



HAL
open science

Optimisation du perçage de multi-matériaux sur unité de perçage automatique (UPA)

Jérémy Jallageas

► **To cite this version:**

Jérémy Jallageas. Optimisation du perçage de multi-matériaux sur unité de perçage automatique (UPA). Autre. Université Sciences et Technologies - Bordeaux I, 2013. Français. NNT : 2013BOR14754 . tel-00982328

HAL Id: tel-00982328

<https://theses.hal.science/tel-00982328>

Submitted on 23 Apr 2014

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.

THÈSE PRÉSENTÉE
POUR OBTENIR LE GRADE DE
DOCTEUR DE
L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX

ÉCOLE DOCTORALE DE
SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGENIEUR
SPÉCIALITÉ MÉCANIQUE

Par **Jérémy Jallageas**

**Optimisation du perçage de multi-matériaux
sur Unité de Perçage Automatique (UPA)**

Sous la direction de : Olivier Cahuc

Soutenue le 22 janvier 2013

Membres du jury :

M. GIROT, Franck	Professeur des Universités, ENSAM Bordeaux	Président
M. FURET, Benoît	Professeur des Universités, Université de Nantes	rapporteur
M. RECH, Joël	Professeur des Universités, ENI Saint Etienne	rapporteur
M. CAHUC, Olivier	Professeur des Universités, Université de Bordeaux	Examineur
M. CHERIF, Mehdi	Maître de conférences, Université de Bordeaux	Examineur
M. K'NEVEZ, Jean-Yves	Maître de conférences, Université de Bordeaux	Examineur
M. LANDON, Yann	Maître de conférences/HDR, Université de Toulouse	Examineur
M. ROGER, Jany	Industriel, Airbus Nantes	Membre invité

Optimisation du perçage de multi-matériaux sur Unité de Perçage Automatique (UPA)

Résumé :

L'allégement des structures aéronautiques conduit à associer par stratification les composites aux métaux : on parle alors de multi-matériaux. L'assemblage mécanique des empilages nécessite au préalable des opérations de perçage qui s'effectuent majoritairement sur Unité de Perçage Automatique (UPA). L'objectif des travaux présentés dans ce mémoire est d'optimiser les opérations de perçage effectuées sur UPA dans des multi-matériaux CFRP-7175-TA6V. Trois axes de recherche ont ainsi été étudiés. Le premier concerne l'optimisation de l'outil. L'utilisation d'une méthode de conception adaptée a conduit vers plusieurs pistes d'améliorations de la géométrie d'un foret. Le deuxième axe traite de la modélisation du perçage vibratoire. Cette méthode consiste à ajouter un mouvement de vibration axiale, au mouvement de coupe. Le dernier axe développe la technique du perçage auto-adaptatif. Une nouvelle méthode est proposée pour identifier les différents matériaux constituant l'empilage.

Mot clés : Unité de perçage automatique, perçage de multi-matériaux, outil coupant, perçage vibratoire, perçage auto-adaptatif.

Multilayer materials drilling optimisation on Automatic Drilling Units (ADU)

Abstract:

The weight reduction of aero structures has led to use composite materials combined to metallic parts to form multilayer materials. Stacked materials are drilled in one-shot during the assembly process. The objective of this work is to find optimised parameters to drill efficiently CFRP-7175-TA6V material stack using Automatic Drilling Units (ADU). Three research areas have been explored. The first one concerns drill bit optimisation. A customized functional analysis had led to several tool improvements. The second area focuses on vibration-assisted drilling. This method consists in adding a reciprocating axial displacement. Formerly under ribbon form, the chips become well broken with the vibrations and their evacuation gets better. At last, the self-adaptive drilling technique is studied. A new methodology for real-time material identification is proposed.

key words: Automatic drilling unit, multilayer material drilling, cutting tool, vibration-assisted drilling, self-adaptive drilling.

Remerciements

A l'issue de la rédaction de ce manuscrit, je suis convaincu que la thèse est loin de n'être qu'un travail personnel. C'est pourquoi, j'adresse mes remerciements les plus sincères aux personnes qui m'ont apporté leur aide et qui ont contribué de près ou de loin à l'élaboration de ce mémoire et à la réussite de cette formidable expérience.

Je tiens à remercier Mr Eric Arquis, directeur de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux, pour m'avoir accueilli dans ses locaux et pour avoir mis à ma disposition, sans limite, les équipements scientifiques qui m'étaient nécessaires.

Je remercie sincèrement Mr Olivier Cahuc, directeur de la thèse, pour son écoute, ses conseils et pour la confiance qu'il m'a témoignée tout au long de ces trois années.

J'adresse toute ma reconnaissance à mes deux encadrants, Mr Mehdi Cherif et Mr Jean-Yves K'nevez, pour avoir initié cette thèse. Au-delà des compétences techniques qu'ils m'ont transmises, je les remercie de leurs investissements personnels qui ont permis d'orienter la thèse dans le bon sens.

Je voudrais remercier les rapporteurs de cette thèse, Mr Benoît Furet, Professeur à l'Université de Nantes et chercheur à l'IRCCyN, et Mr Joël RECH, Professeur à l'ENISE et chercheur au LTDS, pour leurs expertises et la pertinence de leurs remarques.

Un grand merci également à toute l'équipe technique du département GMP de l'IUT. Je pense en particulier à Sébastien, Frédéric, Victor, Patrice et Michel qui ont permis de mettre en place des dispositifs expérimentaux de qualité.

J'ai pu travailler dans un cadre particulièrement agréable, grâce à l'ensemble des membres de l'équipe du site IUT de l'I2M. Je les remercie pour leur bonne humeur et pour tous les moments de détente autour d'un café.

Mes dernières pensées iront à Marta et à ma famille, qui ont toujours su m'encourager et me remotiver dans les moments difficiles.

Table des matières

Table des matières	3
Introduction générale	8
1 Les enjeux du transport aérien	8
2 L'assemblage aéronautique	10
3 Cadre de l'étude : le projet U2MI	12
4 Objectifs et présentation du plan de la thèse	13
Chapitre 1 – Présentation du perçage multi-matériaux	15
1 Multi-matériaux et assemblage aéronautique	15
1.1 Problématiques du perçage multi-matériaux	15
1.2 Défauts pour chacun des matériaux	15
1.2.1 Partie métallique : bavure, défauts géométriques, dimensionnels, état de surface et échauffement	15
1.2.2 Partie CFRP : Délaminage, plis non coupés, arrachement et défauts géométriques	17
1.3 Interactions directes et indirectes entre les couches de matériaux	19
2 Le perçage sur Unité de Perçage Automatique (UPA)	21
2.1 Domaine d'utilisation des UPA	21
2.2 Architectures des UPA	22
2.3 Accessoires	25
3 Description du banc de perçage	26
Chapitre 2 – Optimisation de la géométrie de l'outil	28
1 Objectif, motivation et démarche globale	28
2 Analyse fonctionnelle de l'outil	28
2.1 Fonctions élémentaires de l'outil	28
2.2 Relations entre fonctions et géométrie de l'outil	29

3	Fonction « scinder la matière »	29
3.1	Mécanisme de coupe d'un matériau métallique	30
3.2	Mécanisme de coupe d'un matériau composite	31
3.3	Critère d'appréciations de la fonction « scinder la matière »	33
3.4	Paramètres géométriques de la fonction « scinder la matière »	34
3.4.1	Face de coupe et de dépouille	34
3.4.2	Arête de coupe	35
3.4.2.1	Géométrie de la courbe guide	35
3.4.2.2	Choix de la géométrie de l'acuité d'arête	39
3.4.2.3	Dimensionnement du rayon d'acuité	40
3.4.2.4	Evolution du rayon le long de la courbe guide	44
3.4.2.5	Microtopographie de la zone de coupe	45
4	Fonction « créer la surface fonctionnelle »	46
4.1	Critère d'appréciations de la fonction « créer la surface fonctionnelle »	46
4.2	Paramètres géométriques de la fonction « créer la surface fonctionnelle »	46
4.2.1	Bec outil	47
4.2.2	Listel	49
5	Fonction « former le copeau »	51
5.1	Critères d'appréciation de la fonction « former le copeau »	52
5.2	Paramètres géométriques associés à la fonction « former le copeau »	52
5.3	Première étape : la naissance du copeau	53
5.4	Deuxième étape de la formation du copeau	54
6	Fonction « évacuation des copeaux »	60
6.1	Critère d'appréciation de la fonction « évacuation des copeaux »	60
6.2	Paramètres géométriques associés à la fonction « évacuation des copeaux »	60
6.2.1	Angle d'hélice	61
6.2.2	Surface de passage	62
7	Fonction « maintien des performances de l'outil »	63
7.1	Critère d'appréciation de la fonction « maintien des performances de l'outil »	63
7.2	Paramètres géométriques associés à la fonction « maintien des performances de l'outil »	64
7.3	Mécanismes d'usures	64
7.3.1	Usure par déformation plastique	64
7.3.2	Usure par adhésion	64
7.3.3	Usure par diffusion	65
7.3.4	Usure par abrasion	65
7.3.5	Usure par oxydation	65

7.3.6	Influence de la température	66
7.3.7	Classification des modes d'usures	66
7.4	Les matériaux pour outils coupants	67
7.5	Les revêtements	67
7.6	La lubrification	69
7.6.1	Expérimentation de la lubrification	69
7.6.2	Paramètres géométriques liés à l'acheminement de la micro-lubrification	70
7.6.3	Influence de la position des trous sur la performance de la lubrification	71
8	Synthèse du chapitre	73
Chapitre 3 – Etude du perçage vibratoire		76
1	Objectifs du perçage vibratoire	76
2	Choix du système vibratoire	78
3	Présentation d'un système vibratoire forcé à came pour UPA	79
4	Modélisation analytique du perçage vibratoire utilisant le système MITIS	79
4.1	Objectifs de la modélisation	79
4.2	Modélisation cinématique du système oscillant	80
4.2.1	Variables du système	80
4.2.2	Hypothèses simplificatrices	80
4.2.3	Mise en équation du système vibratoire	80
4.2.4	Commentaires sur la conception du système vibratoire	81
4.3	Mise en équation du déplacement axial de l'outil lors d'un perçage vibratoire	82
4.3.1	Intégration du système vibratoire dans l'UPA	82
4.3.2	Modélisation du déplacement de l'outil	83
4.4	Modélisation du copeau fractionné en fonction de la position de l'outil	84
4.5	Validation expérimentale du modèle	85
4.5.1	Validation dans le cas de l'UPA pneumatique	85
4.5.1.1	Présentation des résultats théoriques	86
4.5.1.2	Confrontation des résultats expérimentaux et théoriques	86
4.5.2	Validation dans le cas de l'UPA électrique A3DE	90
4.5.2.1	Présentation des résultats théoriques	90
4.5.2.2	Confrontation des résultats expérimentaux et théoriques	91
4.5.2.3	Synthèse	94
5	Choix de la came	94
5.1	Premier critère : variation de l'épaisseur du copeau	95
5.2	Deuxième critère : fractionnement du copeau	96

5.3	Troisième critère : non surcharge de l'outil (épaisseur de copeau maxi)	97
5.4	Quatrième critère : choc outil-matière	98
5.5	Cinquième critère : aspect thermique	103
5.6	Synthèse	105
6	Influence du système vibratoire sur la qualité du perçage	106
6.1	Aspects thermiques	107
6.2	Partie métallique	107
6.3	Partie composite	108
7	Influence du système vibratoire sur la définition de la géométrie de l'outil	111
8	Synthèse du chapitre	113
Chapitre 4 – Etude du perçage auto-adaptatif		114
1	Introduction	114
1.1	Choix des paramètres de coupe en fonction de la nature du matériau percé	114
1.1.1	Cas de l'aluminium	114
1.1.2	Cas du titane	114
1.1.3	Cas du composite	115
1.1.4	Domaines de vitesse en fonction du matériau percé	115
1.2	Problématique du perçage adaptatif	116
1.3	Présentation de la technique du perçage auto-adaptatif	117
2	Choix de la grandeur physique mise sous contrôle	118
3	Détection des transitions	120
4	Reconnaissance du matériau	123
4.1	Méthode de seuillage	123
4.2	Méthode d'analyse de la pente	125
5	Présentation d'une nouvelle méthode pour la reconnaissance du matériau	126
5.1	Principe de la méthode d'analyse des modes de coupe	126
5.1.1	Outils d'analyse spectrale en continue	129
5.1.1.1	Transformée de Fourier à Court Terme (TFCT)	129
5.1.1.2	Transformée par ondelettes discrètes et Analyse Multi-Résolution en Ondelettes	130
5.1.2	Problème d'une application en temps réel : la segmentation	131
5.1.3	Transformée en Ondelettes par Segmentation (SegWT)	132
5.2	Technique de reconnaissance des matériaux par analyse fréquentielle	132
5.2.1	Description de l'algorithme	132
5.2.2	Validation expérimentale de la technique d'analyse fréquentielle	133

5.3	Technique de reconnaissance des matériaux par analyse de phase	138
5.3.1	Description de la technique	138
5.3.2	Validation expérimentale de la technique	138
5.4	Reconnaissance des matériaux lors du perçage en mode vibratoire	140
6	Synthèse du chapitre	142
6.1	Synthèse du chapitre	142
6.2	Perspectives	142
	Conclusion et perspectives	144
	Bibliographie	149
	Annexes	159
	Annexe A : Classification des copeaux selon la norme ISO/DIS 3685	159
	Annexe B : Modélisation cinématique du système oscillant	160
1	Variables du système	160
2	Hypothèses simplificatrices	160
3	Mise en équation du système vibratoire	161
	Annexe C : Algorithme permettant la simulation de la morphologie du copeau	165
	Annexe D : Description du banc de perçage	167

Introduction générale

1 Les enjeux du transport aérien

Au défi « d'être plus léger que l'air » succède rapidement la volonté de développer des machines volantes de plus en plus performantes. Les conflits mondiaux du début du 20ème siècle vont accélérer la recherche aéronautique : l'aviation étant perçue comme une nouvelle arme de guerre. Les efforts engagés ont ainsi permis d'améliorer considérablement les performances de l'aviation de l'époque.

A l'issue de la première guerre, sa fonction commerciale prend naissance avec l'aéropostale : l'aviation change alors de visage. Les avancées technologiques (les moteurs à réaction, le radar, l'amélioration de la sécurité) confèrent à l'aéronautique la possibilité de transporter à grande vitesse, des charges lourdes sur de longues distances.

Progressivement l'aéronautique s'impose comme composante incontournable du système économique mondial moderne (flux tendu, transport de denrées périssables, voyage d'affaire). Par ailleurs, l'émergence de pays tels que la Chine, l'Inde et le Brésil apparaît comme la promesse d'une augmentation des échanges et permet donc de confirmer la pérennité du transport aérien (figure 1).

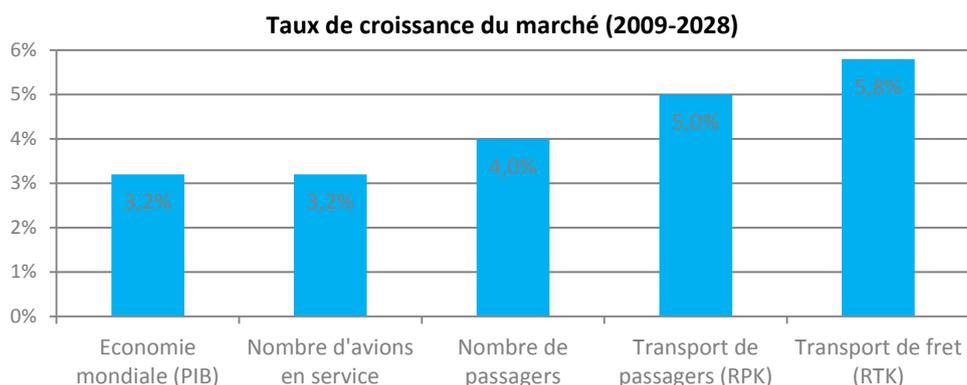


Figure 1- Evolution du secteur aéronautique [105]

Néanmoins, l'enthousiasme économique doit être tempéré par les inconvénients d'un trafic aérien grandissant.

Tout d'abord la capacité d'accueil des infrastructures aéroportuaires, notamment aux abords des mégapoles, se heurte au manque de *slot time* (temps nécessaire au décollage d'un avion). Pour pallier ce problème de saturation des aéroports, il est dès lors indispensable d'accroître la capacité des avions (ex : création de gros porteurs comme l'A380). On note ainsi une hausse moyenne de 1.1% par an de la taille des avions [1]. Ces appareils, en devenant plus gros et plus lourds, nécessitent des moteurs plus puissants produisant plus de poussée. En conséquence, ces moteurs tendent à consommer plus de carburant et donc à devenir plus polluants. L'empreinte écologique, évaluée par l'IATA (the International Air Transport Association), représente à l'heure actuelle 2% des émissions de dioxyde de carbone (CO₂), correspondant à 12% de la totalité des émissions produites par le secteur du transport. Ces pourcentages, certes faibles, masquent la réalité qui place le transport aérien comme générateur de la plus grande quantité de CO₂ par kilomètre et par tonne de marchandise expédiée. En outre, la croissance de ce mode de transport est deux à trois fois plus forte que la croissance moyenne du secteur des transports d'où la nécessité d'engager des actions préventives [2].

C'est pour cela que le conseil ACARE (Advisory Council for Aeronautics Research in Europe) impose aux avionneurs une réduction des émissions de CO₂ et du bruit de 50% et une diminution des émissions d'oxyde d'azote de 80% à horizon 2020.

Pour atteindre ces objectifs plusieurs axes de travail ont été définis dont celui concernant l'allègement des structures. Dans le cadre de cet axe d'étude, on a constaté que de nouveaux procédés de mise en œuvre des matériaux métalliques (soudage par friction, pièces de grande dimension usinées, pièces moulées) pouvaient conduire à un allègement de la structure. De plus, l'introduction d'un système de contrôle de charges, permettant de maximiser le poids supporté par la structure, a apporté un bénéfice pour la conception de celle-ci. Néanmoins, la direction principale de cet axe se dirige vers des matériaux aux propriétés spécifiques accrues tels que les matériaux composites à fibre de carbone.

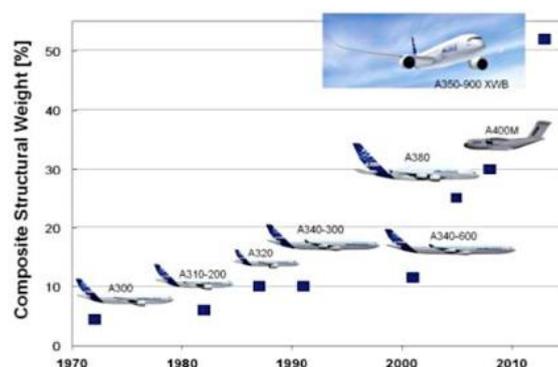


Figure 2- Evolution de la proportion de composites dans les avions commerciaux [106]

De la sorte, les matériaux composites ont lentement pris une place de plus en plus prépondérante : en 1980 seulement 4.5% en masse de la structure du A300 [3] alors que le futur A350 en comptera près de 50% [4] (figure 2).

