143-150
- [Hocheng_2003] Hocheng H.,C. C. Tsao, "Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits", J.Mater.Process.Technol. 140 (2003) 335-339
- [Huang_2007] Huang C., L. Jan, R. Li and A. J. Shih, "A three-dimensional inverse problem in estimating the applied heat flux of a titanium

- drilling – Theoretical and experimental studies", *Int.J.Heat Mass Transfer* 50 (2007) 3265-3277
- [Illiescu_2008] Illiescu D., "Approches expérimentale et numérique de l'usinage à sec des composites Carbone/Epoxy", Bordeaux, Mémoire de thèse, n° 2008 ENAM 0045 (2008)
- [Jalisi_1991] Jalisi M. N., C. Lin and K. F. Ehmann, "Modeling and experimental analysis of margin forces in microdrilling", Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, United States, *Am Soc Mech Eng Appl Mech Div AMD* 131 (1991) 25-33
- [Jawaid_1999] Jawaid A., C. H. Che-Haron and A. Abdullah, "Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246", *Proceedings of the 1997 Advances in Materials and Processing Technologies, AMPT'97, Lausanne, Switzerland, J.Mater.Process.Technol.* 92-93 (1999) 329-334
- [Jianxin_2008] Jianxin D., L. Yousheng and S. Wenlong, "Diffusion wear in dry cutting of Ti-6Al-4V with WC/Co carbide tools", *Wear* 265 (2008) 1776-1783
- [Juan_2007] Juan J., "Travail mécanique du bois - Lois générales de l'usinage", *Techniques de l'ingénieur* (2007)
- [Kalhori_2002] Kalhori V., "Modeling and simulation of metal cutting", PhD thesis n°2001:28 (2002)
- [Kalidas_2002] Kalidas S., S. G. Kapoor and R. E. DeVor, "Influence of thermal effects on hole quality in dry drilling, Part 2: Thermo-elastic effects on hole quality", *J.Manuf.Sci.Eng.Trans.ASME* 124 (2002) 267-274
- [Kilic_2007] Kilic D. S., S. Raman, "Observations of the tool-chip boundary conditions in turning of aluminum alloys", *Wear* 262 (2007) 889-

904

- [Kivimaa_1950] Kivimaa E., "Cutting Force in Wood Working", Helsinki, (1950)
- [Kloke_2007] Kloke F., "Approaches to high speed cutting of titanium-based materials", Proceeding of the 6th International Conference on High speed Machining, San Sebastian, Spain, (2007)
- [Ko_2003] Ko S. L., J. E. Chang and S. Kaipakjian, "Development of Drill Geometry for Burr Minimization In Drilling", CIRP Ann.Manuf.Technol. 52 (2003) 45-48
- [Ko_2001] Ko S.,J. Lee, "Analysis of burr formation in drilling with a new-concept drill", J.Mater.Process.Technol. 113 (2001) 392-398
- [Komanduri_1982] Komanduri R., "Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys", Wear 76 (1982) 15-34
- [Konig_1979] Konig W., "Applied Research on the Machinability of titanium and its Alloys", Proceeding 47th Meeting of AGARD Structural and Materials Panel, London, 1 (1979) 1-10
- [König_1989] König W.,P. Graß, "Quality Definition and Assessment in Drilling of Fibre Reinforced Thermosets", CIRP Ann.Manuf.Technol. 38 (1989) 119-124
- [Koplev_1983] Koplev A., A. Lystrup and T. Vorm, "The cutting process, chips, and cutting forces in machining CFRP", Composites 14 (1983) 371-376
- [Kramer_1980] Kramer B. M.,N. P. Suh, "Tool wear by solution: a quantitative understanding", Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME; 102 (1980) 303-339
- [Kusiak_2005] Kusiak A., J. -. Battaglia and J. Rech, "Tool coatings influence on the heat transfer in the tool during machining",

- Surf.Coat.Technol. 195 (2005) 29-40
- [Lampman_1990] Lampman S., "Wrought titanium and Titanium Alloys", Metals Handbook 2 (1990) 592-633
- [Laporte_2005] Laporte S., Endommagement des outils revêtus en usinage multimatériaux : modélisation et analyse des phénomènes physiques, optimisation des revêtements d'outils, mémoire de thèse Université Bordeaux 1, (2005)
- [Lasri_2009] Lasri L., M. Nouari and M. El Mansori, "Modelling of chip separation in machining unidirectional FRP composites by stiffness degradation concept", Composites Sci.Technol. 69 (2009) 684-692
- [Lee_1987] Lee S. J., K. F. Eman and S. M. Wu, "ANALYSIS OF THE DRILL WANDERING MOTION.", J Eng Ind Trans ASME 109 (1987) 297-305
- [Li_2007] Li R., P. Hegde and A. J. Shih, "High-throughput drilling of titanium alloys", Int.J.Mach.Tools Manuf. 47 (2007) 63-74
- [Li_2007] Li R.,A. J. Shih, "Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium", Int.J.Mach.Tools Manuf. 47 (2007) 2005-2017
- [Lin_1996] Lin S. C.,I. K. Chen, "Drilling carbon fiber-reinforced composite material at high speed", Wear 194 (1996) 156-162
- [Marinescu_2009] Marinescu M., "Mesure et estimation de la température lors du perçage de l'alliage Ti6Al4V", Mémoire de thèse (2009)
- [McKenzie_1960] McKenzie W. M., "Fundamental aspects of the wood cutting process", Forest Products Journal 10 (1960) 447-456
- [Merchant_1945] Merchant M. E., "Mechanics of the metal cutting process, I Orthogonal Cutting", J. Appl. Phys. 16 (1945) 267-275

-
- [Mkaddem_2009] Mkaddem A.,M. El Mansori, "Finite element analysis when machining UGF-reinforced PMCs plates: Chip formation, crack propagation and induced-damage", *Mater Des* 30 (2009) 3295-3302
- [Mohan_2005] Mohan N. S., A. Ramachandra and S. M. Kulkarni, "Influence of process parameters on cutting force and torque during drilling of glass-fiber polyester reinforced composites", *Compos.Struct.* 71 (2005) 407-413
- [Molinari_2002] Molinari A.,M. Nouari, "Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting", *Wear* 252 (2002) 135-149
- [Molinari_2002] Molinari A.,M. Nouari, "Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting", *Wear* 252 (2002) 135-149
- [Mondelin_2010] Mondelin A., B. Furet and J. Rech, "Characterisation of friction properties between a laminated carbon fibres reinforced polymer and a monocrystalline diamond under dry or lubricated conditions", *Tribol.Int.* 43 (2010) 1665-1673
- [M'Saoubi_2005] M'Saoubi R.,H. Chandrasekaran, "Innovative methods for the investigation of tool-chip adhesion and layer formation during machining", *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 54 (2005) 59-62
- [Nabhani_2001] Nabhani F., "Machining of aerospace titanium alloys", *Robot.Comput.Integrated Manuf.* 17 (2001) 99-106
- [Narutaki_1983] Narutaki N., A. Murakoshi, S. Motonishi and H. Takeyama, "Study on Machining of Titanium Alloys", *CIRP Ann.Manuf.Technol.* 32 (1983) 65-69
- [Nayak_2005] Nayak D., N. Bhatnagar and P. Mahajan, "Machining studies of UD-GFRP composites : Part-1, Effect of geometrical and process parameters", *Machining Science and Technology* 9 (2005) 481-501

- [Nouari_2006] Nouari M., H. Abdel-Aal and A. Ginting, "The effect of coating delamination on tool wear when end milling aerospace titanium alloy Ti-6242S", Proceeding of the 5th International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining, (2006) 905-915
- [Nouari_2007] Nouari M.,I. Iordanoff, "Effect of the third-body particles on the tool–chip contact and tool-wear behaviour during dry cutting of aeronautical titanium alloys", Tribol.Int. 40 (2007) 1351-1359
- [Nouari_2007] Nouari M.,I. Iordanoff, "Effect of the third-body particles on the tool–chip contact and tool-wear behaviour during dry cutting of aeronautical titanium alloys", Tribol.Int. 40 (2007) 1351-1359
- [Nouari_2008] Nouari M., M. Calamaz and F. Girot, "Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti–6Al–4V", Comptes Rendus Mécanique 336 (2008) 772-781
- [Novovic_2004] Novovic D., R. C. Dewes, D. K. Aspinwall, W. Voice and P. Bowen, "The effect of machined topography and integrity on fatigue life", Int.J.Mach.Tools Manuf. 44 (2004) 125-134
- [Oxley_1989] Oxley P. L. B., "Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability", (1989)
- [Öze_2006] Özel T., "The influence of friction models on finite element simulations of machining", Int.J.Mach.Tools Manuf. 46 (2006) 518-530
- [Persson_1997] Persson E., I. Eriksson and L. Zackrisson, "Effects of hole machining defects on strength and fatigue life of composite laminates", Compos Part A Appl Sci Manuf 28 (1997) 141-151
- [Piquet_1999] Piquet R., "Contribution à l'étude des réparations provisoires structurales aéronautiques : étude du perçage des plaques minces en carbone/époxy", Toulouse, Thèse de doctorat n°3339 (1999)

-
- [Piquet_2000] Piquet R., B. Ferret, F. Lachaud and P. Swider, "Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills", Exeter, United Kingdom, Compos Part A Appl Sci Manuf 31 (2000) 1107-1115
- [Poulachon_2010] Poulachon G., "Usinabilité", Usinage à Grande Vitesse, Paris, (2010) 142-163
- [Precorp_2009] Precorp, "Catalogue", (2009)
- [Puigsegur_2002] Puigsegur L., Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage. Approche analytique et par identification de systèmes non entiers, mémoire de thèse université Bordeaux, (2002)
- [Ramulu_2001] Ramulu M., T. Branson and D. Kim, "A study on the drilling of composite and titanium stacks", Composite Structures 54 (2001) 67-77
- [Rech_2006] Rech J., "Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool-chip interface in orthogonal dry turning", Surf.Coat.Technol. 200 (2006) 5132-5139
- [Rech_2009] Rech J., C. Claudin and E. D'Eramo, "Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool", Tribol.Int. 42 (2009) 738-744
- [Rech_2009] Rech J., C. Claudin and E. D'Eramo, "Identification of a friction model-Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool", Tribol.Int. 42 (2009) 738-744
- [Rech_2008] Rech J., C. Claudin, W. Grzesik and Z. Zalisz, "Characterization of the friction properties of various coatings at the tool-chip-workpiece interfaces in dry machining of AISI 4140 steel",

- Proc.Inst.Mech.Eng.Part J J.Eng.Tribol. 222 (2008) 617-627
- Rech J., A. Kusiak and J. L. Battaglia, "Tribological and thermal functions of cutting tool coatings", Surface and Coatings Technology 186 (2004) 364-371
- [Rech_2004]
- Rujikietgumjorn S., "Developement of predictive models for drilling composite materials", Phd Thesis (1978)
- [Rujikietgumjorn1978]
- Sandvik, "Cemented carbide - Knowledge Paper 06 - reference number H-AKP06PD", Sandvik hardmaterials documentation (2007)
- [Sandvik2007]
- Sandvik Coromant, "Solutions pour l'usinage dematériaux composites", (2009)
- [Coromant_2009]
- Sandvik Coromant, "Catalogue Général", (2008)
- [Coromant_2008]
- Sandvik Coromant, "Application guide - Titanium Machining", (2004)
- [Coromant_2004]
- Schmidt A. O.,J. R. Roubik, "Distribution of Heat Generated in Drilling", Transaction of the ASME 71 (1949) 245-252
- [Schmidt_1949]
- Schultz H., "Fraisage Grande Vitesse des matériaux métalliques et non métalliques", Société Française d'Éditions techniques SOFITEC (1997) 175-201
- [Schultz_1997]
- Shi G., X. Deng and C. Shet, "A finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting", Elsevier Science 38 (2002) 863-883
- [Shi_2002]
- Su Y., N. He, L. Li and X. L. Li, "An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V", Wear 261 (2006) 760-766
- [Su_2006]