L'augmentation de l'emploi des matériaux composites est en partie due à leur très bon ratio masse-rigidité-résistance qui associé aux innombrables possibilités de conception, leur permettent de répondre à de nombreuses contraintes techniques. Cependant, les composites montrent leurs limites dans certaines zones nécessitant une forte résistance aux chocs, aux températures élevées et au vieillissement en milieux humides (ex : Becs de bord d'attaque des ailes, les mâts des réacteurs etc.) : l'usage de matériaux métalliques (aluminium, titane) est dans ces cas inéluctable. Les matériaux composites sont alors associés par stratification aux parties métalliques : on parle de matériaux multicouches ou de multi-matériaux. Pour profiter pleinement des avantages de ces multi-matériaux, il est indispensable d'avoir une bonne transmission des sollicitations mécaniques entre les différentes couches de matériaux juxtaposés.

Cependant, l'utilisation de matériaux différents occasionne des contraintes supplémentaires à prendre en compte lors du choix de la technologie d'assemblage. En effet, selon le couple de matériaux et la technologie d'assemblage utilisés, on observe, par exemple, l'apparition de corrosion galvanique aux interfaces, des divergences du comportement thermique et des contraintes de fabrications particulières.

2 L'assemblage aéronautique

Les techniques d'assemblage aéronautique font appel à des procédés mécaniques (soudage, brasage, rivetage, vissage, boulonnage, sertissage, ...), chimiques (collage), ou autres encore au stade du développement (Comeld, Cold Metal Transfert, Clinchage, rivet auto-perforant, ...). Toutefois, la présence de matériaux composites dans les empilages restreint le choix des techniques d'assemblage à deux méthodes : méthode par éléments mécaniques (vissage – rivetage – boulonnage – sertissage) ou par adhésif (collage). Le tableau 1 ci-dessous permet de comparer ces deux techniques d'assemblage [5].

Techniques	Avantages	Inconvénients
Vissage – rivetage – boulonnage – sertissage	<ul style="list-style-type: none"> • Démontabilité • Aspect sécurisant • Mise en œuvre relativement simple • Permet d'assembler tout type de matériaux, même différents. • Autorise un transfert de charge élevé. • Permet d'obtenir un assemblage de bonne conductivité électrique. • Permet un contrôle aisé et maîtrisé des structures assemblées, une fois que les fissures se sont propagées au-delà des têtes de vis. 	<ul style="list-style-type: none"> • Alourdissement de la structure dû aux éléments de liaison • Nécessité de percer (difficulté supplémentaire si présence de composite) • Concentration de contraintes aux bords des trous dans le composite • Relaxation/fluage des composites : tenue dans le temps de l'assemblage ? • Tenue du composite au gonflement de la tête de rivet ? • Ne permet pas de compenser ni les différences de dilatation thermique ni les différences de tolérances dimensionnelles
Collage	<ul style="list-style-type: none"> • Méthode d'assemblage universelle • Assemblage sans affaiblir • Suppression de la corrosion galvanique • Absorption des dilatations différentielles • Amortissement bruit et vibration • Absorption des différences dimensionnelles • Etanchéité 	<ul style="list-style-type: none"> • Tenue en température • Préparation des surfaces • Temps de manipulation des pièces • Durabilité des assemblages en milieu agressifs • Indémontable • Dimensionnement • Incompatibilité HSE • Contrôle délicat

Tableau 1 – Comparatif des techniques d'assemblage

Le collage, utilisé seul ou en combinaison avec d'autres techniques, permet de grands nombres d'assemblages multi-matériaux, un allègement des structures, une absorption des différences de dilatations thermiques et dimensionnelles, et une suppression de la corrosion galvanique. Cependant, des évolutions restent nécessaires pour améliorer la durabilité (tenue en température et en environnements sévères) et la rapidité des assemblages. Les conditions d'hygiène et de sécurité apparaissent également comme des verrous au développement du collage [6].

La maîtrise en termes de dimensionnement, mise en œuvre et tenue en service fait que les technologies classiques type vissage, rivetage ou boulonnage restent le mode d'assemblage le plus courant dans les constructions aéronautiques. Ces techniques nécessitent un perçage préalable. Cette opération de préparation, pourtant basique, s'avère dans de nombreux cas très complexe, économiquement pénalisante ou techniquement infaisable. En effet, les dimensions et les géométries des éléments à assembler rendent les tolérances d'alignement des trous de passage très difficiles à respecter [7]. Il est donc indispensable de regrouper, en une même opération, le perçage des multiples couches empilées de matériaux hétérogènes et anisotropes. De cette contrainte naissent de nouvelles problématiques spécifiques aux multi-matériaux.

3 Cadre de l'étude : le projet U2MI

L'utilisation croissante de ces matériaux hybrides pour la fabrication des structures aéronautiques accroît l'intérêt des avionneurs dans la recherche de solutions économiquement viables. Le projet FUI (Fond Unique Interministériel) nommé U2MI (Usinage Multi-Matériaux et Innovation) vise ainsi à mettre au point de nouveaux outils, ayant un meilleur coût par mètre percé.

Dans le cadre de ce projet, le travail est réparti en deux problématiques distinctes :

- Problématique 1 : Perçage $\varnothing 6$ sur moyen CN ou robotisé (utilisateur final : Dassault Aviation).
- Problématique 2 : Perçage $\varnothing 9.52$ sur Unité de perçage automatique (utilisateur final : Airbus).

Pour mener à bien ce projet et concrétiser au plus vite les résultats de la recherche, un consortium a été créé entre cinq partenaires industriels (Airbus, Dassault Aviation, Sofimag, Jedo Technologies, A2C) et le département MPI de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M), UMR 5295 CNRS (INSIS), Université de Bordeaux (UB1, IPB), Arts et Métiers-ParisTech, INRA (USC).

Deux familles de perçage, représentatives des configurations rencontrées sur avion, ont été retenues comme cas d'étude :

- Famille aluminium : Perçage d'un diamètre 9.52mm dans un empilage composé d'une couche composite à fibres de carbone (CFRP) et une couche aluminium (7175) (figure 3a).
- Famille titane : Perçage d'un diamètre 9.52mm dans un empilage composé d'une couche CFRP, d'une couche aluminium (7175) et d'une couche titane (TA6V) (figure 3b).

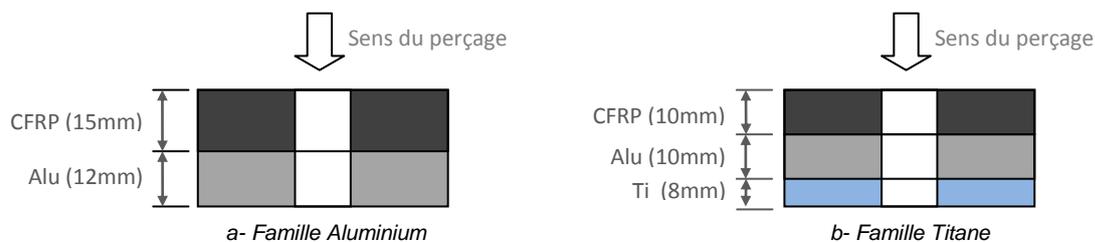


Figure 3 – Présentation des empilages étudiés

Afin de mesurer les progrès accomplis au fur et à mesure de l'avancement du projet, les partenaires ont choisi de mettre en place deux indicateurs :

- Le Mpo : longueur totale percée sur la durée de vie de l'outil, exprimée en mètre.
- Le Mp : coût du mètre percé pour l'outil et son environnement.

A terme, les nouveaux outils développés devront faire progresser ces deux indicateurs de 30 % par rapport à leur valeur initiale.

4 Objectifs et présentation du plan de la thèse

L'objectif de la thèse va dans la même direction que celui du projet U2MI. Le travail présenté tout au long de ce manuscrit vise à améliorer la durée de vie des outils coupants, de type foret, tout en respectant les critères de qualité définis par Airbus pour un trou de diamètre 9.52mm. La notion de coût a été volontairement occultée à notre niveau pour permettre de se concentrer exclusivement sur les verrous scientifiques et technologiques qui relèvent de la coupe. Elle sera intégrée dans un second temps par le fabricant d'outils qui travaillera sur la réduction du prix de l'outil en optimisant son procédé de fabrication.

Le chapitre 1 présentera plus en détail la problématique du perçage des multi-matériaux en introduisant les différents défauts induits par l'usinage. Seront ainsi décrits, tous les critères de qualité à respecter pour que le trou soit déclaré bon selon les spécifications Airbus. Dans un deuxième temps, une présentation des UPA sera faite de manière à appréhender le fonctionnement et les spécificités qui contribuent à la complexité du perçage de multi-matériaux sur ce moyen de production.

Les trois chapitres suivants seront consacrés à différents aspects de la problématique de la durée de vie des outils coupants lors du perçage de multi-matériaux. Pour répondre à la problématique posée, une identification préliminaire des facteurs influant sur la tenue des outils a été menée en utilisant le diagramme d'Ishikawa (figure 4).

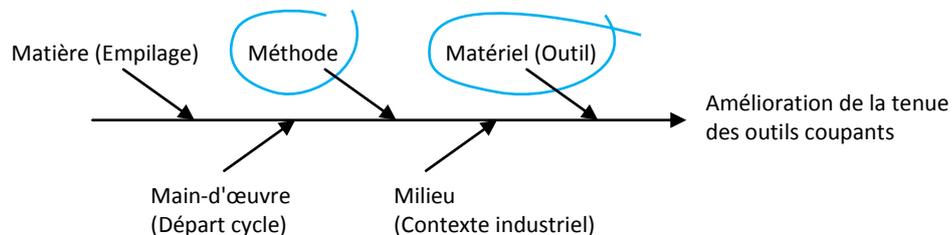


Figure 4 – Recherche des facteurs influant sur la tenue des outils

De cette analyse ressort l'importance des facteurs liés au procédé de perçage (Méthode) et à l'outil (Procédé), les autres étant figés par le contexte de l'étude. Nous avons alors choisi de structurer la thèse autour de ces deux axes de recherche.

Le chapitre 2 sera exclusivement consacré à l'étude du foret. Pour appréhender la complexité de la géométrie des forets, une analyse fonctionnelle de l'outil est mise en place. Cinq fonctions élémentaires seront alors identifiées, auxquelles nous attribuerons des critères d'appréciation. Pour chacune d'entre elles, nous associerons également une zone de l'outil. Par le biais d'études

bibliographiques et d'expérimentations, nous chercherons à trouver la géométrie optimale des différentes zones qui permettra de satisfaire chacune des fonctions.

Les chapitres 3 et 4 seront tous deux orientés vers la recherche de méthodes de perçage appropriées aux multi-matériaux. Le chapitre 3 fera l'étude du perçage assisté par un mouvement vibratoire axial. Cette technique apparaît comme une solution aux problèmes d'évacuation des copeaux métalliques et de la chaleur générée par la coupe. Le choix de la technologie vibratoire est contraint par la compacité des UPA et de leurs mises en œuvre dans un contexte industriel. Dans ce cadre précis, l'usage d'un mouvement oscillatoire forcé s'impose. Le mouvement vibratoire sera alors provoqué par un système à came proposé par MITIS [8] qui génère des oscillations à basse fréquence et à haute amplitude. Une étude cinématique permettra de mieux comprendre la cinématique de la coupe en mode vibratoire. Par la suite, une méthode sera proposée pour permettre le choix de la came en fonction des paramètres de coupe. Des essais comparatifs entre un perçage avec et sans mode vibratoire permettront de mesurer le bénéfice de cette technique et son influence sur la qualité du trou. Enfin, nous détaillerons les contraintes imposées par l'utilisation du perçage vibratoire sur la géométrie du foret.

Le chapitre 4 traitera des interactions existantes entre les paramètres de coupe et la durée de vie de l'outil. Après une étude bibliographique, il sera conclu qu'il n'existe pas un unique couple de vitesse (vitesse de coupe – vitesse d'avance) optimal adapté au perçage de multi-matériaux composés de couches métalliques et composites. Dès lors, une adaptation de ces paramètres de coupe, au cours de l'usinage, s'impose. La principale difficulté de l'application de cette technique est que le séquençage, la nature des empilages ainsi que l'épaisseur des couches sont amenés à évoluer d'un endroit à l'autre de la structure à percer. C'est pourquoi nous chercherons à détecter le matériau, au début de son perçage, pour pouvoir lui associer les paramètres de coupe adéquat : c'est le principe de l'auto-adaptation. La finalité du chapitre est de développer une méthode robuste et flexible, basée sur l'étude des modes de coupe, en vue d'une application industrielle.

Chapitre 1 – Présentation du perçage multi-matériaux

1 Multi-matériaux et assemblage aéronautique

1.1 Problématiques du perçage multi-matériaux

L'ensemble des problématiques liées au perçage des multi-matériaux découle des différences de comportement de la coupe de chacun des matériaux mis en jeu et des interactions engendrées. Il convient dans un premier temps d'étudier les problèmes de qualité induits par le perçage de chacun des matériaux pris séparément. Dans un second temps, on mettra en avant les couplages/interactions qui se créent à la fois directement pour deux couches juxtaposées et indirectement lorsqu'elles sont distantes.

1.2 Défauts pour chacun des matériaux

1.2.1 Partie métallique : bavure, défauts géométriques, dimensionnels, état de surface et échauffement

Le **critère de bavure** est l'un des principaux critères pris en compte dans les applications aéronautiques. Le défaut de bavure se caractérise par un surplus de matière localisé sur les arêtes de la surface générée (figure 5). L'apparition de ce phénomène dépend de plusieurs paramètres dont notamment l'effort axial et de la température de la matière. Lors d'un cycle de perçage, à mesure que l'outil s'approche de la sortie de la surface le volume de matière restant à couper diminue. En dessous d'une section minimale, la matière va commencer à se déformer plastiquement de l'âme vers le bec du foret sous l'action de la poussée axiale. Lorsque le foret débouche, cette matière déformée va être repoussée en dehors de la pièce à usiner de telle manière qu'elle ne sera plus sur la trajectoire des arêtes de l'outil : elle ne sera donc pas coupée.

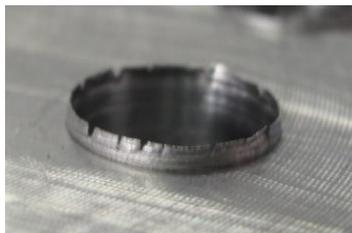


Figure 5 – Exemple de bavure formée à la débouchure d'une couche d'aluminium

On note qu'une augmentation de la température au niveau de la zone de coupe aura pour effet d'accroître la ductilité du matériau entraînant la formation des bavures plus importantes. On constate également que ce phénomène s'amplifie avec l'augmentation de l'effort de poussée et à mesure que l'outil perd de son acuité. Le défaut de bavure peut être présent à l'entrée et à la sortie du trou. Dans le cas de multi-matériaux, il peut également se situer aux interfaces des différentes couches métalliques. On constate que cet excès de matière est plus important en taille et en quantité de matière à la débouchure. Même si ce défaut est dans la plupart du cas corrigé, il engendre cependant un surcoût de production [9]. Lors du perçage des multi-matériaux, ce surcoût est d'autant plus sensible quand les bavures se situent à l'interface des plaques car elles vont nécessiter l'ajout d'opérations de démontage/remontage des différentes couches lors de l'opération d'ébavurage.

Les **critères dimensionnel et géométrique**, dans la partie métallique, sont primordiaux car ils sont tous deux liés à la fonction du trou. Etant donné que le perçage dans l'aéronautique sert essentiellement au passage d'éléments de fixation (boulon, rivet, épingle), le diamètre de passage est souvent associé à des tolérances dites d'enveloppe. Dans le cadre d'un alésage, l'exigence d'enveloppe consiste à imposer que l'objet tolérancé soit compris dans une enveloppe parfaite au maximum de la tolérance dimensionnelle [10]. Au niveau dimensionnel, une qualité H9 sur un diamètre $\varnothing 9.52$ représente un intervalle de tolérance de 40 microns.

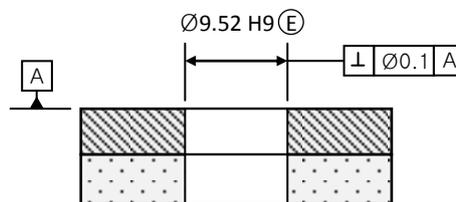


Figure 6 – Critères dimensionnels et géométriques imposés par Airbus

La **rugosité** permet de quantifier l'état de surface d'un trou. Elle sera évaluée par le biais du critère Ra (écart moyen arithmétique). Airbus qualifie que la rugosité est acceptable si la valeur n'excède pas 1.6 microns pour les matériaux métalliques.

Le respect de ce critère géométrique ne peut se faire qu'en agissant sur le couple process/outil :

- Du côté du procédé de perçage, il est important de limiter les vibrations non-désirables, le faux-rond de la broche et d'adapter les paramètres de coupe [11].
- Du côté outil, le diamètre du foret permet le calibrage du trou. Il est donc important, une fois l'outil réglé, de prévenir les variations de géométrie des arêtes causées par l'usure ou par le collage de la matière enlevée (constatées lors du perçage des parties en aluminium et titane).

En règle générale, on constate que la fin de vie d'un outil est statuée à l'aide des mesures dimensionnelles et géométriques effectuées sur les perçages obtenus. La qualification du process s'effectue à l'aide d'un indicateur de capabilité (type Cp/Cpk) obtenu sur n trous.

Coloration du titane : Au dessus d'un seuil de température et d'un temps de chauffe, l'épaisseur de la couche d'oxyde présente en surface du titane va augmenter. Cette augmentation de la couche d'oxyde va changer la réflectivité de la surface (albédo) échauffée entraînant une coloration allant du bleu clair au marron [12]. Outre l'augmentation de la couche d'oxydes surfaciques, ce changement de couleur témoigne d'une forte élévation de la température au niveau de la zone de coupe pouvant engendrer des changements de la structure cristalline du titane. En effet, à basse température cette structure est du type hexagonal compact. Dès lors que la température au niveau de la zone de coupe dépasse celle du transus beta (980°C pour du TA6V), on observe une transformation allotropique du titane : la structure du titane devient cubique centrée. Ce changement de structure rend le titane plus dur et plus fragile qu'en phase alpha (figure 7). Contrairement aux matériaux métalliques, les performances des composites (résistances mécaniques, fatigue etc...) sont particulièrement sensibles aux éventuels défauts engendrés par les opérations de perçage [13], [14]. Il sera de ce fait important de les contrôler et de les maîtriser.

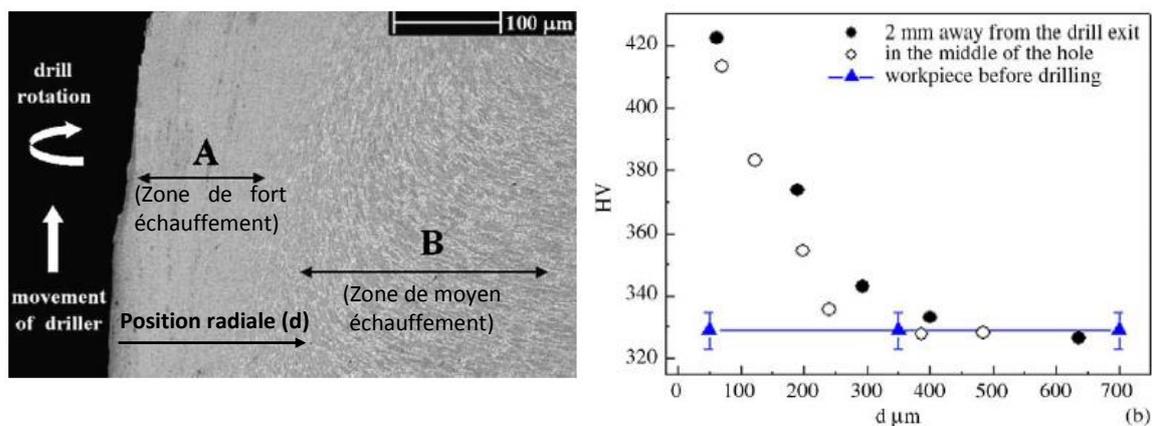


Figure 7 – a) Micrographie de la matière illustrant le changement de structure du titane, dû à une élévation de la température. b) Illustration des variations de dureté en fonction de la position radiale [108].