-
- [Swinebart_1968] Swinebart H. J., "Cutting tool material selection", Deaborn, M.I., (1968) 13-41
- [Tanguy_1993] Tanguy J. C., "Perçage au foret hélicoïdal", (1993)
- [Ten Haaf_2008] Ten Haaf P., K. Mielnik and B. Lauwers, "Development of HSC strategies and tool geometries for the efficient machining of Ti6Al4V", Proceeding of the 3rd International CIRP High Performance Cutting Conference, Dublin, 2 (2008) 753-761
- [Trent_1991] Trent E. M., "Metal Cutting", London, (1991)
- [Ueda_2007] Ueda T., R. Nozaki and A. Hosokawa, "Temperature Measurement of Cutting Edge in Drilling -Effect of Oil Mist-", CIRP Ann.Manuf.Technol. 56 (2007) 93-96
- [Valiorgue_2008] Valiorgue F., "Simulation des processus de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L - Nouvelle approche numérique et expérimentale.", Mémoire de thèse n°503 MI (2008)
- [Valiorgue_2008] Valiorgue F., J. Rech, H. Hamdi, C. Bonnet, P. Gilles and J. M. Bergheau, "Modelling of friction phenomena in material removal processes", J.Mater.Process.Technol. 201 (2008) 450-453
- [Van den Donker_2007] van den Donker M. N., T. Kilper, D. Grunsky, B. Rech, L. Houben, W. M. M. Kessels and M. C. M. van de Sanden, "Microcrystalline silicon deposition: Process stability and process control", Proceedings of Symposium I on Thin Films for Large Area Electronics EMRS 2007 Conference - EMRS 2006 - Symposium I, Thin Solid Films 515 (2007) 7455-7459
- [Venu Gopala Rao_2007] Venu Gopala Rao G., Mahajan, P., Bhatnagar, N., "Micro-mechanical modelling of machining of FRP composites cutting force analysis", Composites Science and Technology 67 (2007) 579-593
- [Venugopal_2007] Venugopal K. A., S. Paul and A. B. Chattopadhyay, "Growth of

- tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling",
Wear 262 (2007) 1071-1078
- Wang D. H., M. Ramulu and D. Arola, "Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: unidirectional laminate", Int.J.Mach.Tools Manuf. 35 (1995) 1623-1638
- [Wang_1995]
- Wang M.,Y. Zhang, "DIFFUSION WEAR IN MILLING TITANIUM ALLOYS.", Mater Sci Technol 4 (1988) 548-553
- [Wang_1988]
- Williams J. A., "ACTION OF LUBRICANTS IN METAL CUTTING.", J Mech Eng Sci 19 (1977) 202-212
- [Williams_1977]
- Williams J. A.,D. Tabor, "The role of lubricants in machining", Wear 43 (1977) 275-292
- [Williams_1977]
- Wong T., W. Kim and P. Kwon, "Experimental support for a model-based prediction of tool wear", Wear 257 (2004) 790-798
- [Wong_2004]
- Zareena A. R., M. Rahman and Y. S. Wong, "Binderless CBN tools, a breakthrough for machining titanium alloys", Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME 127 (2005) 277-279
- [Zareena_2005]
- Zeilmann R. P.,W. L. Weingaertner, "Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant", 3rd Brazilian Congress on Manufacturing Engineering, J.Mater.Process.Technol. 179 (2006) 124-127
- [Zeilmann_2006]
- Zemzemi F., W. Bensalem, J. Rech, A. Dogui and P. Kapsa, "New tribometer designed for the characterisation of the friction properties at the tool/chip/workpiece interfaces in machining", Tribo Test 14 (2008) 11-25
- [Zemzemi_2008]
- Zemzemi F., J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui and P. Kapsa, "Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels",
- [Zemzemi_2009]

J.Mater.Process.Technol. 209 (2009) 3978-3990

[Zhang_2009] Zhang L. C., "Cutting composite: a discussion on mechanics modelling", Journal of Materials Processing Technology 209 (2009) 4548-4552

[ZHAO_2007] ZHAO X., Z. ZHOU and J. NI, "Micro-structural analysis of WC-Co carbide tool in Titanium machining", Proceeding of IPROMS Conference, (2007)

[Zorev1963] Zorev N. N., "Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting", New York, International Research in Production Engineering (1963) 42-49

Annexes 1

COM : Ti6Al4V et Carbone/Epoxy

1. Principe général de la méthode

La méthode du couple outil/matière est une approche globale permettant de trouver la plage de fonctionnement des outils, avec un gain de temps important. Cette méthodologie doit être appliquée à nouveau si l'un des paramètres change, à savoir, l'outil, les conditions de lubrification ou la matière usinée. La détermination étant expérimentale, elle nécessite d'importants moyens d'essais de mesure et de contrôle. Trois étapes sont proposées dans la norme [NF E66-520-2] :

- Essais de détermination du V_c/f , ils consistent à trouver les limites minimales et maximales en vitesse de coupe (V_c) et en avance (f). en balayant des combinaisons en croix. Les critères de performance sont fixés par le niveau de l'effort spécifique de coupe (K_c) et/ou de la morphologie des copeaux, pour une qualité exigée ;
- Essais d'usure, ils permettent d'identifier les coefficients du modèle de Taylor généralisé, pour différents points appartenant au domaine de fonctionnement ;
- Essais de détermination des paramètres auxiliaires, ils ont pour vocation d'identifier les coefficients d'un modèle de K_c , de façon à pouvoir transposer des conditions de coupe dans des environnements différents.

Les normes [NF E66-520-7] et [NF E66-520-8] définissent les spécificités de la méthode COM appliquée à l'opération de perçage. Les efforts spécifiques de coupe $K_{c,f}$, $K_{c,c}(M_c)$ et $K_{c,c}(P_c)$ sont respectivement liés aux mesures de l'effort d'avance (F_z), du couple (M_z) et de la puissance de coupe P_c , qui elle est déduite de M_c . Les formules utilisées pour leurs calculs sont les suivantes :

$$K_{c,f} = 2F_f / df$$

$$K_{c,c}(M_c) = 8000M_c / (d^2 f)$$

$$K_{c,c}(P_c) = 240P_c / (d.V_c.f)$$

2. COM : Ti6Al4V

L'étape 1 de la démarche du couple outil/matière (COM) a donc été mise en œuvre avec l'outil SECO SD203A-12.0-36-12R1-T. L'évolution de comportement en fonction de la vitesse de coupe est suivie par l'effort de coupe spécifique $K_{c,c}(M_c)$; cet indicateur représente le mieux l'image de la pression macroscopique de contact sur la face de coupe. Un point de référence a été choisi à $V_c = 70$ m/min et $f = 0.2$ mm/tr. La vitesse est ensuite diminuée par incréments de 20 m/min, jusqu'à $V_c = 10$ m/min où une augmentation de 12% du $K_{c,c}(M_c)$ est relevée, comme le montre la Figure A1. Un essai aux conditions de référence permet de contrôler la dispersion liée à l'usure (inférieure à 1%). Ensuite la vitesse est augmentée jusqu'à constater une augmentation significative du $K_{c,c}(M_c)$ et l'apparition des premiers copeaux incandescents, soit à $V_c = 110$ m/min. Ainsi, l'effort spécifique de coupe évolue en « U » avec une plage de fonctionnement comprise entre 30 et 70 m/min.

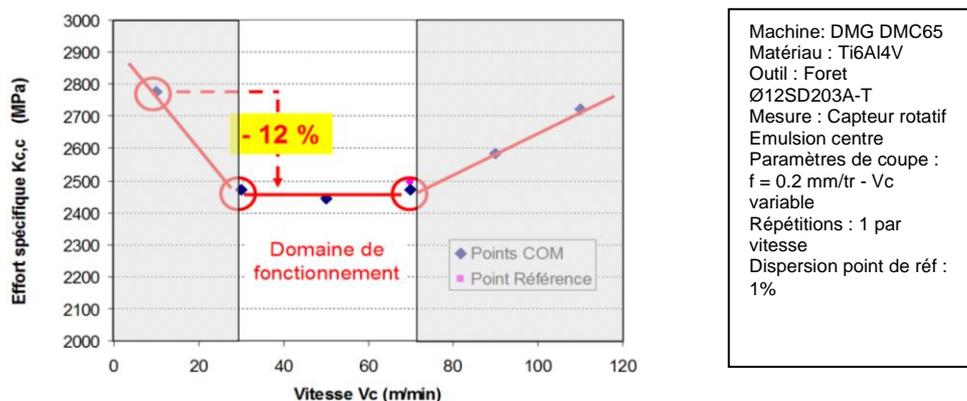


Figure A1 - Evolution de l'effort de coupe spécifique $K_{c,c}(M_c)$, en fonction de la vitesse de coupe

L'évolution de $K_{c,c}(M_c)$ en fonction de l'avance, est représentée à la Figure A2, a été tracée suivant la même démarche appliquée à la Figure A1. La vitesse de coupe est fixée à $V_c = 70$ m/min. L'avance a été diminuée jusqu'à la transition entre un copeau fragmenté et continu, en dessous de $f = 0,15$ mm/tr. La borne supérieure de l'avance n'a pas trouvé de critère d'arrêt ni en $K_{c,c}(M_c)$, ni en incandescence. L'évolution de $K_{c,c}(M_c)$ est linéaire décroissante, avec une chute de 20% constatée entre $f = 0,15$ mm/tr et $f = 0,3$ mm/tr.

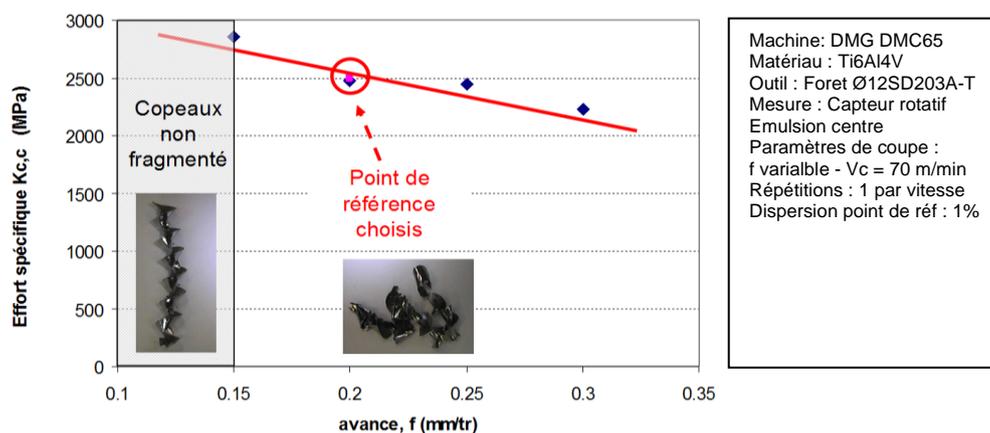


Figure A2 - Evolution de l'effort de coupe spécifique $K_{c,c}(M_c)$ en fonction de l'avance

3. COM : CarboneT800/EpoxyM21

L'effort spécifique de coupe est représenté sur la Figure A3.

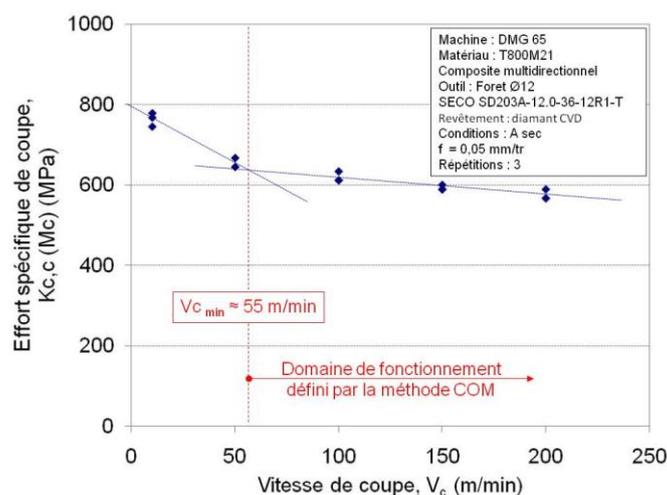


Figure A3 - Evolution de l'effort spécifique de coupe en fonction de la vitesse

Il chute avec la vitesse, puis se stabilise à partir 55 m/min. Au même titre que les matériaux métalliques, une vitesse de coupe minimum peut être identifiée. Le domaine de coupe des composites se situe au-delà de 55 m/min et demande à être étendu aux hautes vitesses tant que l'endommagement thermique de la résine n'est pas atteint.