1.2.2 Partie CFRP : Délaminage, plis non coupés, arrachement et défauts géométriques

La norme AFNOR NF T 50-100 définit un matériau composite comme un produit solide comportant au moins deux phases physiques distinctes : une fibre (carbone, verre, aramide ...), une matrice (une résine de type thermoplastique ou thermodurcissable).

Le **délaminage** (figure 8) est le défaut critique lors du perçage d'un composite. Il se caractérise par une fissuration ou un décollement localisé entre les plis qui se produisent suite à une rupture fragile de la matrice. Cette rupture peut provenir d'une contrainte, suite à un effort de poussée axiale du

foret trop important. De plus, lorsque les fibres sont orientées à 0° par rapport à la direction de la vitesse de coupe, elles subissent une sollicitation de compression, de flexion voire même de flambage en amont de l'arête de coupe. Des décohésions fibre/matrice sont observées et on constate l'apparition de délaminage [14]. Enfin, l'élévation de la température due à la coupe peut favoriser le délaminage. En effet, au-delà de $160-180^\circ$, les matrices thermodurcissables se dégradent de manière irréversible, contrairement aux thermoplastiques qui peuvent fondre et retrouver leurs propriétés après durcissement [15].

Lorsque le défaut apparaît sur les premiers ou les derniers plis, on constate leur décollement voire leur arrachement sur toute une zone. On parle alors d'**écaillage** d'entrée ou de sortie (figure 9). La comparaison du critère de délaminage ne peut se faire que pour des matériaux composites ayant une même composition (UD, tissé) et une structure identique (même orientation et même nombre de plis) [16]. Il est estimé que 60% des rebus en assemblage aéronautique pour non-qualité sont dus à des défauts de type délaminage [17].

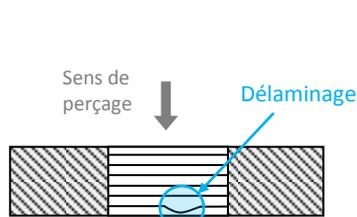


Figure 8 – Délaminage

Ecaillage en sortie

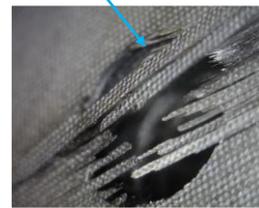


Figure 9 – Défaut d'écaillage

Le défaut de **plis non-coupés** se caractérise par un effilochement des plis de surface (figure 10). Ce défaut apparaît lorsque l'outil ne coupe pas complètement l'ensemble des fibres d'un pli.

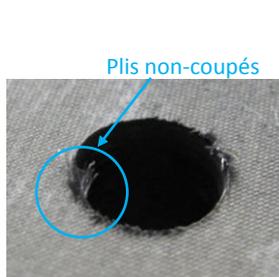


Figure 10 – Exemple de plis non-coupés en entrée

Arrachements

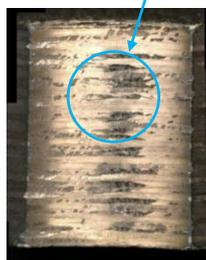


Figure 11 – Exemple d'arrachement le long de la surface du trou

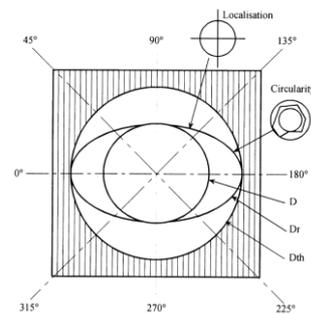


Figure 12 – Défaut de circularité lors du perçage d'un composite unidirectionnel

L'**arrachement** est la perte d'un morceau de fibre ou de matrice suite à une sollicitation de l'arête de coupe n'ayant pas entraîné le cisaillement (figure 11). Lorsque l'angle formé par la direction relative

de l'arête de coupe et la direction des fibres est égal à 120° [15] ou 135° [14], les fibres sont sollicitées en flexion puis en cisaillement. Néanmoins, ce fléchissement est limité par les fibres se trouvant derrière les premières et ainsi de suite. Lorsque la limite de la résistance des fibres au fléchissement est atteinte, l'ensemble finit par céder. On observe alors des arrachements par paquets de fibres et des cavités apparaissent sur la paroi du trou. L'évaluation de ce type de défaut se fait au travers de la mesure de rugosité. Ce phénomène sera détaillé par la suite.

La rugosité permet de quantifier l'état de surface d'un trou. La présence de défauts tels que le délaminage, les fibres non-coupées ou les arrachements entraîneront une mauvaise rugosité. De ce fait, ce critère sera corrélé à l'angle formé par la direction relative de l'arête de coupe et la direction des fibres [14], [18]. On constate de plus que pour un angle égal à -45° , les fibres sont cisillées et l'état de surface apparaît très rugueux. Enfin, la rugosité est minimale dans les zones où les fibres sont inclinées de 0° ou de 90° . Airbus qualifie que la rugosité est acceptable si la valeur n'excède pas 3.2 microns pour les matériaux métalliques.

Les défauts géométriques se traduisent souvent par un non-respect des critères de circularité et de cylindricité du trou. Piquet [19] observe une forme elliptique dans des composites unidirectionnels qu'il associe à l'anisotropie du matériau (figure 12). Ces variations sont fonction de l'angle formé entre des fibres et le vecteur vitesse de coupe de l'outil. On constate que pour un angle de 90° , le retour élastique des fibres est maximum (figure 12). Ce défaut a pour conséquence de réduire le diamètre fonctionnel du perçage.

1.3 Interactions directes et indirectes entre les couches de matériaux

Le fait de percer des empilages de matériaux de natures diverses engendre des dégradations supplémentaires (figure 13). Tout d'abord, sous l'effet de la coupe, un ensemble de flux (matière, chaleur, contraintes) va apparaître, s'amplifier ou s'atténuer à mesure que l'outil rencontre les divers matériaux mis en jeu. Ces flux vont ensuite se propager dans les différentes couches et interagir avec ces matériaux entraînant des dégradations locales : on parlera d'interactions indirectes. De plus, lorsque deux plaques sont juxtaposées, elles sont susceptibles d'interagir entre elles : on parlera dans ce cas d'interaction directe.

Ainsi, lors d'un perçage métal / composite, par exemple, on observera un échauffement de l'outil au contact de la partie métallique qui deviendra néfaste lorsque ce dernier rentrera en contact avec le composite (interaction indirecte). De plus, la formation d'une bavure, spécifique aux matériaux métalliques, altérera le composite (interaction directe) et augmentera le défaut d'épinglage.

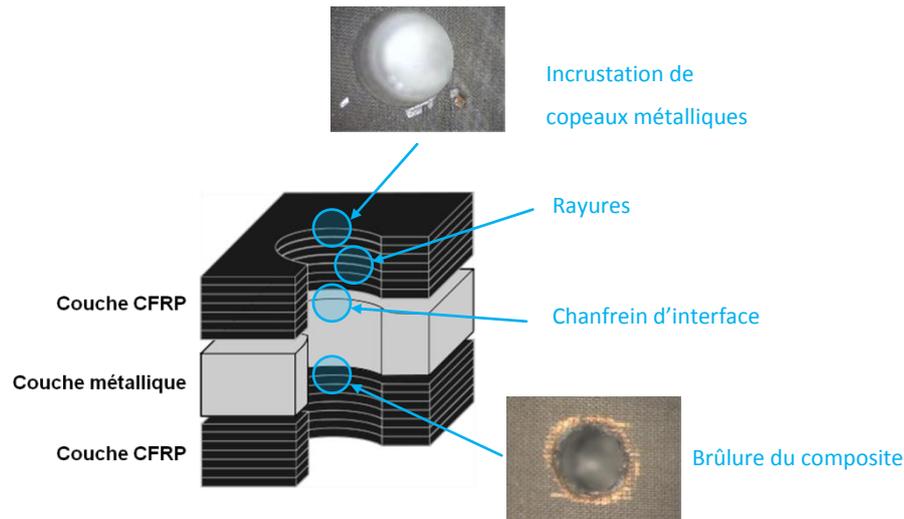


Figure 13 – Exemples de défauts spécifiques aux multi-matériaux

Néanmoins, on pourra observer un effet positif à l’assemblage de couches de matériaux lorsque la partie composite précède une partie métallique pour le critère délaminage. Suivant les résultats expérimentaux de Ramulu [7], dans cette configuration, la partie métallique agit comme une plaque martyre, empêchant ainsi les derniers plis du composite de fléchir et diminue donc les risques de délaminage en sortie. L’ensemble des défauts liés à l’interaction directe ou indirecte entre deux couches de matériaux différents est décrit dans le tableau 2. Roudgé [20] voit au travers de l’étude de ces interactions, la possibilité d’évaluer l’usinabilité des multi-matériaux. Il propose de quantifier cette propriété grâce à un indice d’empilement (« stacking indicator ») qui se définit comme le produit de facteurs d’interactions.

Perçage :	Interactions indirectes	Interaction directes
Métal → Composite	<ul style="list-style-type: none"> Flux de chaleur échauffe l’outil et altère la matrice du composite. Collage de métal sur les arêtes de l’outil dégradant l’acuité et entraînant une mauvaise coupe des fibres du composite. 	<ul style="list-style-type: none"> Bavure d’interface. Chaleur à l’interface entraînant des brûlures du composite.
Composite → Métal	<ul style="list-style-type: none"> Flux de matière chaude qui en remontant par les goujures, raye le composite, occasionne des chanfreins à l’interface et dégrade la matrice. 	<ul style="list-style-type: none"> Chaleur à l’interface entraînant des brûlures du composite. La partie métallique prévient le délaminage en sortie du composite (s’il n’y a pas de défaut d’épinglage).

Tableau 2 – Interactions indirectes et directes

Pour répondre aux contraintes d'accessibilité, couramment rencontrées lors de l'assemblage des structures, il est nécessaire d'utiliser un moyen de perçage adapté. On a alors recours aux Unités de Perçage Automatiques (UPA) qui se présentent comme une alternative aux machines à commande numérique ou aux perceuses manuelles. Il est certain que le moyen de perçage affecte la qualité du trou et la durée de vie de l'outil. C'est pourquoi, nous allons étudier, dans le prochain chapitre, les spécificités de l'UPA et de sa mise en oeuvre.

2 Le perçage sur Unité de Perçage Automatique (UPA)

2.1 Domaine d'utilisation des UPA

Dans l'industrie aéronautique, les moyens de perçage de multi-matériaux peuvent se classer en trois catégories :

- La première catégorie concerne les machines à commande numérique ou robot. Ce sont des machines pour lesquelles le pilotage, le positionnement et le mouvement d'avance se font de manière programmée. Les paramètres process (vitesse de coupe et d'avance) peuvent être modifiés, durant le cycle d'usinage, sur une large gamme continue de vitesses.
- On trouve ensuite les perceuses manuelles. Ce type de machine requiert la présence d'un opérateur compétant durant l'intégralité du cycle de perçage pour assurer le bon déroulement du perçage.
- Enfin la troisième catégorie concerne les UPA, alternative aux deux machines présentées précédemment (figure 14). Les UPA sont localisées manuellement sur des grilles de perçage au moyen de canons de perçage fixés au bout d'une rallonge. Un système de clampage (ex : système 1/4 de tour, concentric collet) permet de maintenir en position la machine. Le mouvement d'avance généré automatiquement, permet d'obtenir une meilleure stabilité des perçages.

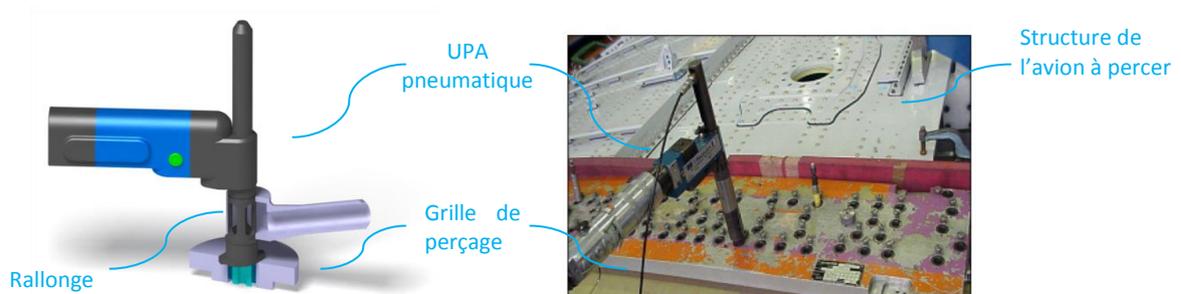


Figure 14 – Exemple d'un perçage aéronautique réalisé avec une UPA

2.2 Architectures des UPA

A ce jour, il existe deux architectures d’UPA : Les monomoteurs et les bimoteurs. Les UPA monomoteurs restent les plus fréquemment utilisées dans l’industrie aéronautique. La figure 15 décrit une partie de la cinématique d’une UPA monomoteur. Le dispositif comporte deux trains d’engrenages. Le premier train est composé d’un pignon moteur (11) et d’un pignon broche (10). Il permet de donner le mouvement de rotation à la broche. Le deuxième train est composé d’un pignon craboteur (60) et d’un pignon d’avance (15). Ce dernier est en liaison hélicoïdale avec la broche (3). Lors de la phase de perçage le pignon craboteur s’accouple avec le pignon moteur qui l’entraîne en rotation. Une fois en mouvement, le pignon craboteur va entraîner en rotation le pignon d’avance. Le différentiel de vitesse des pignons (10) et (15) va créer le mouvement d’avance de la broche. La vitesse d’avance par tour est donc fonction du pas du filetage de la broche, de la vitesse de rotation du pignon d’avance et du pignon de broche. Elle peut s’exprimer par la relation suivante :

$$f = \left(\frac{\omega_{\text{pignonavance}}}{\omega_{\text{pignonbroche}}} - 1 \right) \cdot p \quad \text{avec } p : \text{ pas de la broche} \quad \text{Equation 1}$$

Lorsque la phase de remontée de la broche débute, le pignon craboteur se désolidarise du pignon moteur pour s’encastrent avec le bâti du dispositif de perçage. Les pignons (60) et (15) s’arrêtent donc de tourner. La broche en continuant à tourner va, grâce à la liaison hélicoïdale figée, se déplacer dans le sens opposé. Le premier terme de l’équation 1 s’annule et la vitesse d’avance par tour devient égale à l’opposé de la valeur du pas de la broche.

Le réglage des paramètres de coupes d’une UPA monomoteur se fait en changeant les rapports d’engrenage affectés au moteur : aucun changement n’est alors possible pendant le cycle de perçage. Bien que très large, la gamme de vitesses proposées reste discrète et limitée. De ce fait, le domaine d’optimisation des paramètres de coupe est limité.

L’architecture des UPA **bimoteurs** ne diffèrent pas beaucoup de celle des UPA monomoteur. La figure 16 décrit la cinématique d’une telle UPA. La différence fondamentale est que les UPA bimoteurs bénéficient d’un deuxième moteur qui pilote le pignon d’avance indépendamment de la vitesse de rotation de la broche. La technologie bimoteur, faisant généralement appel aux moteurs électriques, offre la possibilité de changer au cours de l’usinage les paramètres de coupe (N, f) de manière indépendante. Ces changements s’opèrent en modifiant la fréquence de rotation du moteur concerné.

Soumis à la norme ATEX, l’usage des UPA électriques bimoteurs est très restreint dans l’industrie aéronautique. C’est pourquoi la grande majorité des UPA utilise un **moteur pneumatique**. De plus, les contraintes d’encombrement justifient encore pleinement l’emploi d’UPA à architecture monomoteur industrielle (encombrement, durée de vie, maintenance).

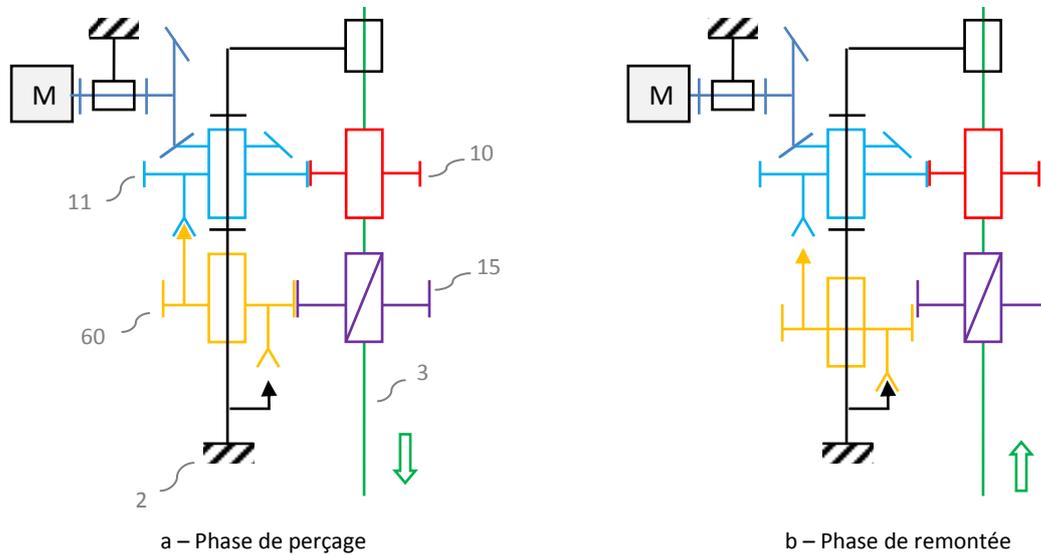


Figure 15 - Cinématique d'une UPA monomoteur

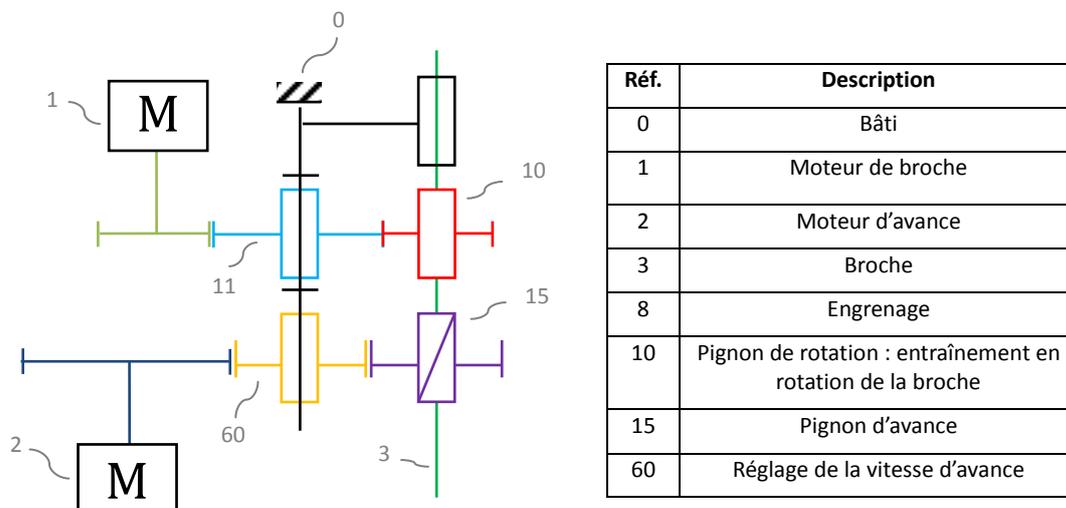


Figure 16 - Cinématique d'une UPA bimoteur (architecture A3DE)

A la vue des différents types de moteurs pneumatiques (turbine, à palettes, etc...), il convient de s’interroger sur l’influence de la technologie du moteur sur les performances du procédé de perçage.

Deux technologies de moteurs pneumatiques sont utilisées dans les UPA : Le moteur à palettes et à turbine. Le moteur pneumatique à palettes se compose essentiellement d’un cylindre et d’un rotor. Le rotor cylindrique plus ou moins long porte 4 à 8 fentes radiales dans lesquelles coulisent librement des palettes (figure 17). Il est excentré dans un cylindre de diamètre plus grand où frottent

les palettes plaquées par la force centrifuge. L'excentration engendre, par la pression d'air sur les palettes, un couple qui entraîne le rotor. L'air se détend au fur et à mesure de la rotation jusqu'à l'orifice d'échappement [21].

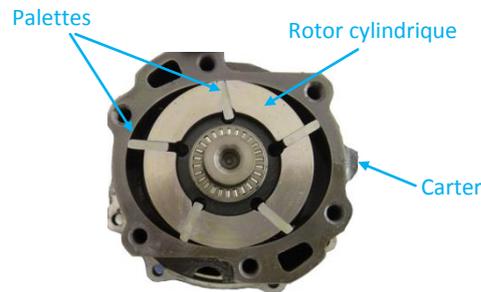


Figure 17 – Illustration d'un moteur pneumatique à palettes [21]

A l'inverse des moteurs pneumatiques à palettes qui travaillent de manière discontinue, les moteurs à turbine utilisent l'action d'un flux d'air sur les pales d'une hélice pour entraîner continuellement l'arbre de sortie (figure 18). Plus précisément, le fluide entrant à faible vitesse et à haute pression va par son passage au travers d'une buse, se détendre et voir sa vitesse augmenter et sa pression diminuer. Ce fluide va ensuite par l'intermédiaire du rotor de la turbine générer un couple. Les turbines ne sont généralement pas réversibles.

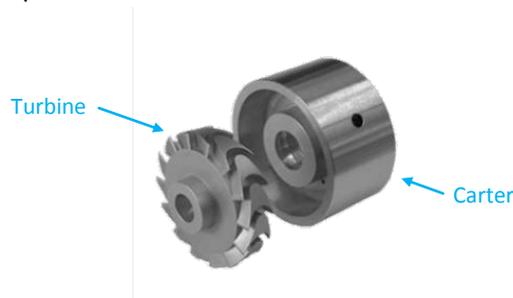


Figure 18 – Illustration d'un moteur pneumatique à turbine

L'omniprésence de l'électricité et la simplicité de son approvisionnement font que les moteurs à rotation continue sont généralement électriques. De plus, le rendement des moteurs électriques est souvent meilleur que celui des moteurs pneumatiques. Cependant, la force motrice de l'air présente des avantages singuliers : bon rapport puissance/poids, indifférence à l'environnement (ex: risque d'explosion - norme ATEX), très hautes vitesses de rotation, etc. Suite à la chute de température dans un moteur pneumatique, l'usage d'air sec est recommandé afin d'éviter la condensation de la vapeur d'eau pouvant causer l'oxydation du moteur.

Le rendement des moteurs à palettes se situe généralement entre 25 à 35 % alors que celui des moteurs à turbine atteignent des valeurs comprises entre 65 et 75 % [22]. Cette différence peut être expliquée par les pertes mécaniques dues essentiellement aux frottements des palettes sur le carter.

Ces frottements pourraient être diminués avec du lubrifiant mélangé à l'air comprimé. Cependant, ce procédé entraînerait des problèmes environnementaux. Les fuites internes et externes du moteur ont également une influence défavorable sur le rendement. La figure 19 montre l'importance de chacune des pertes mécaniques en fonction de la vitesse de rotation du moteur.

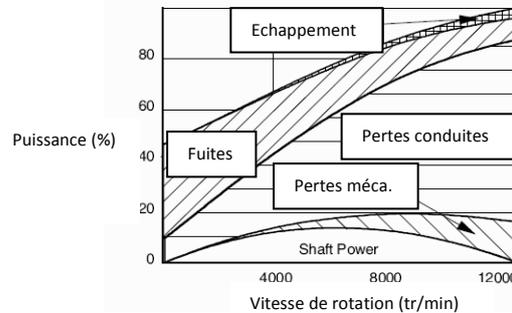


Figure 19 - Importance des pertes mécaniques en fonction de la vitesse de rotation pour un moteur pneumatiques à palettes. [22]

Le rapport puissance/poids rend les moteurs à turbine très appropriés pour des outils portatifs comme des UPA. A titre d'exemple une turbine qui délivre 2 kW pèse environ 1.7 kg alors que pour le même poids un moteur à palettes ne fournirait que la moitié de la puissance. L'encombrement des moteurs à turbine joue également en leur faveur. En effet, ce type de moteur utilise premièrement moins de pièces et ces pièces peuvent être concentrées autour de l'axe rendant l'ensemble du système moins volumineux.

Il reste à signaler que les moteurs pneumatiques génèrent des niveaux sonores importants qui sont en partie liées à la présence d'étages de réduction nécessaires à l'augmentation du couple.

2.3 Accessoires

Dans un contexte industriel, les UPA sont positionnées sur des masques de perçage et centrées à l'aide de canons de perçage afin d'assurer une bonne localisation des trous (figure 20). Ces UPA sont ensuite maintenues en position par l'intermédiaire d'un système de clampage. Il existe deux familles de systèmes de clampage : concentric-collet (bague expansible) et 1/4 de tour (figure 21). Suite aux spécifications d'Airbus définis dans le projet U2MI, nous avons retenu le système 1/4 de tour.

Une buse vient se positionner au dessus du canon pour permettre l'aspiration des copeaux. La liaison entre la partie motrice de l'UPA et le canon de perçage se fait par une colonne dont la longueur varie en fonction de la profondeur à percer. Pour des raisons de précision de guidage, il sera préférable d'utiliser une longueur la plus courte possible.

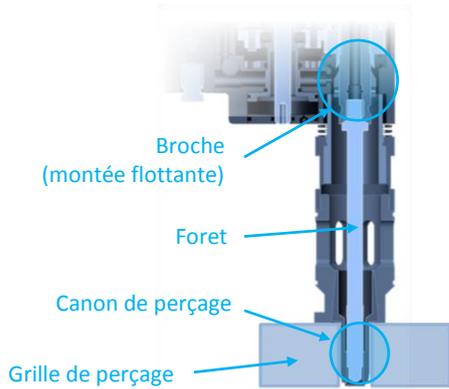


Figure 20 – Schéma en coupe des accessoires d'une UPA

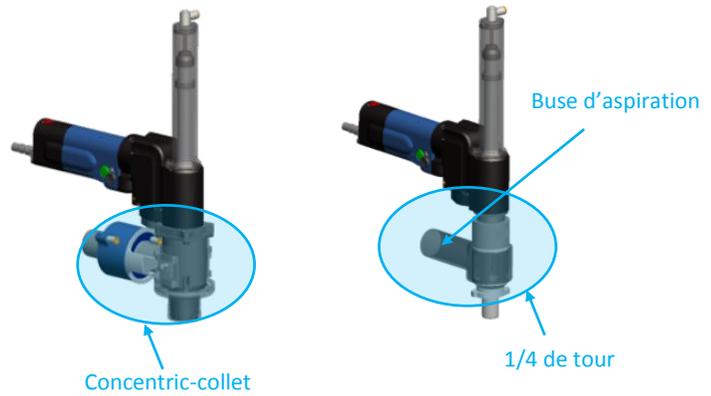


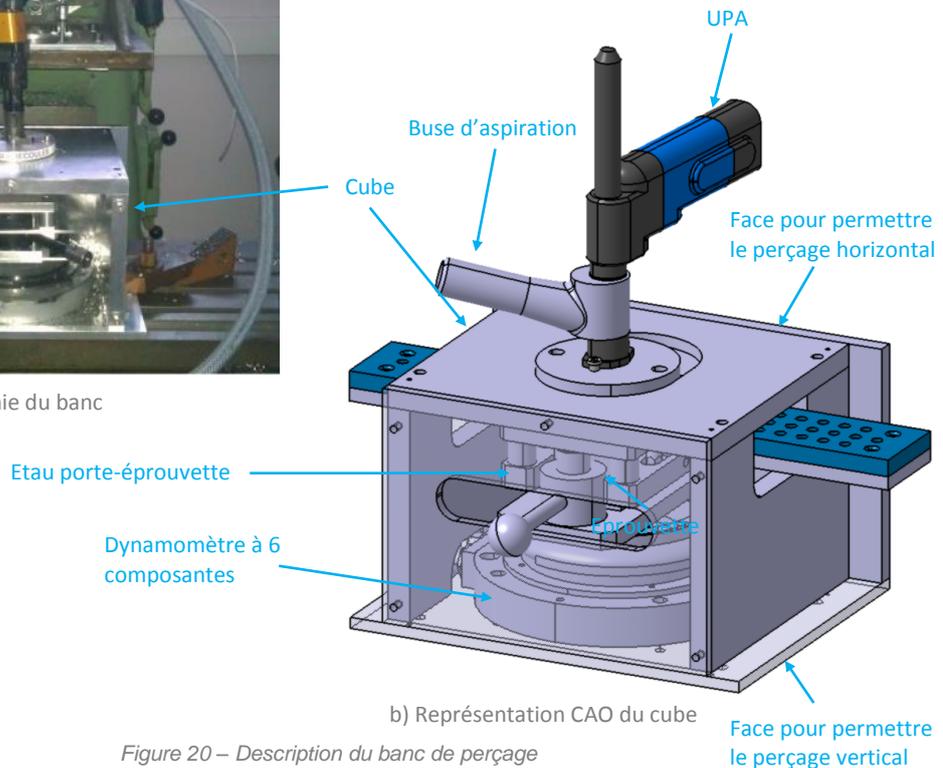
Figure 21 – Exemples de système de clamage

3 Description du banc de perçage

La mise en œuvre des UPA et de leurs outils de coupe ont nécessité l'élaboration d'un banc de perçage spécifique. Lors de la phase conception du banc, nous nous sommes fixés comme contrainte de devoir reproduire le plus fidèlement possible les conditions de perçage rencontrées industriellement. En plus, nous voulions être capable de pouvoir mesurer les différents phénomènes de coupe (efforts, vibrations, etc.) et les paramètres du procédé (puissance consommée, vitesse de l'outil, etc.). Nous sommes arrivés à la définition du banc présenté par la figure 22.



a) Photographie du banc



b) Représentation CAO du cube

Figure 20 – Description du banc de perçage

L'utilisation d'un support d'UPA en forme de cube, nous laisse la possibilité d'effectuer des perçages selon deux orientations (horizontales, verticales) fréquemment rencontrées lors des phases d'assemblage des structures aéronautiques. Par ailleurs, ce banc permet de mesurer les efforts de coupe grâce à l'utilisation d'un dynamomètre 6 composantes. Les vibrations de la machine sont mesurées par l'intermédiaire d'un accéléromètre 3D. L'aspect thermique de la coupe est mesuré à l'aide d'une caméra thermique. Du côté du procédé, nous faisons l'acquisition de la vitesse de rotation de la broche, du débit et de la pression d'air consommée par la machine.

Chapitre 2 – Optimisation de la géométrie de l’outil

1 Objectif, motivation et démarche globale

Les forets sont généralement obtenus par différentes opérations de taillage et de meulage d’un barreau cylindrique. La géométrie du foret est donc le résultat d’une succession d’opérations booléennes entre différents volumes définis dans l’espace [23], [24]. La complexité des surfaces et la quantité d’intersections conduisent à une multitude de paramètres géométriques qui sont d’une part difficiles à retranscrire sur un dessin de définition en 2D (ex : norme ISO3002-1) puis, d’autre part, difficiles à interpréter (figure 23).

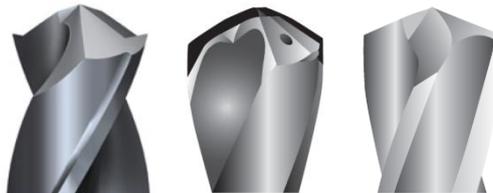


Figure 21 – Exemples de géométrie outil pour le perçage de multi-matériaux (Sandvik Coromant)

L’objectif du travail présenté dans ce chapitre consiste tout d’abord à établir le cahier des charges fonctionnel d’un foret. Le niveau de performance de chacune des fonctions sera ensuite évalué par l’intermédiaire d’un ensemble de critères d’appréciations. Par ailleurs, nous verrons que les différences de comportements à la coupe des matériaux constituant les empilages, obligent à définir un certain nombre de critères spécifiques. Enfin, pour chacune des fonctions, on identifiera au travers des critères obtenus, le ou les paramètres géométriques influant que l’on dimensionnera en conséquence.

2 Analyse fonctionnelle de l’outil

2.1 Fonctions élémentaires de l’outil

Pour répondre au besoin de générer une surface cylindrique spécifiée, l’outil doit satisfaire les fonctions élémentaires suivantes :

- Scinder/couper la matière

- Créer une surface fonctionnelle
- Former le copeau
- Evacuer le copeau
- Maintenir un même niveau de performance dans le temps

2.2 Relations entre fonctions et géométrie de l'outil

L'étude approfondie de la faisabilité des fonctions conduit à diviser les parties actives de l'outil en différentes zones spécifiques, auxquelles correspondront un groupe de plusieurs paramètres géométriques. Etant donnée la complexité d'un outil type foret et des processus de coupe, il est possible qu'un paramètre géométrique serve à la définition de plusieurs zones. De même, le procédé d'obtention de l'outil va imposer des couplages entre plusieurs paramètres géométriques qui n'appartiennent pas forcément à une même zone. Cependant, pour rendre plus intelligible la démarche de conception de l'outil, nous éviterons, autant que possible, de tenir compte de ces interactions. Les différentes zones de l'outil sont schématisées par la figure 22. Elles seront détaillées au fil du chapitre.

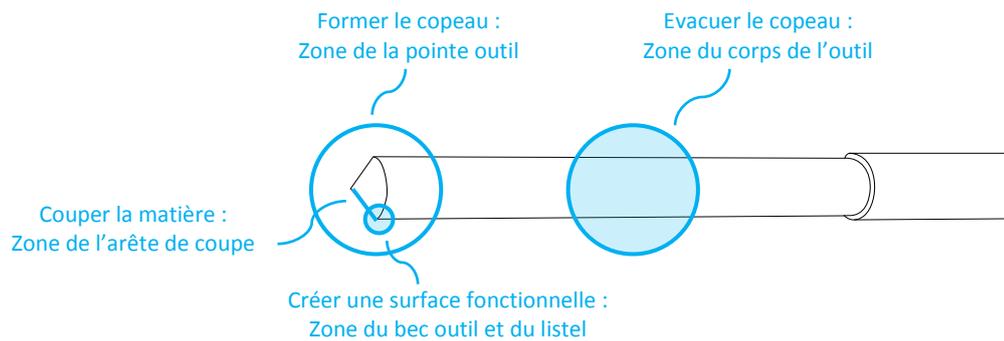


Figure 22 – Représentation schématique des relations entre fonction et géométrie outil

A présent, nous allons étudier en détail chacune des fonctions introduites. Pour ce faire, nous identifierons en premier lieu les critères d'appréciations de la fonction, puis nous identifierons les paramètres géométriques concernés. Une méthodologie de dimensionnement sera ensuite proposée.

3 Fonction « scinder la matière »

Le sectionnement de la matière est l'une des fonctions principales de l'outil de coupe. Elle s'effectue au travers d'un ensemble de processus, appelé mécanisme de coupe, qui intervient au niveau de la zone de coupe. Les dissemblances notables entre un composite et un matériau métallique, telles que l'hétérogénéité ou l'anisotropie, conduisent à des mécanismes de coupe différents. Il est alors

préférable de séparer le mécanisme de coupe propre aux matériaux métalliques, de celui des composites.

3.1 Mécanisme de coupe d'un matériau métallique

Le matériau usiné subit, sous l'effet de l'effort exercé par l'outil, une déformation plastique intense le long d'une région appelée « zone de cisaillement primaire » [26]. Cette zone qui s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau, peut être modélisée par : une ligne « amont » où la limite élastique est atteinte et une ligne « aval » marquant la fin de la déformation plastique (figure 25). L'énergie résultante de la déformation plastique est principalement transformée en chaleur puis évacuée par le copeau.

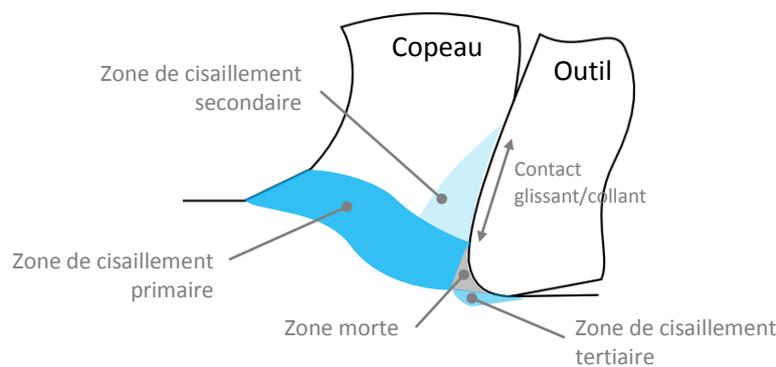


Figure 23 – Représentation des zones de cisaillement [26]

Sous l'effet de l'avance de l'outil, l'arête de l'outil va séparer la matière, entraînant la création de deux flux de matière. Ce processus s'opère dans la région appelée « zone morte ». Le partage des flux de matière se fait au point de stagnation de la manière suivante [25] :

- Au dessus du point de stagnation, la matière va s'écouler sur la face de coupe sous une pression de l'ordre de 1 à 3 GPa [26] et initier la formation du copeau. Cet écoulement correspond au premier flux. La combinaison de l'écoulement de la matière, de la pression intense et du contact frottant outil-copeau, génère une déformation plastique supplémentaire au voisinage de la pointe de l'outil. Cette déformation s'opère au sein d'une région dénommée « zone de cisaillement secondaire ». La chaleur générée par le frottement à l'interface outil-copeau et par la déformation plastique au sein de cette zone est partagée entre l'outil et le copeau.
- L'acuité n'étant pas parfaite (arrondi d'arête), il se crée un deuxième flux de matière en dessous du point de stagnation. Sous l'action de la pression exercée par l'outil, la matière appartenant à ce deuxième flux sera contrainte de se déplacer en surface de la pièce usinée. Le matériau subit alors localement une déformation plastique (écrouissage) et une augmentation de la température en surface. Cette région est appelée « zone de cisaillement tertiaire ». La matière déplacée est ensuite évacuée le long de la face en dépouille où il se produit éventuellement un

retour (une détente) élastique de la matière. Ce phénomène est à l'origine de contraintes résiduelles surfaciques d'origines thermique et mécanique [24].