L'effort spécifique de coupe est représenté sur la Figure A4.

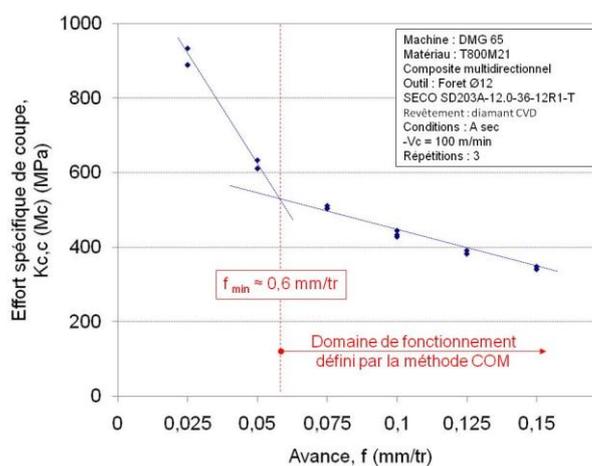
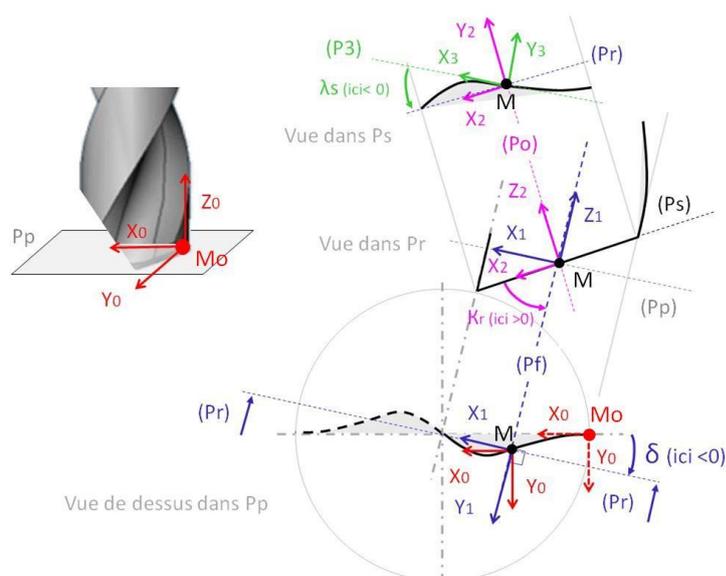
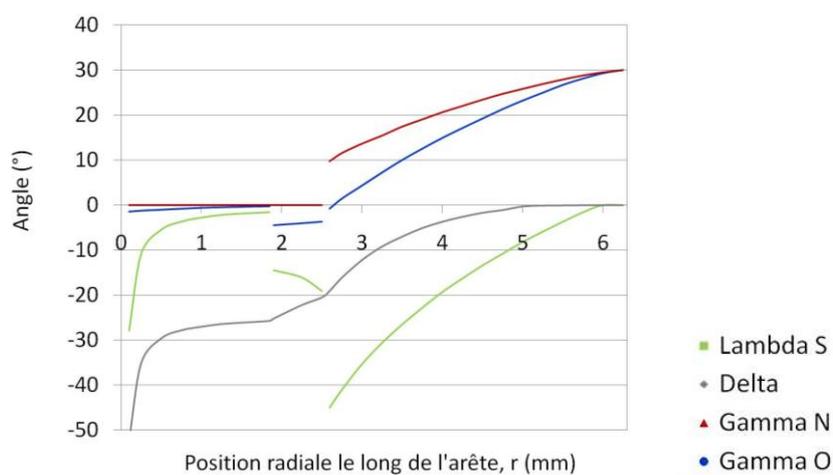


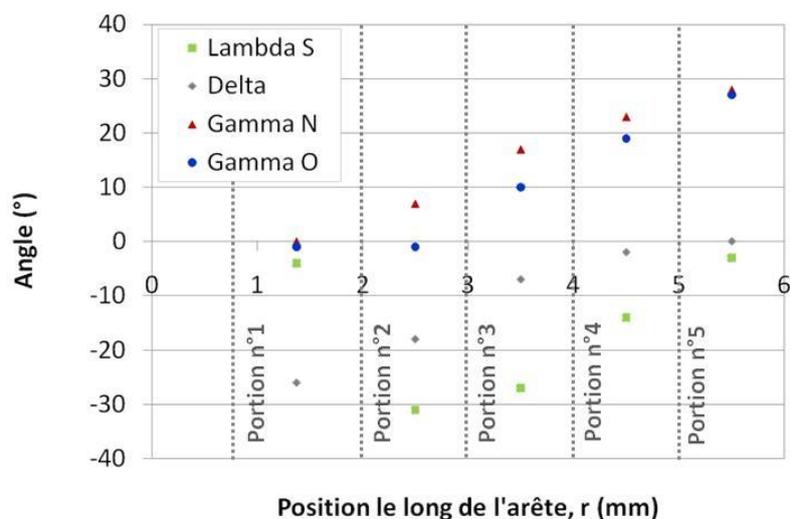
Figure 4 - Evolution de l'effort spécifique de coupe en fonction de l'avance

Il décroît fortement entre 0,025 mm/tr et 0,06 mm/tr, puis diminue de façon plus modérée. Un phénomène de section de coupe minimale est clairement mise en évidence à $f = 0,05$ mm/tr. En dessous de cette valeur la coupe se fait dans la partie rayonnée de l'arête. Les fibres sont coupées avec un angle de coupe négatif, ce qui a pour conséquence d'augmenter considérablement l'effort spécifique. Généralement, la démarche du couple outil matière cherche à minimiser l'effort spécifique ; mais dans le cas des composites, ce domaine est en opposition à celui identifié pour satisfaire la qualité de trou en sortie.