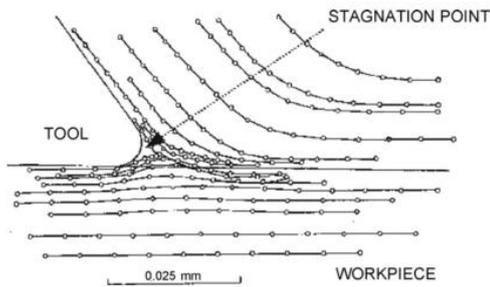


Figure 24 – Représentation du partage des flux matière [25]

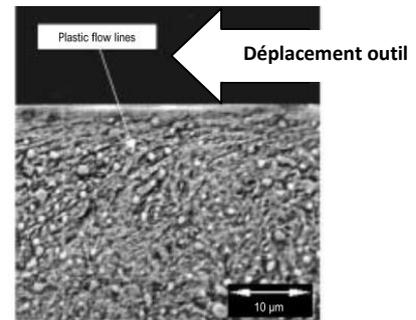


Figure 25 – illustration du deuxième flux matière [107]

3.2 Mécanisme de coupe d'un matériau composite

Comme nous l'avons évoqué précédemment, la nature hétérogène et l'anisotropie des matériaux composites vont mettre en jeu des mécanismes de coupe différents de ceux des matériaux métalliques. Ces différences ont été détaillées dans de nombreuses publications [14], [15], [27–30]. Il a été notamment démontré que le comportement de la coupe changeait en fonction de l'angle formé entre la direction de coupe et l'orientation des fibres (figure 28). On fait généralement l'étude de quatre angles significatifs : 0°, 45°, 90° et 135°/-45° [31] que l'on peut associer à l'angle (χ_2) proposé par McKenzie [32], [33] (figure 29). L'angle (χ_2) est défini entre la direction de V_c et l'orientation des fibres.

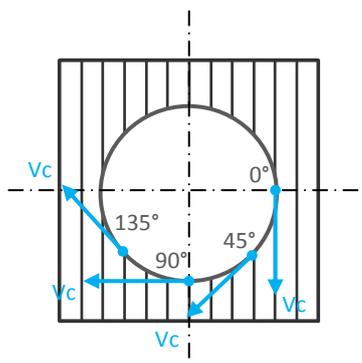


Figure 26 – Orientations spécifiques fibres / direction de coupe

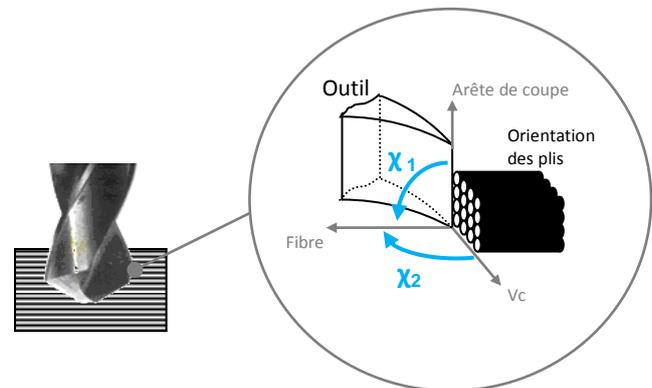


Figure 27 – Illustration des angles de McKenzie

Lorsque l'angle χ_2 est égal à 0° (figure 30a), l'outil applique une pression dans la direction des fibres. Cette sollicitation force les fibres à fléchir suivant l'interface fibre-matrice. Une rupture s'amorce en amont de l'arête de coupe, et se propage le long de la direction de la fibre. Au fur et à mesure que l'outil progresse, la couche détachée avance sur la face de coupe, accentuant la courbure des fibres. Après une contrainte de flexion suffisamment importante, les fibres se rompent en amont de l'outil.

Pour un angle allant de 45° à 90° (figure 30b-c), le processus de coupe va dépendre du rayon d'acuité. Lorsque celui-ci est faible (inférieur ou égal au diamètre de la fibre), une rupture par cisaillement apparaît au point de contact entre l'arête de l'outil et la fibre. Les fibres sont alors coupées une à une. Pour un rayon d'acuité plus élevé, les fibres subissent de la flexion puis du cisaillement.

Lorsque l'angle χ_2 est compris entre 120° et 150° (figure 30d), nous sommes dans la configuration de coupe la moins favorable, conduisant à un mauvais état de surface. Dans cette zone, le contact entre l'outil et les fibres se fait en premier lieu par la face de coupe. Au fur à mesure que l'outil avance, les fibres sont compressées et fléchissent dans la direction opposée à leurs orientations. Néanmoins, ce fléchissement est limité par les fibres se trouvant derrière les premières et ainsi de suite. Lorsque la limite de la résistance des fibres au fléchissement est atteinte, l'ensemble finit par céder. On observe alors des arrachements de paquets de fibres.

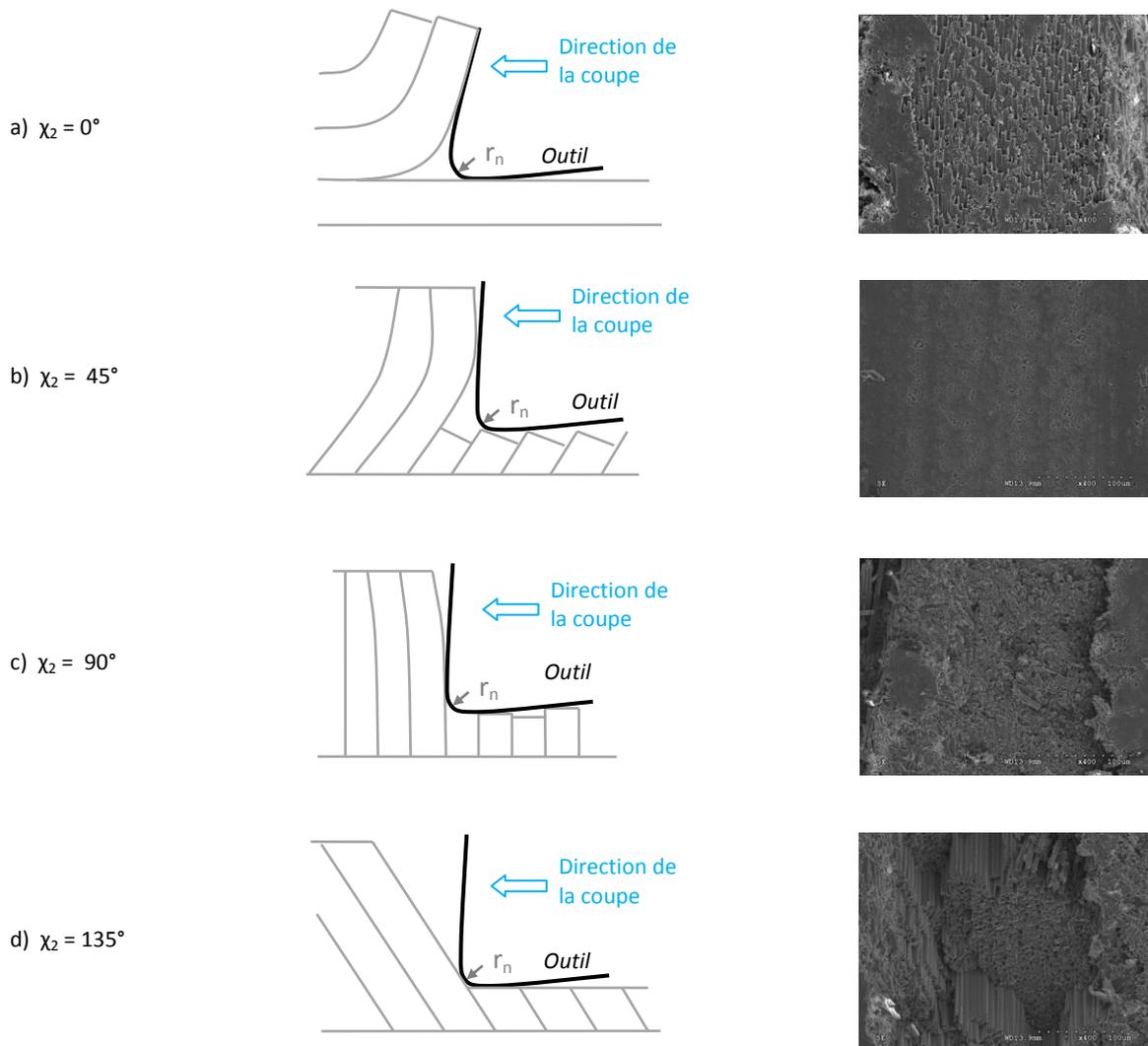


Figure 28 – Illustrations des différents modes de coupe d'un composite [15] et de la typologie des surfaces générées [33] en fonction de l'angle χ_2 .

3.3 Critère d’appréciations de la fonction « scinder la matière »

La performance de la fonction « scinder la matière » est difficilement mesurable. A priori, cette fonction n’a pas de conséquence sur l’état de la surface finale [34]. Cependant, même si la coupe de la matière le long des arêtes ne forme pas de surface fonctionnelle, les mécanismes de coupe mis en jeu peuvent, eux, engendrer des processus parasites. On verra alors apparaître des phénomènes tels que des vibrations axiales (broutement), des élévations de température et des efforts de coupe. Ces processus parasites se formeront et auront des conséquences différentes en fonction de la nature du matériau percé.

Pour les matériaux composites, la littérature montre l’influence de la température au niveau de la coupe et de l’effort de poussée axiale [27]. Ces phénomènes physiques seront particulièrement visibles aux phases de transitions entre deux couches, avec l’apparition d’écaillages, mais aussi dans la pièce avec la présence de fissures (ou délaminages) [36], [37]. Ce dernier défaut est également attribué à une température excessive qui entraîne une carbonisation des matrices thermodurcissables ou l’adoucissement voire même la fusion des matrices thermoplastiques [38].

Pour les matériaux métalliques, la littérature constate l’influence combinée de la température et des efforts de coupe sur l’apparition des bavures. L’élévation de la température sur le titane conduit à un changement de structure cristallographique (d’une phase α vers une phase β). De plus, la coupe des matériaux métalliques peut conduire à des vibrations axiales, phénomène d’autant plus visible que le module d’élasticité, du matériau percé, est faible.

L’impact de ces phénomènes parasites peut se propager aux couches voisines dans le cadre des perçages des perçages multi-matériaux. Il se alors crée des interactions entre couches. Par exemple, les couches métalliques en chauffant, peuvent endommager la matrice des couches de composite aux interfaces.

Le tableau 3 propose des facteurs d’importance qu’il faut accorder à chacun des critères, et pour chacun des matériaux mis en jeu dans les empilages.

Critères	CFRP	Aluminium	Titane	
Limiter l’effort et le moment axial	++	+	+	
Limiter l’élévation de la température	++	+	++	
Limiter l’apparition de phénomènes vibratoires	+	++	++	
				0 peu important
				+ important
				++ très important
				N/A Non applicable

Tableau 3 – Critères d’appréciation de la fonction « scinder la matière »

3.4 Paramètres géométriques de la fonction « scinder la matière »

La description des mécanismes de coupe fait ressortir l'importance de la zone de coupe. Cette zone regroupe l'ensemble des paramètres géométriques associés à l'arête de coupe, aux faces de coupe et de dépouille (figure 31).

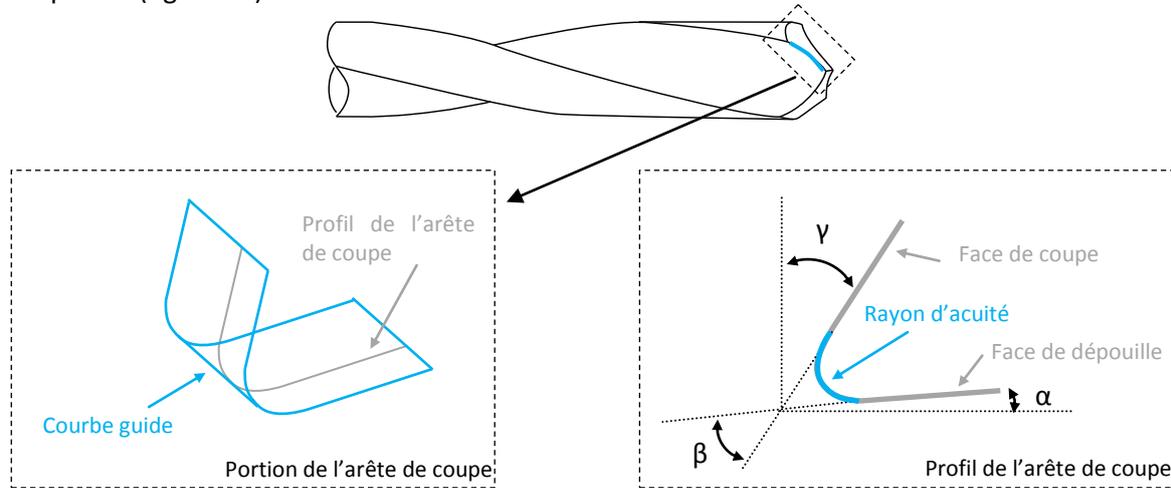


Figure 29 – Schématisation de la zone de coupe

3.4.1 Face de coupe et de dépouille

Le positionnement des faces de coupe et de dépouille se fait par l'intermédiaire de l'angle de coupe (γ) et de l'angle de dépouille (α).

Bonnet [15] montre que l'angle de coupe influe sur la formation du copeau lors du perçage du titane. Ce copeau, moins bien évacué, va transmettre une partie de sa chaleur à l'outil. Ainsi, on assistera à une élévation de la température de l'outil. L'étude expérimentale menée par Bonnet [15] sur une opération de tournage dans du titane, révèle qu'il est préférable d'utiliser un angle de coupe important pour limiter l'échauffement. Bahi [26] obtient un résultat similaire mais pour l'usinage d'un acier. Bonnet et Zhang [15], [39] s'accordent à dire que cet angle ne semble avoir qu'un faible impact sur les efforts de coupe. Néanmoins, Mathew [40] constate un effet notable de l'angle de coupe sur les efforts de perçage lors du perçage du composite. L'étude montre qu'un angle élevé (10°) amoindrit l'effort axial. C'est l'écoulement facilité du copeau qui permet d'expliquer ces résultats.

L'angle de dépouille permet lui, de limiter le frottement de l'outil sur la surface usinée. Dès lors, il est préférable d'utiliser un angle élevé pour amoindrir les efforts et l'échauffement induit par le frottement. L'étude bibliographique issue des articles de Bonnet et Ezugwu [15], [41] suggère d'utiliser un angle compris entre 10° et 15° pour l'usinage du titane. Mathew et Ramulu [29], [40] conseillent d'utiliser des angles de dépouille compris entre 15° et 17° pour le perçage de composites.

Les angles de coupe et de dépouille forment l'angle d'arête (β), qui permet d'évaluer la résistance de l'arête. La combinaison d'un angle de coupe et de dépouille grands, comme préconisé, induit un angle d'arête petit conduisant à une fragilisation de celle-ci. Dès lors, en fonction des matériaux percés, il faut trouver le bon compromis entre résistance de l'arête et bonne acuité [28].

3.4.2 Arête de coupe

Géométriquement, la surface constituant l'arête de coupe s'obtient par un balayage multi-profiles le long d'une courbe guide (figure 31). La courbe guide suivra la ligne formée par l'intersection des différentes faces de coupe avec les faces de dépouille. Elle est donc la résultante de la géométrie de la pointe outil. Chaque profil est un contour ouvert, constitué de l'angle β , formé par deux segments de droites tronqués par une courbe de raccordement. La direction des deux segments de droite est donnée par l'angle de coupe et de dépouille. La courbe de raccordement sera néanmoins indépendante à toute autre entité géométrique. C'est pour cette raison que l'étude de la géométrie de l'arête de coupe se fera au travers de l'analyse de cette courbe de raccordement que nous appellerons par la suite rayon d'acuité. Nous verrons également l'influence de la géométrie de la courbe guide sur la performance de la coupe.

On retiendra quatre groupes de paramètres géométriques permettant de définir l'arête de coupe (figure 32) :

- a) La géométrie de la courbe guide
- b) Le type de rayon d'acuité
- c) La dimension du rayon d'acuité
- d) L'évolution du rayon le long de la courbe guide
- e) La microtopographie de la zone de coupe

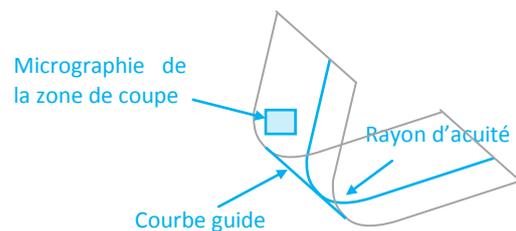


Figure 30 – Illustrations des paramètres géométriques de l'arête de coupe

A présent, nous allons détailler chacun de ces groupes en commençant par la géométrie de la courbe guide.

3.4.2.1 Géométrie de la courbe guide

La définition de la courbe guide est le seul paramètre de l'arête de coupe qui se définit à l'échelle macroscopique. Cette courbe est essentiellement liée à un certain nombre de paramètres géométriques définissant la pointe outil. De manière plus générale, il existe différents styles de pointes adaptées au perçage de multi-matériaux.

La figure 33 schématise les pointes les plus fréquemment rencontrées, à savoir :

- La pointe basique : cette géométrie classique résulte d'un minimum d'opérations de taillage. Elle est donc très économique. Cependant, elle ne produit qu'une pseudo-arête de coupe au niveau de l'âme de l'outil. Celle-ci est caractérisée par des angles de coupe et de dépouille très négatifs. Ces angles, associés à une vitesse de coupe faible conduisent à un phénomène de talonnage intense, entraînant une coupe par extrusion [24]. Les efforts de poussées, les moments et les flux thermiques sont alors très importants et ce, indépendamment du matériau percé. Le phénomène s'amplifiera avec l'augmentation de la vitesse d'avance [36].
- La pointe « S-Shape » : la particularité de cette pointe est d'avoir une arête centrale en forme de S, permettant d'obtenir un angle de coupe moins négatif. On constate une nette amélioration de l'effort de poussée et du couple axial dans le titane [42]. Cependant, cette forme est fragile et peut conduire à un bris outil.
- Pointe avec amincissement d'âme : l'idée de cette géométrie de pointe est de rendre coupante l'arête centrale du foret [43]. On constate qu'un amincissement d'âme est la meilleure solution pour diminuer les efforts de poussée dans le composite [44].
- Pointe avec *arête faucille* : l'effet de cette géométrie n'a pas été explicitement montré dans la littérature. Néanmoins, on pourrait éventuellement faire le parallèle avec le paramètre d'inclinaison d'arête. Les résultats présentés par Bonnet [15], montrent que cet angle n'est pas couplé à l'angle de coupe mais présente un effet similaire. Ainsi, l'*arête faucille* permettrait une variation de l'angle d'inclinaison d'arête, entraînant une diminution des chargements mécaniques et thermiques mis en jeu pendant la coupe.

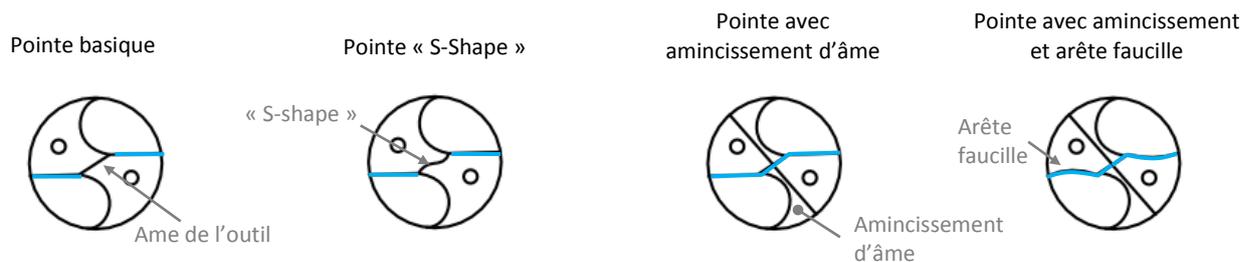


Figure 31 – Exemples de différents concepts de pointe outil

Tous les concepts de pointes présentés peuvent se décliner en version étagée. Nous avons donc cherché à comprendre en particulier l'influence de l'ajout d'un étage sur la chaleur générée par la coupe. Pour ce faire nous avons réalisé deux trous à iso-condition, en utilisant deux outils hélicoïdaux de diamètre 9.52mm, dont l'un avec étage et l'autre sans. Les nombreuses différences de géométrie entre ces deux outils ne nous permettent pas de comparer la quantité de chaleur générée par la coupe. Cependant, l'analyse par caméra thermique a permis de montrer une nette différence du

profil de flux thermique lors du perçage d'un composite. Dans le cas d'un perçage avec un foret non étagé, on constate un foyer chaud qui descend en même temps que l'outil. Mais dans le cas d'un foret possédant un étage, on voit apparaître un deuxième front chaud (figure 34). Le détail du protocole opératoire est présenté en annexe D.

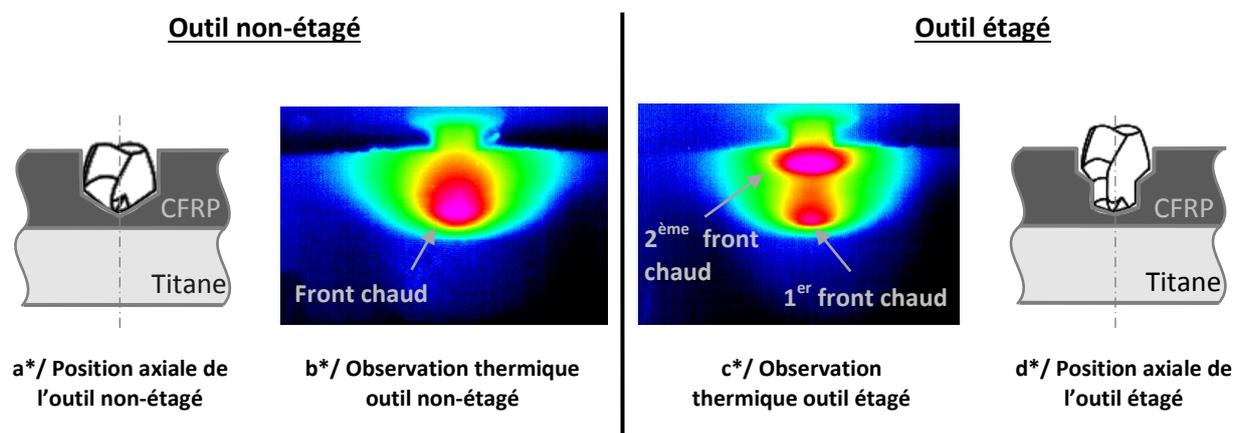


Figure 32 – Comparaison thermique entre un outil avec et sans étage

Pour profiter au mieux de l'avantage fourni par ce type de pointe, il est essentiel de bien le dimensionner. La figure 35 présente les paramètres géométriques qui définissent l'étage : la répartition des diamètres, le nombre et la longueur des étages.

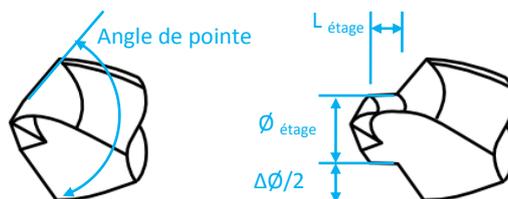


Figure 33 – Exemples de géométrie de pointe

Cependant les paramètres de nombre et de longueur des étages sont contraints par la nature et la géométrie de la structure de l'avion de la façon suivante :

- Afin d'espacer les différents fronts, il convient d'adopter une longueur d'étage la plus grande possible. Cependant cette longueur est limitée à la fois par l'épaisseur des couches de l'empilage et par l'encombrement minimum disponible entre deux parois de la structure de l'avion. En effet, l'accessibilité et le confinement des opérations de perçage sur un A350, n'autorisent qu'un dégagement maximal à la débouchure d'environ 15mm.
- Cette contrainte aura également des répercussions sur le nombre d'étages. La longueur de l'étage

étant limitée, il n'est donc pas judicieux de rajouter plus d'un étage, pour garantir un espacement suffisamment important entre les deux fronts.

Concernant le diamètre de l'étage, il convient de trouver le bon équilibre pour qu'il ait une répartition équitable entre les fronts. A ce jour, nous n'avons pas pu valider expérimentalement cette théorie, faute de disponibilité des outils adéquats (deux outils à géométrie identique, mais déclinés avec différents paramètres d'étages).

Indépendamment du concept de pointe, l'angle de pointe de l'arête principale se révèle être un paramètre géométrique influant (figure 35). Néanmoins, l'angle optimal ne semble pas être le même pour les matériaux métalliques et les composites. Faraz [45] montre l'existence d'un lien entre cet angle et l'effort axial lors du perçage dans du composite. Il conseille de privilégier un angle de pointe faible pour permettre la meilleure pénétration de l'outil (<135°). Cependant, Benezech [34] observe qu'un angle supérieur à 120° dans l'aluminium minimise l'effort de poussée. A l'issue d'essais réalisés dans un empilage de CFRP-Aluminium, l'angle de 135° apparaît comme étant un bon compromis entre effort de poussée et délaminage du composite.

Au-delà des paramètres présentés jusqu'ici, l'arête de coupe émane également d'autres paramètres géométriques, définis à l'échelle microscopique.

En effet, l'arête de coupe est issue de l'affûtage des différentes faces qui composent la pointe de l'outil (face de coupe, dépouille, etc.) (figure 36). A cet état, elle est qualifiée d'arête non préparée. Les observations à l'échelle microscopique d'une arête non préparée montrent des irrégularités au niveau de la surface de raccordement (bavure, microfissures, et irrégularités) et de la microtopographie des surfaces planes adjacentes (ex : sillons dus au meulage). Les opérations optionnelles de préparation d'arête ont pour objectif de supprimer les défauts constatés et de donner une géométrie précise à l'arête de coupe en vue d'améliorer la performance de l'outil.

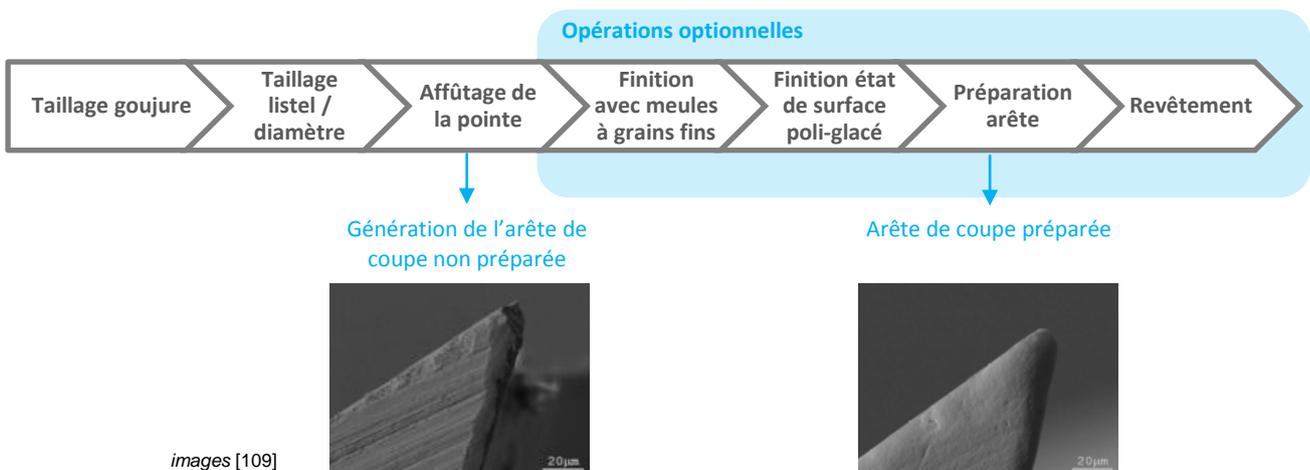


Figure 34 - Exemple de gamme de fabrication d'un foret

3.4.2.2 Choix de la géométrie de l'acuité d'arête

Bien que la norme DIN 6582 assimile le rayon d'acuité à un congé de raccordement, la littérature met en avant l'existence d'autres types de géométries. La figure 37 illustre les familles de rayon d'acuité communément utilisées : les angles vifs, arrondis, chanfreinés ou à géométries mixtes [46]. Les angles vifs sont théoriquement définis par l'intersection de la face de coupe (A_γ) et de dépouille (A_α). L'angle arrondi peut avoir différentes variantes selon la forme du profil de raccordement entre A_γ et A_α . Si la courbure du profil est relativement uniforme, sans fortes variations le long du profil, un seul rayon nominal (r_n) sera considéré. En revanche pour les profils présentant de fortes variations de courbure, on devra distinguer deux géométries : les formes « trumpet » et « waterfall ». Contrairement au type waterfall, la forme trumpet possède un rayon de courbure plus grand dans la partie du profil proche de la face en dépouille et plus faible dans la partie proche de la face de coupe. La forme du profil de l'arête de coupe influence les zones de cisaillement, les gradients de température et les contraintes appliquées sur la face de coupe et les efforts de coupe. A leur tour, ces effets entraîneront des changements de l'écoulement du copeau, de l'intégrité de la surface usinée ou encore de la résistance à l'usure de l'outil [47]. De plus, le choix de la nature de la géométrie (vive, arrondie ou chanfreinée) doit se faire au regard de l'application pour laquelle est destiné l'outil et en considérant la sollicitation thermomécanique subie par l'arête. De manière générale, les arêtes de coupe arrondies sont employées pour des opérations d'ébauche pour leur bonne résistance à l'impact.

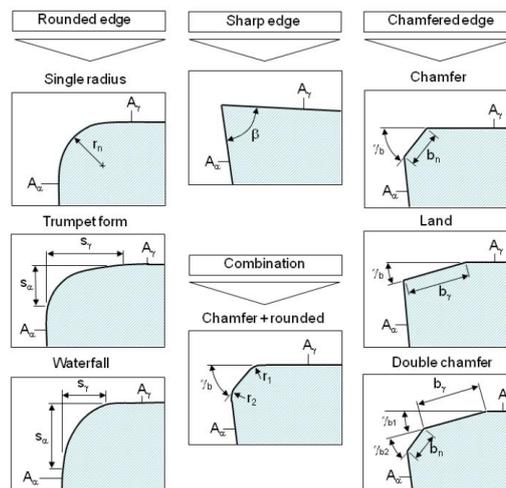


Figure 35 – Différents profils d'acuité d'arête [46]

Les arrondis type « Trumpet » allient les avantages des chanfreins et arrondis d'arête. Leurs profils ovales favorisent à la fois l'écoulement du matériau devant l'outil, renforcent la tenue de l'arête et augmentent l'angle de coupe (figure 38). Dans la mesure où les perçages aéronautiques nécessitent une qualité accrue, on s'orientera vers une géométrie d'arête arrondie de type « trumpet ».

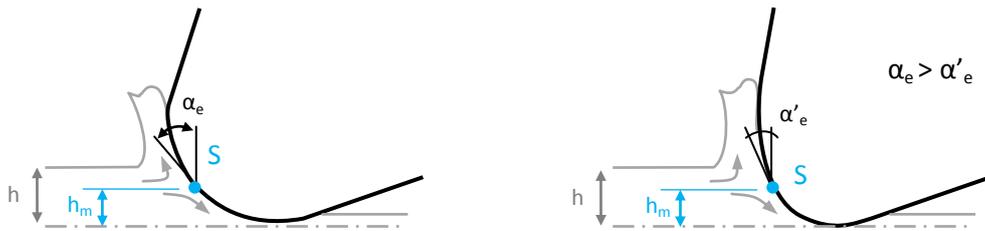


Figure 36- Comparaison d'un rayon d'acuité type « arrondi » (à gauche) et d'un type « trumpet » (à droite)

3.4.2.3 Dimensionnement du rayon d'acuité

Le dimensionnement du rayon d'acuité est étroitement lié au mécanisme de coupe. Il est donc important de séparer le cas des matériaux métalliques de celui des composites.

a. Cas des métalliques :

Le dimensionnement du rayon d'acuité dans le cas de l'usinage des couches métalliques (aluminium, titane) doit tenir compte de la profondeur de passe (h) et l'épaisseur du copeau mini (h_m). Tandis que la profondeur de passe s'obtient directement en connaissant l'avance par dent, l'épaisseur du copeau mini est plus délicate à obtenir. Le copeau mini correspond à l'épaisseur de matière qui au lieu d'être coupée lors du passage de l'outil va être déformée plastiquement. Comme l'illustre la figure 38, l'épaisseur du copeau mini équivaut à la position du point de stagnation par rapport à la surface usinée.

A défaut de pouvoir mesurer la position du point de stagnation, l'utilisation de différents modèles s'avère indispensable. La littérature propose deux différentes approches de modélisation des mécanismes de coupe dans la zone de stagnation du métal [48]. La première est basée sur l'existence d'un point de stagnation appartenant à la surface de l'outil à l'endroit où le flux de matière est dérivé vers le haut ou vers le bas [49], [50] (figure 39). La position du point de stagnation est généralement donnée en coordonnées polaires (pt S , r_s , θ_s) (figure 40). La deuxième approche considère l'existence d'un amalgame de matière en amont de l'arête de coupe [51] : le point de stagnation sera alors interprété comme une zone de stagnation (figure 39).

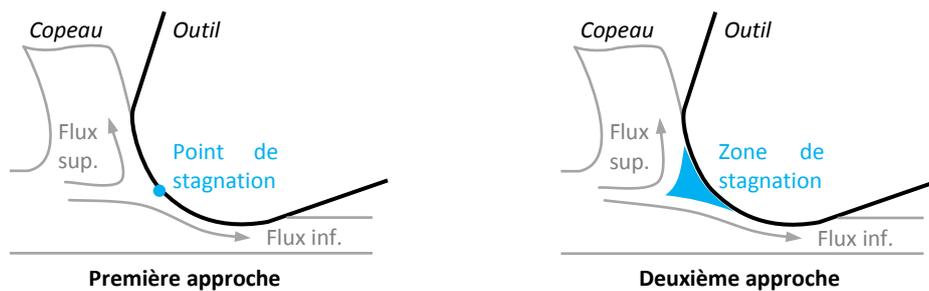


Figure 37 – Illustration des deux approches de partage des flux

Dans son étude, Malekian [52] compare deux modèles reposant sur la première approche. Un premier modèle utilise le principe de l'énergie minimale et un deuxième utilise la théorie de la contrainte de cisaillement infinie. Ces deux modèles montrent que l'angle de stagnation peut être approximé par l'angle de friction entre le copeau et la face de coupe. Cependant, Malekian constate que la valeur de l'angle de stagnation, obtenue par sa simulation [52], n'est pas unique. Il attribue la pluralité des résultats à l'existence d'une région de stagnation plutôt qu'à un point singulier. Ainsi, il préconise l'utilisation de modèles prenant en compte cette zone de stagnation. Waldorf [53] arrive à une conclusion similaire lorsqu'il compare les deux approches (point ou zone de stagnation) dans le cas de l'aluminium AL 6061-T6 et de l'acier AISI 4340.

Nasr [54] a développé un nouveau modèle prenant en compte l'existence de la zone de stagnation. La modélisation proposée est basée sur la technique Lagrangien–Eulerien Arbitraire [55].

La figure 41 présente une simulation du champ de vitesse dans la pièce pour différents rayons d'arête de coupe dans le cas du tournage d'un acier AISI 316L. La zone de stagnation correspond à la zone où la vitesse de déplacement du flux de matière tend vers zéro. Etant donné sa forme et le déplacement de la matière autour, on est alors tenté de penser que cette zone agit comme une arête de coupe effective. Lorsque le rayon est faible, la zone de stagnation est très instable. Pour des rayons d'arête plus importants, cette zone apparaît là où la matière a une faible vitesse. On constate que la matière stagnante se trouve comme piégée sous l'arête de coupe, créant ainsi une zone morte de forme triangulaire. Les différentes simulations réalisées par Nasr [54] montrent une relation quasi-linéaire entre l'aire du triangle et la taille du rayon d'acuité : La surface du triangle augmente avec le grossissement du rayon d'acuité. De plus, Nasr [54] constate que la position de l'arête de coupe effective par rapport à la surface usinée augmente avec le rayon d'acuité. En revanche, la position (T) de cette même arête par rapport à la face de coupe reste constante et indifférente à tout changement (T = environ 5 microns).

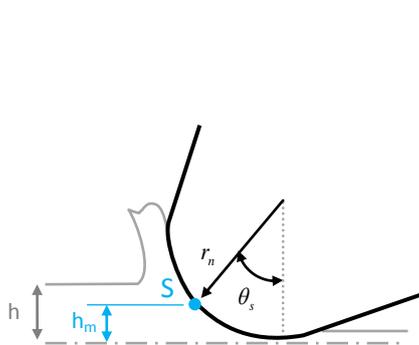


Figure 38 – Positionnement du point de stagnation

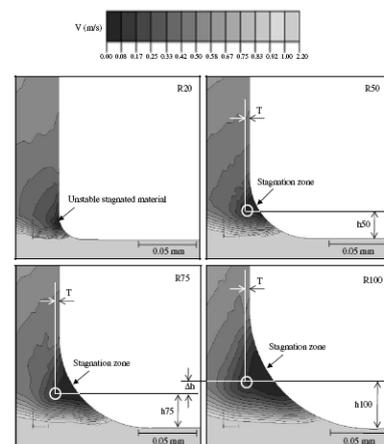


Figure 39 – Champ de vitesses dans la pièce autour de l'arête [54]

Après étude des différents modèles présentés, on comprend que le copeau mini (h_m) sera influencé par le coefficient de friction entre le copeau et l'outil et par le rayon d'acuité de l'arête de coupe. Bien que performants, tous ces modèles sont cependant difficiles et lourds à utiliser. De ce fait, nous allons approximer la valeur de l'angle de stagnation (θ_s) (figure 40) en nous basant uniquement sur les résultats expérimentaux présentés dans la littérature. En considérant une relation linéaire entre le rayon d'acuité et θ_s , on pourra alors extrapoler la position du point de stagnation à d'autres valeurs d'acuité. La valeur du copeau mini (h_m) est obtenue, pour de l'aluminium, à l'aide de la relation suivante [52] :

$$h_m = r_s \cdot (1 - \cos(\theta_s)) \quad \text{Equation 2}$$

Rayon (mm)	θ_s (°deg)	h_m (mm)	Référence
0.013	39°	0.003	[52]
0.050	57°	0.023	[47]
0.100	65°	0.058	

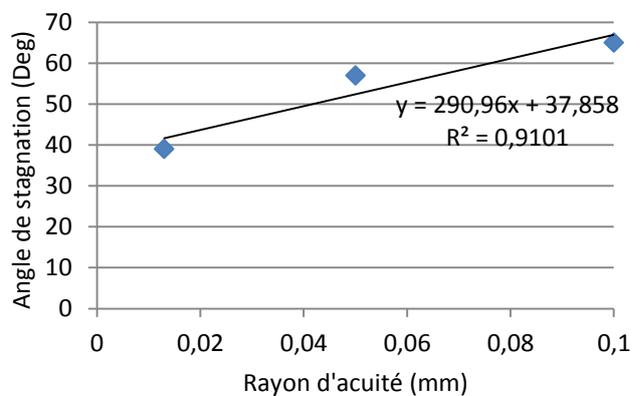


Figure 40 – Relations entre le rayon d'acuité et l'angle de stagnation

Comme nous l'avons vu, l'arête de coupe effective est le lieu où se produit la séparation du flux de matière. Par conséquent, lorsque la position de l'arête de coupe effective par rapport à la surface usinée augmente, un surcroît de matière est introduit dans la surface nouvellement créée. Ce phénomène agrandira la troisième zone de déformation, conduisant à l'intensification de l'effort axial parasite. Expérimentalement, ce phénomène, communément appelé « phénomène de broutement », se traduit par un effort axial plus important [56] et une élévation de la température. De plus, le phénomène de broutement va initier des vibrations qui pourront être amplifiées par le système usinant. Non maîtrisées, ces vibrations vont détériorer la qualité de la pièce et l'outil [57]. Par conséquent, on cherchera à atténuer ce phénomène en minimisant le rapport h_m/h . En effet, lorsque la valeur de ce rapport est faible, le phénomène de broutement pourra être négligé. On considère alors que la coupe se fait dans de bonnes conditions (faible puissance consommée et faible niveau de vibration).

b. Cas des composites :

Le dimensionnement de l'arête de coupe dans le cas d'un composite passe, dans un premier temps, par la compréhension du processus de coupe d'un matériau fibreux. Lasri [38] considère une coupe en deux temps :

- Une rupture primaire des fibres qui s'amorce au niveau de la pointe de l'outil et progresse dans le sens de la coupe.
- Une rupture secondaire de l'interface ou de la matrice s'initie au point d'arrêt (extrémité) de la rupture primaire et se propage ensuite suivant la direction des fibres.