Annexes 2

1. Préliminaires : Connaître la géométrie de coupe et définir les portions de coupe





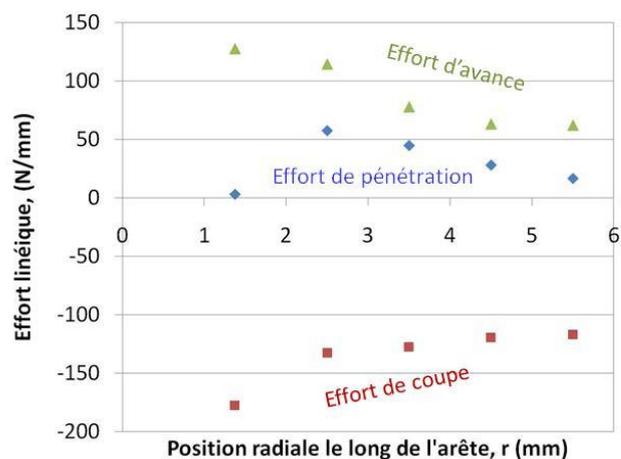
Bilan des angles par portions dans $\{R_0\}$					
Portion N°	Position r	λ_s (°)	δ (°)	γ_n (°)	γ_o (°)
	min./moy./max. (mm)				
1	0,75/1,375/2	-4	-26	0	-1
2	2/2,5/3	-31	-18	7	-1
3	3/3,5/4	-27	-7	17	10
4	4/4,5/5	-14	-2	23	19
5	5/5,5/6	-3	0	28	27

2. Mesurer les efforts

Efforts par portions dans $\{R_0\}$		
Fx (radial)	Fy (coupe)	Fz (avance)
-36	-180	119
48	-155	88
53	-135	58
44	-121	50
37	-117	53

Efforts par portions dans $\{R_2\}$		
Fx (radial)	Fy (coupe)	Fz (avance)
3	-178	128
58	-133	115
45	-128	78
28	-119	63
17	-117	62

Représentation des efforts dans $\{R_2\}$



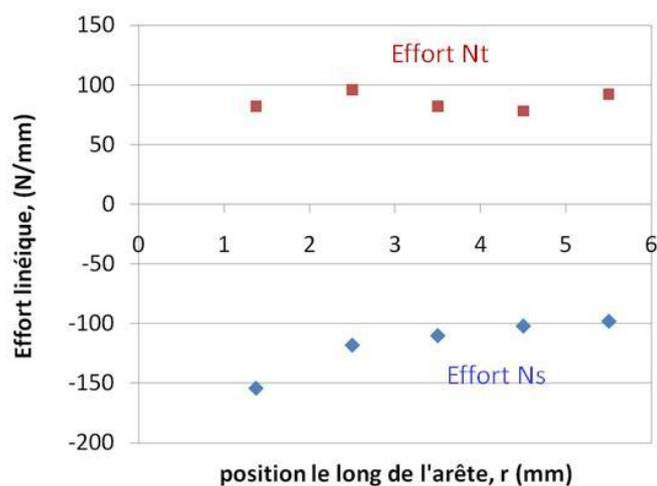
3. Répartition des efforts à l'échelle méso

Epaisseur copeaux :

Epaisseur du copeau par portion				
N°1	N°2	N°3	N°4	N°5
0,17	0,17	0,17	0,15	0,12

Solutions sur l'outil

Solutions par portions		
σ (°)	N_s (N/mm)	N_t (N/mm)
-10	-154	82
-9	-118	96
-15	-110	82
7	-102	78
28	-98	92



Solutions dans la zone de cisaillement primaire

Solutions par portions		
T_{px} (N/mm)	T_{py} (N/mm)	N_p (N/mm)
8	122	104
5,35	102	67
8	104	47
-3,4	98	40
-12	94	36

4. Bilan puissance mécanique

Bilan de puissances mécaniques linéique le long de l'arête						
Portion N°	Zone primaire (W/mm)	Zone secondaire (W/mm)	Zone tertiaire (W/mm)	Cumulée	totale réelle (W/mm)	Ecart (%)
1	15,2	2,3	2,7	20,2	20,5	-1,5
2	19	3,1	5,4	27,5	27,7	-0,7
3	26,2	4	6,2	36,4	37,3	-2,4
4	34	5,3	7,3	46,6	44,6	+4,5
5	38,6	7,3	10,2	56,1	53,6	+4,6

5. Bilan thermique

Portion N°	Bilan des flux thermiques					
	Zone primaire (W/mm)		Zone secondaire (W/mm)		Zone tertiaire (W/mm)	
1	$\varphi_p = 12,9$	$\varphi_{pc} = 11,6$ $\varphi_{pp} = 1,3$	$\varphi_s = 2,3$	$\varphi_{sc} = 0,7$ $\varphi_{so} = 1,6$	$\varphi_t = 2,7$	$\varphi_{tp} = 0,5$ $\varphi_{to} = 2,2$
2	16,1	14,5 1,6	3,1	0,7 2,4	5,4	1,8 3,6
3	22,3	20,1 2,2	4	1 3	6,2	2,3 3,9
4	28,9	26 2,9	5,3	1,7 3,6	7,3	3,1 4,2
5	32,8	29,6 3,2	7,3	2,8 4,5	10,2	4,6 5,6

Annexes 3

Stacks drilling: Ti6Al4V and CFRP

(Extract of an intern report)

1. Introduction

Tests have been made with \varnothing 12 mm drills in a Ti6Al4V blade (thickness 18 mm) clamps with a T800M21 CFRP blade (thickness 30 mm) under dry conditions.

1.1 Comparison between Ti6Al4V and CFRP drilling conditions

Previous studies have been done to identify the best drilling conditions in each work material.

1.1.1 Tools

A Special drill (Reference A) with low heat production in Ti6Al4V has been selected. It is uncoated to preserve cutting edge acuity. Moreover coating doesn't have any influence on tribological aspects. Substrate grade has been chosen for its mechanical and thermal resistance.

A second Special drill (Reference B) has been manufactured for CFRP drilling. The tip geometry avoids exit delamination and the margins design limits thermal damage of the resin along the inner-wall. Carbide substrate with a low cobalt percentage is necessary to have a good seeding of diamond coating.

1.1.2 Cutting domains

There is no common cutting domain, as illustrated in Figure 1. The best cutting parameters in dry Ti6Al4V drilling are low speed (to limit temperature increasing) and high feed. On the contrary, feed must reduce in CFRP and speed should be largely increasing.