Tout comme la partie métallique, on s'aperçoit que la profondeur de passe est un paramètre à prendre en considération, notamment lorsqu'elle est faible (dans notre cas $f_z=0.019\text{mm}$). Néanmoins l'orientation reste l'élément principal à considérer. En effet, l'influence du rayon d'acuité va intervenir de différentes manières suivant l'orientation de la fibre :

- Lorsque l'angle formé entre la vitesse de coupe et l'orientation des fibres est proche de 0° (figure 43), nous avons vu que la force de pression appliquée le long de l'axe des fibres engendre une rupture par flexion des fibres en amont de l'arête de coupe. Cependant, ce mode de coupe n'est valable que pour des rayons d'acuité faible. En effet lorsque le rayon de coupe devient important vis-à-vis de la profondeur de coupe et de la taille des plis, les fibres ne vont pas pouvoir quitter la zone de coupe (figure 43). A la suite d'une contrainte de compression grandissante, due à l'avance de l'outil, les fibres vont casser par flambage [30].

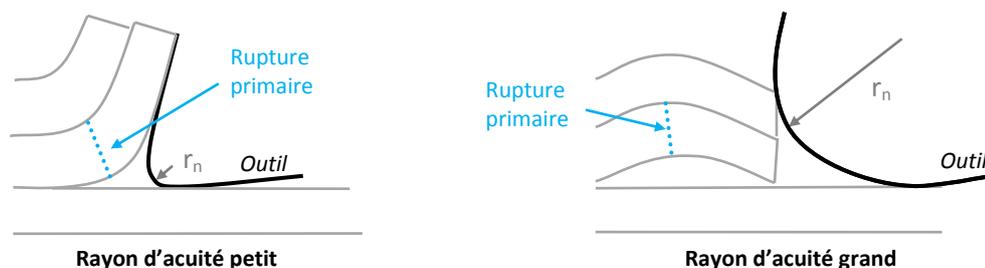


Figure 41 – Influence du rayon d'acuité pour une orientation des fibres à 0° par rapport à la vitesse de coupe

- Lorsque la vitesse de coupe forme avec l'orientation des fibres un angle compris entre 15° et 90° (figure 44), le modèle de Lasri [38] démontre que le rayon d'acuité affecte la position du plan de rupture primaire. En effet, à mesure que le rayon augmente, la rupture horizontale se fait plus en hauteur. Ainsi, il va se créer une différence entre la position de la surface usinée théorique et réelle. Néanmoins, la position de l'outil reste, elle, inchangée. On comprend alors que la surface usinée qui est rehaussée par rapport à la position théorique, va être comprimée lors du passage

de l'outil puis viendra frotter sur la face en dépouille. Ce phénomène entraînera une instabilité de la coupe, qui se traduit par une augmentation des efforts de coupe, un échauffement et une hausse de l'usure par abrasion de l'outil.

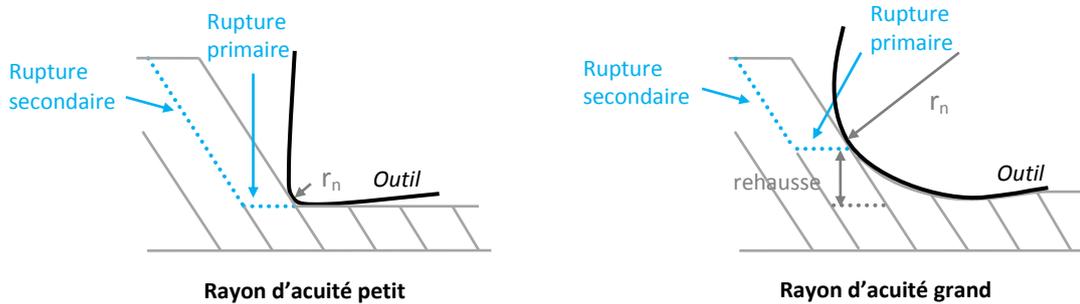


Figure 42 - Influence du rayon d'acuité pour une orientation des fibres à 45° par rapport à la vitesse de coupe

- La littérature ne présente pas de résultat montrant l'influence du rayon d'arête pour une orientation comprise entre 135° et 150° (figure 45). Néanmoins on peut supposer que l'on aura à nouveau un phénomène de rehausse du plan de rupture primaire, avec des conséquences identiques sur les conditions thermomécaniques.



Figure 43 - Influence du rayon d'acuité pour une orientation à 135° par rapport à la vitesse de coupe

En conclusion, autant dans les couches métalliques que dans les composites, on cherchera à obtenir un rayon d'acuité le plus faible possible. Cependant, en diminuant le rayon d'acuité, les contraintes appliquées sur l'arête de coupe seront plus intenses. Ainsi, il faudra donc trouver un compromis entre acuité et résistance de l'arête de coupe.

3.4.2.4 Evolution du rayon le long de la courbe guide

Le gradient de la vitesse de coupe obtenu le long du rayon de l'outil aura des conséquences sur la répartition des efforts mécaniques appliqués à l'arête de coupe. Comme l'observe Biermann [58] dans l'acier (AISI 1045), l'effort de poussée est important au centre de l'outil et tend à diminuer à mesure que l'on s'approche du bec de l'outil. Il constate également que l'effort de coupe présente un maximum à l'intersection de l'arête centrale et de l'arête principale. Il convient alors de s'interroger sur la stratégie à adopter quant à la variation de la dimension du profil le long de l'arête de coupe.

Biermann [58] expérimente deux concepts d'évolution (figure 46) :

- Une taille de profil uniforme tout au long de l'arête (configuration a).
- Une variation de la taille du profil au centre de l'arête (configuration b).



Figure 44 – Présentation de deux concepts d'évolutions du profil d'arête de coupe

A l'exposé de leurs résultats, on constate que la continuité du profil n'a pas d'incidence directe sur la coupe. Seule la taille du profil influe sur les efforts de coupe. Cependant, ils constatent qu'indépendamment de la dimension du rayon, les arêtes ayant une taille uniforme présentent une durée de vie plus importante. Nous aborderons cet aspect lors de l'étude de la fonction « Maintenir un même niveau de performance ».

3.4.2.5 Microtopographie de la zone de coupe

A l'échelle microscopique, la surface de l'outil présente des sillons générés par le passage des différents grains des meules de taillage (figure 36). Il en résulte également une rugosité importante le long de l'arête de coupe (figure 47). L'ajout d'une opération de préparation d'arête permet d'obtenir une bonne intégrité de la zone de coupe, en limitant entre autres les micro-bris d'arête source d'amorce de rupture [46].

Par ailleurs, l'étude de l'arête de coupe a montré l'influence du frottement aux interfaces outil-copeau et outil-matière coupée. Néanmoins, Bonnet [15] constate que la rugosité des faces de coupe de l'outil influence peu les conditions tribologiques lors de l'usinage des matériaux titane et composite. Il considère que les fortes sollicitations mécaniques mises en jeu sont à l'origine de ce phénomène.

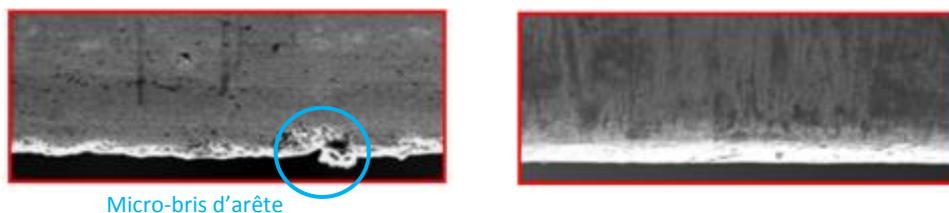


Figure 45 – Photo d'une arête de coupe avant et après préparation [46]

A l'issue de cette première partie, nous retenons l'importance de l'arête et des angles de coupe sur les sollicitations thermomécaniques. A présent, nous allons rechercher les paramètres influant sur la qualité du perçage.

4 Fonction « créer la surface fonctionnelle »

La fonction « créer la surface fonctionnelle » peut être qualifiée comme la fonction principale. Elle reprend un certain nombre de concepts introduits dans le paragraphe précédent. Au travers de l'étude de cette fonction, nous verrons leurs effets sur la génération de la surface.

4.1 Critère d'appréciations de la fonction « créer la surface fonctionnelle »

Le but de la fonction étant d'obtenir une surface fonctionnelle, il est donc naturel d'utiliser les critères de qualité qui définissent le perçage, comme critères d'appréciation. Le tableau 4 rappelle l'ensemble de ces critères.

Critères	CFRP	Aluminium	Titane
Dimensionnel ($\varnothing_{\text{nominal}} + IT$)	++	++	++
Spécif. géométriques (Circularité / cylindricité)	++	++	++
Rugosité	++	++	++
Ecaillage entrée/sortie	++	N/A	N/A
Bavure	N/A	++	++
Intégrité de la surface (brûlure / échauffement)	++	0	+
Contraintes résiduelles	0	+	++

0 peu important
+ important
++ très important
N/A Non applicable

Tableau 4 – Critères d'appréciation de la fonction « former la surface fonctionnelle »

4.2 Paramètres géométriques de la fonction « créer la surface fonctionnelle »

Bien que l'ensemble des paramètres géométriques du foret aient une influence sur la qualité de l'usinage, les paramètres associés à cette fonction ont la particularité d'avoir un effet direct sur la surface générée. Les paramètres géométriques relatifs à cette fonction se concentrent dans la région de l'outil qui forme la surface. Cette région périphérique regroupe l'ensemble des paramètres géométriques associés au listel et au bec outil (figure 48).

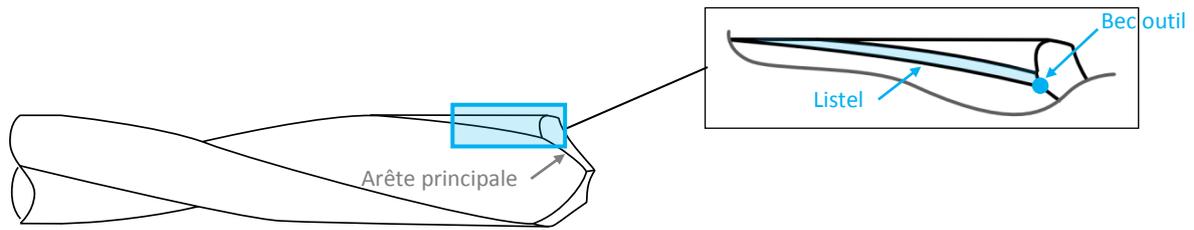


Figure 46 – Schématisation de la région associée à la fonction « former la surface fonctionnelle »

4.2.1 Bec outil

A la lecture de la figure 49, on comprend que la géométrie du bec de l’outil est le prolongement du balayage surfacique de l’arête de coupe suivant une courbe guide spécifique. La surface obtenue forme une arête coupante, faisant le raccordement entre l’arête de coupe principale et le listel. Dans cette partie, on s’interrogera sur l’influence de la définition de la courbe guide sur la qualité du perçage.

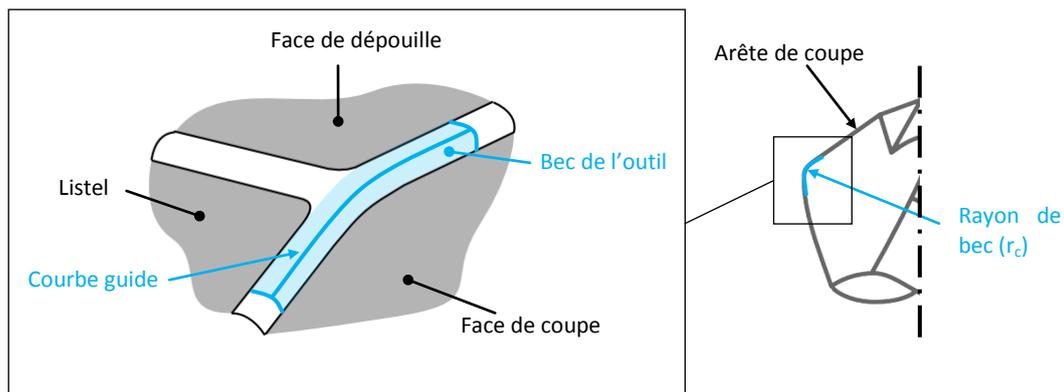


Figure 47 – Schématisation du bec outil

La courbe guide se définit principalement par son rayon de bec (r_c). Indépendamment du matériau usiné, Biermann et Zitoune [58], [59] montrent une influence de la taille du rayon sur la rugosité. Ces deux articles arrivent à la conclusion qu’un rayon important conduit à une bonne qualité de la surface usinée.

Néanmoins, une augmentation du rayon de bec contribue à une bavure excessive [60]. Pour comprendre l’influence du rayon sur la bavure, il est important d’appréhender son processus de formation. Ko [61] observe que la bavure est formée par le dernier volume de matière qui, n’ayant pas assez de rigidité pour être coupé, va être déformé sous l’effet de l’avance (figure 50). Intuitivement, la rigidité critique du volume de matière va dépendre de sa géométrie et de son module de Young mais également des sollicitations thermomécaniques qui lui sont imposés par le processus de coupe.

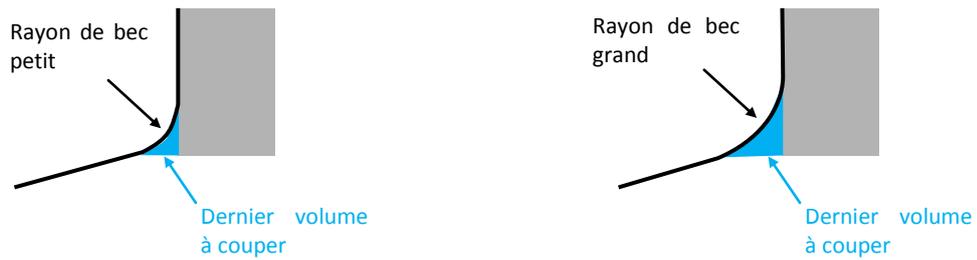


Figure 48 – Influence du rayon de bec sur la formation de la bavure

D'un point de vue géométrique, la rigidité sera obtenue avec un petit volume matière présentant le moins de porte-à-faux. Pour assurer une telle géométrie, tout en ayant un rayon de bec grand, on a la possibilité d'ajouter à la gamme de fabrication du foret une opération de préparation de bec. Cette opération consiste à « casser » le bout de l'arête (figure 51).

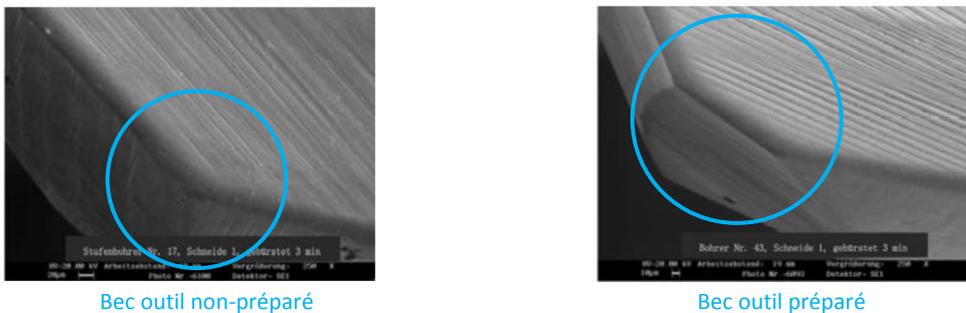


Figure 49 – Comparaison entre un bec outil non-préparé et préparé [109]

Ko [61] expérimente plusieurs types et dimensions de géométrie de préparation sur des outils avec et sans étage (figure 52). Après une série de perçage dans un alliage d'aluminium et acier (SM45C), il conclue que la forme chanfreinée est la plus appropriée. De plus, il constate que l'association d'un angle et d'une longueur faibles permet d'atteindre une bavure minimum. Il préconise, tout de même, de ne pas utiliser des valeurs de ces deux paramètres « trop petites » pour ne pas risquer de brûler la matière.



Figure 50 – Types de préparation de bec

Néanmoins, ce même auteur note une augmentation significative des efforts de coupe avec l'utilisation de bec outil préparé car il va générer deux rubans de copeaux. Ces rubans n'ayant pas le même angle d'écoulement, ils vont être amenés à s'entrechoquer, créant ainsi des efforts de coupe

additionnels. Nous discuterons plus en détail de la notion de formation et d'écoulement du copeau lors de l'étude de la fonction « formation du copeau ».

La partie composite n'est pas concernée pas la formation de la bavure. Cependant, Montoya [62] a montré que le « cassage » de bec pouvait conduire à un arrachage du premier pli sur la partie composite. Toutefois, l'écaillage en sortie reste le principal problème rencontré. L'apparition de ce défaut est attribuée à un effort de poussée axial excessif. L'effort de poussée critique est spécifique à la géométrie de l'outil [37]. Benezech [34] montre une influence combinée des angles de pointe et de coupe, ceux-ci étant les paramètres géométriques de la fonction « couper la matière ».

Nous venons de voir l'influence de la géométrie du bec de l'outil. Toutefois, il est important de rappeler l'importance du séquençage de l'empilement. En effet, indépendamment de l'outil utilisé, certaines configurations sont préférables car elles permettent de limiter l'apparition des défauts aux interfaces. Par exemple, la présence d'écaillages en sortie des couches composites est réduite lorsque celles-ci sont soutenues par une couche métallique. Cependant, à l'issue de son passage, la surface n'est pas entièrement finalisée. Il est donc nécessaire d'étudier le listel, dernière partie usinant.