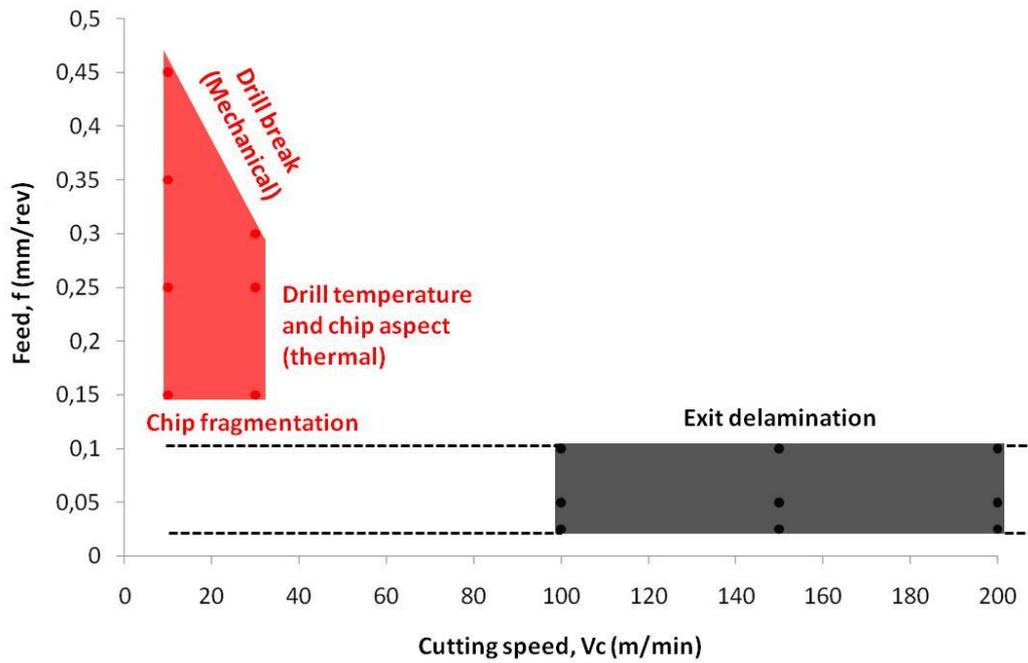


Figure 1. Comparison between Ti6Al4V and CFRP cutting domain

1.2 Drilling direction

Ti6Al4V-CFRP stacks drilling should be possible in both directions.

1.2.1 Ti6Al4V-CFRP direction

In Ti6Al4V-CFRP direction, heat produced in Ti6Al4V blade increases its temperature and the drill one. CFRP blade in contact can be thermally affected. A ring burned can be observed if the resin is damaged. Thermo-mechanical loads are responsible of Ti6Al4V burr formed at the interface. When the tip exits from the CFRP blade, fiber delamination can appear. These three defaults are illustrated in Figure 2.

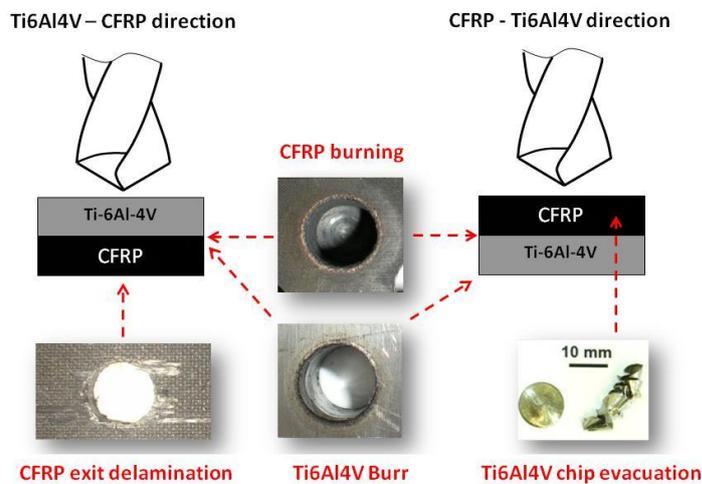


Figure 2. Comparison between Ti6Al4V and CFRP cutting domain

1.2.2 CFRP-Ti6Al4V direction

This configuration avoids CFRP exit delamination and reduces the risk of resin burn at the interface. Negative point concerns the Ti6Al4V chip evacuation by the flutes. Even if they are short and not burning, they scratch the CFRP inner-wall. Torque measurement is a relevant indicator to follow this phenomenon. After the corner engagement in the Ti6Al4V blade, torque is continually increasing, as illustrated in figure 3.

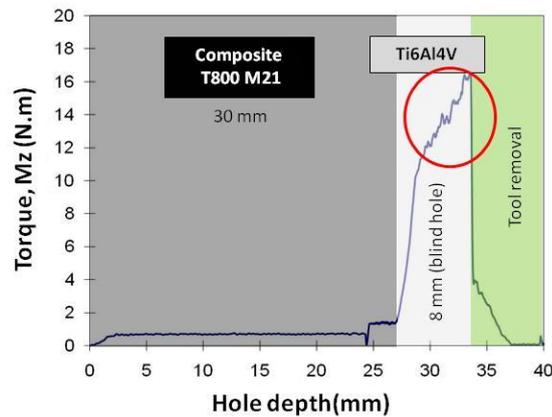


Figure 3. Torque evolution in CFRP-Ti6Al4V direction

2. Drill optimization

2.1 Preliminary tests

The Ti6Al4V-CFRP direction has been chosen for this study. Two drills have been tested: Reference A and B presented in section 1.1. The first is more adapted for Ti6Al4V and proposed relevant initial performance in Stacks drilling. There isn't CFRP thermal damages. But the point angle induced exit delamination and unclear-cut of the glass fiber ply. Loss of cutting edge acuity increases this phenomenon and the burr size at each hole.

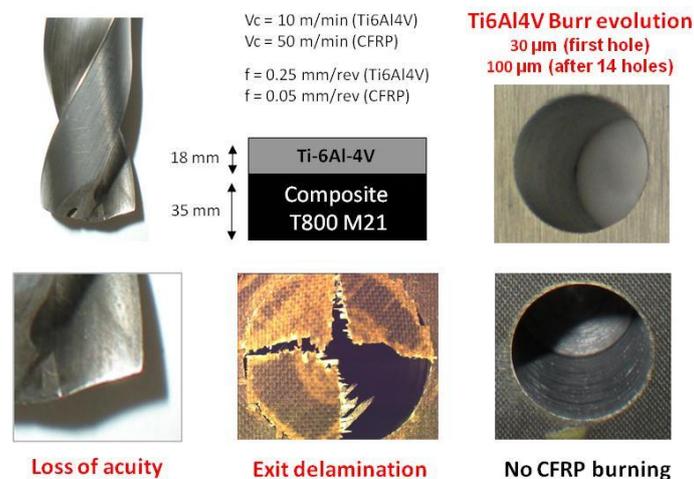


Figure 4. Reference A drill performance in Ti6Al4V-CFRP stacks

2.2 Reference C

This tool solution (reference C) is very relevant because all quality specifications are respected. Results after 15 holes are presented in figure 6. There isn't CFRP damage because heat production in Ti6Al4V blade is limited. Burr size and fiber exit delamination are in tolerance range because cutting edge acuity is preserved thanks to the Diamond CVD coating.

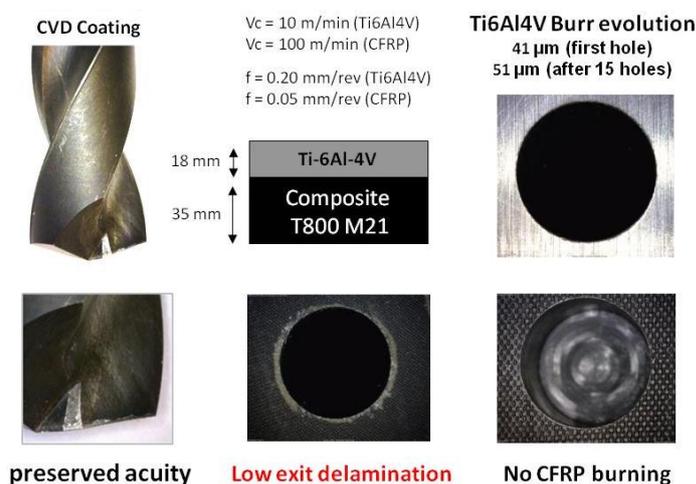


Figure 6. Performance of Reference C in Ti6Al4V-CFRP stacks

2.3 Reference D

The combination of a point angle and a special margin design present relevant results, especially concerning the exit délamination, as presented in Figure 7.



Figure 7. Performance of Reference D in Ti6Al4V-CFRP stacks

3. Synthesis

Relevant tool solutions are those designed for Ti6Al4V because it reduces the amount of heat and avoid CFRP burning. A Diamond coating is a good solution to preserve the cutting edge acuity so as to keep burr size and fiber exit delamination in their tolerance range.

Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone

RESUME : Les exigences du secteur aéronautique incitent les constructeurs à intégrer une part croissante d'alliages de titane Ti6Al4V et de composites à fibres de carbone maintenues dans résine époxyde pour alléger les pièces de structures tout en conservant d'excellentes propriétés mécaniques. Ces matériaux sont empilés et percés en une seule opération au moment de l'assemblage des appareils. Les verrous technologiques et scientifiques sont complexes dès lors que l'opération de perçage a été réalisée à sec. Dans la partie titane, un bilan thermique complet de la zone de coupe est établi pour limiter la production de chaleur et éviter la diffusion vers la partie composite. Il est montré qu'un phénomène de retrait de la surface du trou sur le foret est responsable d'environ 50% de la consommation énergétique de l'opération. Les mécanismes de retour élastique et de retrait thermique ont pu être mis en évidence par démarche expérimentale et numérique. Une étude tribologique est menée dans les zones de contact pièce/outil et copeau/outil pour quantifier et modéliser les contributions mécaniques (coefficient de frottement) et thermiques (coefficient de partage de la chaleur) aux interfaces. Ces données seront utilisées pour la simulation des effets thermomécaniques induits sur la pièce et le foret. Dans la partie composite, une étude expérimentale macroscopique est menée en premier lieu pour enrichir les connaissances dans ces matériaux caractérisés par des comportements très hétérogènes. Puis une analyse de la coupe des fibres à l'échelle mésoscopique est proposée pour identifier les mécanismes à l'origine du refus de coupe et du délaminage. A l'issue de ces études un outil bi-compétence a pu être mis au point. L'optimisation de la géométrie des listels, l'apport d'un revêtement diamant CVD anti-abrasion et le choix de conditions de coupe adaptées à chacun des matériaux, garantissent le respect de la qualité et des contraintes environnementales de l'usinage à sec.

Mots clés : Perçage, Ti6Al4V, Composites, Empilages, Retrait thermique, délaminage

Comprehensive study of cutting phenomena for Titanium alloys Ti6Al4V and CFRP stacks drilling in dry condition

ABSTRACT : Titanium alloys and CFRP structure parts are more en more used in aerospace and aircraft industries. They have an excellent combination of strength and fracture toughness as well as low density. Now in most case, theses work materials are stacked and have to be drill in one shot operation during the assembly operation. In dry cutting conditions, technologic and scientific problems are complex to solve. The first part of the study proposed a thermal balance analyze in the titanium part. The objective is to reduce the heat produce by the cutting edge and the margin so as to limit thermal damage of the composite part below. By experimental and numerical approaches, intensive work elastic recovery and thermal contraction of the inner wall has been underlined. These phenomena on the margin/work piece interface represent 50% of the global heat consumption. A complementary tribological investigation is done to estimated frictions coefficient and heat partition ratio at the interface to model and reduce the mechanical and thermal consequences induced on the inner wall. The last part of the study deal with carbon fiber cutting at different scales to improved the knowledge in this area. Drill geometry, coating and cutting parameters influences are analyzed to avoid the major defaults as exit délamination. Thanks to these works, bi-competence drill has been proposed with respect of work material surface integrity, environment and tool life criteria.

Keywords : Drilling, Ti6Al4V, Composites, Stack, Thermal contraction, delamination