4.2.2 Listel

Le listel constitue la dernière portion usinant. A l'instar de l'arête de coupe principale (cf. paragraphe 3), le listel est constitué d'un profil balayé suivant une courbe guide rectiligne (figure 53). La fin du contact entre le listel et le trou commence là où débute la conicité inverse. Tout comme l'arête de coupe principale, la taille et la géométrie du profil du listel ont une importance. La différence entre ces deux zones coupantes est que le listel génère la surface fonctionnelle.

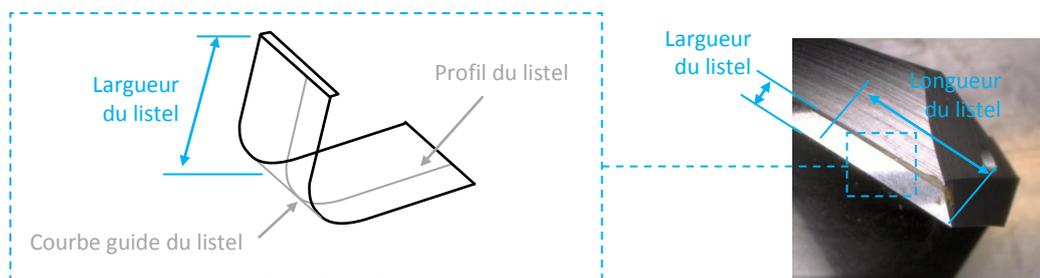


Figure 51 – Schématisation du listel

Lasri [38] a montré qu'une faible acuité entraîne une baisse de la qualité de l'usinage d'un composite. Comme nous l'avons vu précédemment, un rayon d'acuité élevé engendre une rehausse de la rupture primaire de la fibre pour certaines valeurs de l'angle formé entre l'orientation fibres / vitesse de coupe. Les fibres vont alors fléchir avant de se rompre (figure 54). Ce phénomène de

flexion va amplifier le défaut de circularité, spécifique à la coupe des composites [63]. De plus, on peut supposer que l'orientation des fibres à 135° par rapport à la vitesse de coupe, associée au phénomène de flexion des fibres, est à l'origine des arrachements.

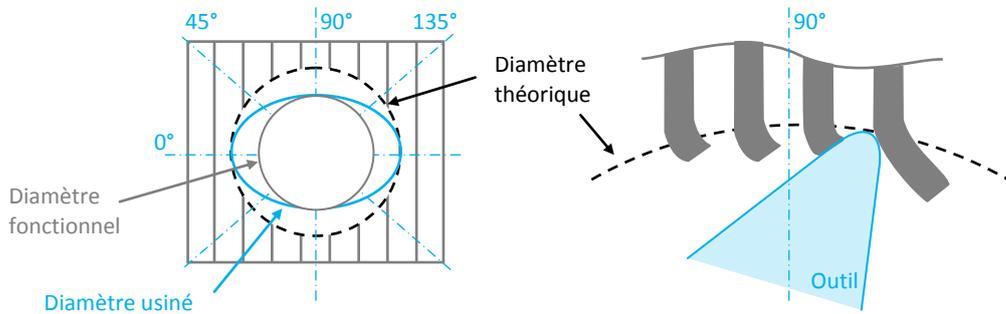


Figure 52 – Schématisation de l'ovalisation du trou dans la couche composite

Enfin, le diamètre dans les couches composites est généralement plus petit que le diamètre nominal de l'outil. Ce phénomène est dû au retour élastique des fibres à la suite du passage du listel. Ce retour élastique est dû à la compression des fibres pendant l'usinage ; mais aussi à la flexion des fibres, infligée par une mauvaise acuité d'arête de coupe [59]. Du fait du retour élastique des fibres, le listel va venir frotter et s'échauffer sur la surface fraîchement usinée.

La figure 55 illustre l'évolution de diamètre dans un empilage composé de couches de matériaux différents. Cette figure permet de constater que pour un même outil, le diamètre percé sera plus petit dans le composite que dans l'aluminium. On peut également observer une tendance similaire dans les couches de titane.



Figure 53 – Evolution de diamètre dans un empilage CFRP/Aluminium/Titane

Lors du perçage du TA6V, l'action du listel est à considérer en plusieurs phases. Pendant la première phase, l'arête du listel va induire une sollicitation thermomécanique à la surface usinée. Cette sollicitation, en partie due au flux de matière non coupé, va induire une compression de la surface usinée. Avec le passage sur la surface fraîchement usinée se termine la première phase. Favorisée

par un module de Young faible, le titane va ensuite se détendre élastiquement en direction du centre du trou, entraînant une diminution du diamètre. La deuxième phase commencera à l'arrivée du listel suivant, sur la surface comprimée. Le frottement inéluctable entre l'outil et cette paroi engendrera une nouvelle sollicitation thermomécanique. Cette deuxième phase se répétera autant de fois qu'il y aura de passages de listel sur la surface fraîchement formée [15]. Il y a donc une corrélation directe entre l'avance et la longueur frottant du listel. Du fait des mauvaises propriétés de conduction thermique des alliages de titane, une zone fortement affectée thermiquement apparaît autour du trou. Sa taille dépend de l'intensité du flux de chaleur (proportionnel à la vitesse de coupe) et au temps d'exposition (fonction de la largeur du listel et de la conicité inverse) [15]. Le phénomène de restriction observé dans les couches composite et titane justifie l'importance qu'il faut apporter à la conicité inverse sur le corps de l'outil (figure 56).

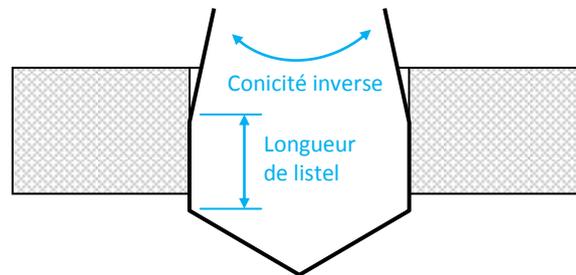


Figure 54 – Illustration de la conicité inverse

Cette deuxième partie nous a permis de comprendre l'influence du bec outil et du listel sur la qualité du perçage. Nous allons à présent nous intéresser au processus spécifique de la formation du copeau.

5 Fonction « former le copeau »

La fonction « former le copeau » est propre à l'usinage des matériaux métalliques, dans la mesure où les composites ne produisent que de la poussière (ou micro-copeaux). Selon Bahi [26], la formation du copeau métallique dépend de :

- La rhéologie du matériau usiné.
- Les propriétés thermomécaniques du matériau usiné et de l'outil de coupe.
- La géométrie de l'outil de coupe (brise copeau, rayon d'arête, etc.).
- La nature du contact à l'interface outil-copeau (collant ou glissant).
- Les conditions de lubrification.

Le processus de formation des copeaux lors d’une opération de perçage se caractérise de la manière suivante:

- Le processus de formation du copeau est continu, à l’inverse d’un procédé en coupe interrompu.
- La vitesse de coupe de la partie de l’arête proche de l’âme est plus lente que celle proche du bec de l’outil : un gradient de vitesse existe.
- La morphologie finale du copeau n’est pas obtenue dans la zone de coupe mais au niveau des goujures. En effet, le confinement de l’opération de perçage va forcer le copeau à rentrer en contact à la fois avec les goujures de l’outil et la paroi du trou, entraînant des déformations supplémentaires.

La finalité de l’étude de cette fonction est de comprendre le processus de formation du copeau. Nous allons pour cela détailler chaque étape qui conduit à la formation finale du copeau.

5.1 Critères d’appréciation de la fonction « former le copeau »

Pour évaluer la performance de la fonction « former le copeau », nous nous focaliserons principalement sur la morphologie du copeau. Cependant, nous verrons que ce processus engendre des phénomènes parasites classiques comme l’élévation de la température ou l’augmentation des efforts. Le tableau 5 expose l’importance qu’il faut accorder à chacun des critères dans le cadre des matériaux métalliques.

Critères	Aluminium	Titane	
Morphologie du copeau	++	++	
Élévation de la température	++	++	0 peu important
Augmentation des efforts	+	++	+ important
			++ très important
			N/A Non applicable

Tableau 5 – Critères d’appréciation de la fonction « former le copeau »

5.2 Paramètres géométriques associés à la fonction « former le copeau »

La formation du copeau est un processus transitoire entre la coupe et l’évacuation de la matière. La région de l’outil associée à cette fonction regroupe par conséquent des paramètres qui ne lui sont pas propres. On retrouvera les paramètres liés à la position de l’arête de coupe et ceux liés à la goujure (figure 57). Cependant, nous verrons que peuvent être ajoutés, sur la face de coupe, des éléments géométriques spécifiques à la formation du copeau, appelés brise-copeaux.

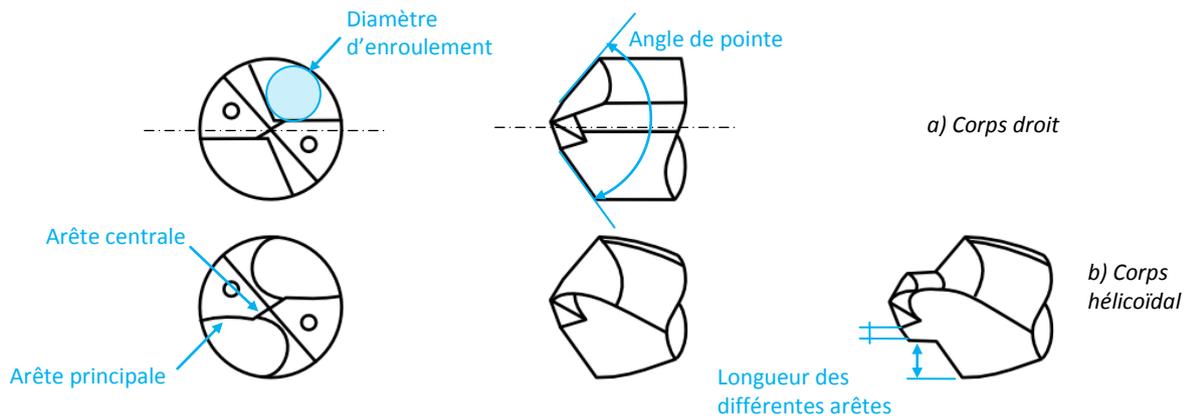


Figure 55 – Exemples de pointes outil

5.3 Première étape : la naissance du copeau

La première étape de la formation du copeau se passe au niveau de la zone de coupe. L'étude du copeau au moment de sa création doit se faire à l'échelle microscopique. Bahi [26] distingue deux types de copeaux : les copeaux continus ou segmentés.

L'analyse du copeau fait apparaître deux zones de déformation intense. La première zone correspond au cisaillement primaire. A l'issue de ce premier cisaillement, le copeau s'écoule le long de la face de coupe de l'outil sur une longueur (l_c). Le cisaillement secondaire s'opère pendant la durée du contact. Ensuite, le copeau quitte la surface en se courbant.

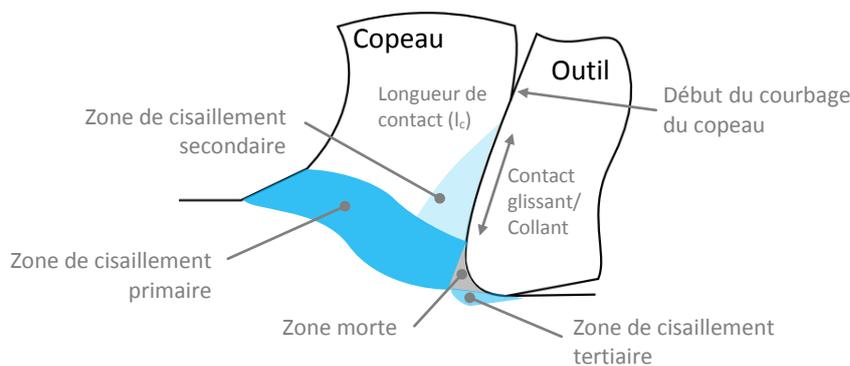


Figure 56 – Formation du copeau

On peut distinguer deux différents types de copeau : les copeaux continus (figure 59a) et les copeaux segmentés (figure 59b). Les copeaux continus sont obtenus lors de l'usinage des matériaux ductiles tel que l'aluminium. Le métal est comprimé lorsqu'il s'approche de l'arête tranchante de l'outil et plastifie après avoir dépassé la limite élastique. Le métal passant dans le plan de cisaillement s'écoule suivant un copeau continu qui présente, du côté du glissement en contact avec la face de l'outil, une zone fortement comprimée ayant une surface lisse et brunie. Dans ce cas, les variations des forces de

coupe sont relativement faibles et la qualité de la surface obtenue correcte. Ces copeaux sont les plus difficiles à évacuer et les plus encombrants. Les copeaux discontinus sont obtenus lors de l'usinage des métaux durs de faible conductivité thermique comme les alliages de titane. La zone qui s'approche de l'arête tranchante est comprimée et pendant son glissement le long de la face coupante de l'outil, l'intensité de l'effort augmente jusqu'à ce que l'effort de cisaillement dans le plan de cisaillement atteigne la valeur maximale où la rupture se produit. Les répétitions de cycle créent une série de segments séparés et constituent le copeau discontinu. La formation de ce copeau est accompagnée de fortes variations des forces de coupe.

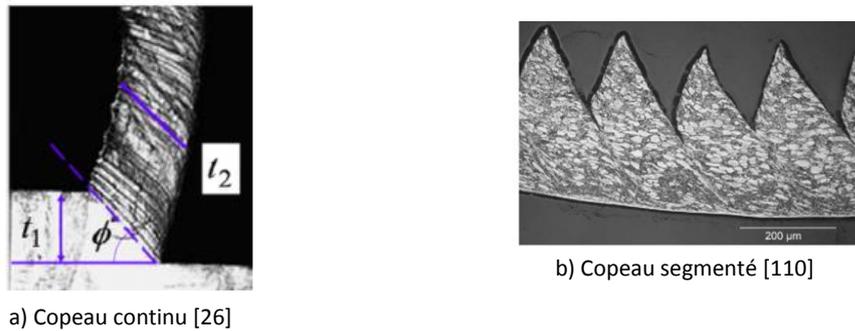


Figure 57 – Illustration des types de copeaux

La longueur de contact l_c est principalement liée à la vitesse de coupe. En effet, en augmentant la vitesse de coupe, le copeau segmente davantage et son rayon de courbure augmente considérablement [26]. Néanmoins, la pression exercée sur l'arête augmente également, entraînant une accélération du phénomène d'arête rapportée et de l'usure de l'outil. De plus, la formation du copeau s'accompagne d'un premier échauffement dû aux déformations plastiques dans la zone de cisaillement primaire. Lorsque le copeau s'écoule sur la face de coupe avec un contact d'abord adhérent, puis glissant, une deuxième élévation de la température se produit, suite aux phénomènes de frottement et aux déformations plastiques dans la zone de cisaillement secondaire. Ce dernier échauffement est à l'origine des phénomènes d'usure, qui seront étudiés par la suite [64].

A ce stade de la coupe, les paramètres géométriques de l'outil n'ont que très peu d'influence sur le copeau [65]. Ce n'est que lors de la deuxième étape que le copeau commence à prendre sa forme définitive.

5.4 Deuxième étape de la formation du copeau

De manière théorique, le processus de formation du copeau décrit précédemment, suppose un gradient de vitesse le long de l'arête de coupe. Lorsque cette différence de vitesse est importante, le côté du copeau proche de l'âme du foret va être plus court que celui à l'extérieur. Par conséquent, la direction de l'écoulement du copeau ne sera pas perpendiculaire à l'arête de coupe mais suivant un

angle α (figure 60). La forme de la goujure va ensuite forcer le ruban de copeau à se courber pour finalement donner une forme hélicoïdale conique (figure 61) (Cf. Annexe A, classe 5).

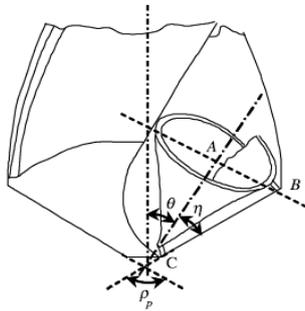


Figure 58 – Ecoulement naturel du copeau [66]

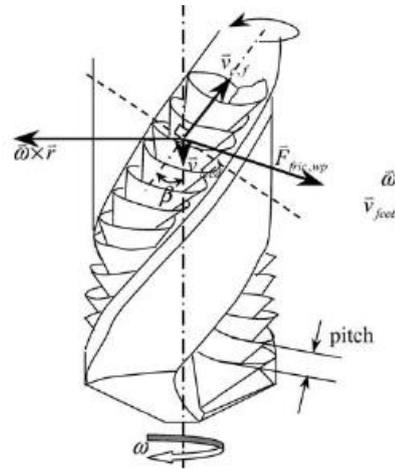


Figure 59 – Enroulement du copeau [66]

Ke [66] établit un lien entre la morphologie d'un copeau de type hélicoïdal conique et la géométrie des goujures du foret. Tout d'abord, il observe que le rayon d'enroulement du copeau est toujours égal au rayon maximal autorisé par le volume de goujure. De plus, il identifie un angle d'écoulement naturel du copeau (noté n) que l'on peut exprimer de la manière suivante :

$$n = \sin^{-1} \left(\frac{(D - W_b) \cdot \sin\left(\frac{K_r}{2}\right)}{D} \right) \quad \text{Avec } \begin{array}{l} W_b : \text{Diamètre de l'âme du foret} \\ K_r : \text{Angle de pointe} \\ D : \text{Diamètre de l'outil} \end{array} \quad \text{Equation 3}$$

Nous avons fait l'étude, jusqu'à présent, du processus de formation d'un copeau standard induit par une géométrie d'arête simple. Or la recherche de performance de l'outil conduit à l'utilisation de géométries complexes. Parmi ces formes innovantes, nous pouvons citer, par exemple, les arêtes faucilles ou les arêtes centrales résultant d'un amincissement de l'âme, les préparations de bec, etc. (figure 62).

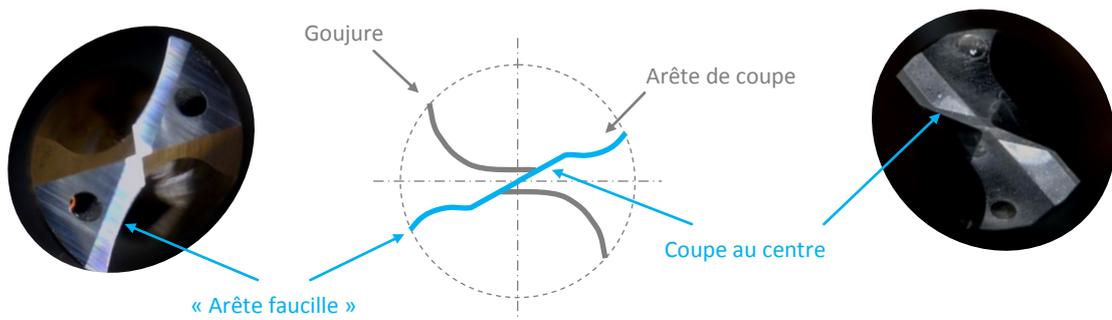


Figure 60 – Exemples de géométries d'arêtes complexes

Ces nouvelles géométries d'arêtes vont avoir une incidence sur la formation du copeau. Premièrement, elles vont entraîner la formation de plusieurs bandeaux de copeau [61], [67]. Du fait de leurs différents angles d'écoulement, ces bandeaux de copeau vont s'entrechoquer dès le début de leur formation, entraînant une hausse du niveau des efforts et moments de coupe (figure 63). Lors de leurs passages dans les goujures, le problème va empirer et entraîner une dégradation de l'évacuation (voire un bourrage) des copeaux.

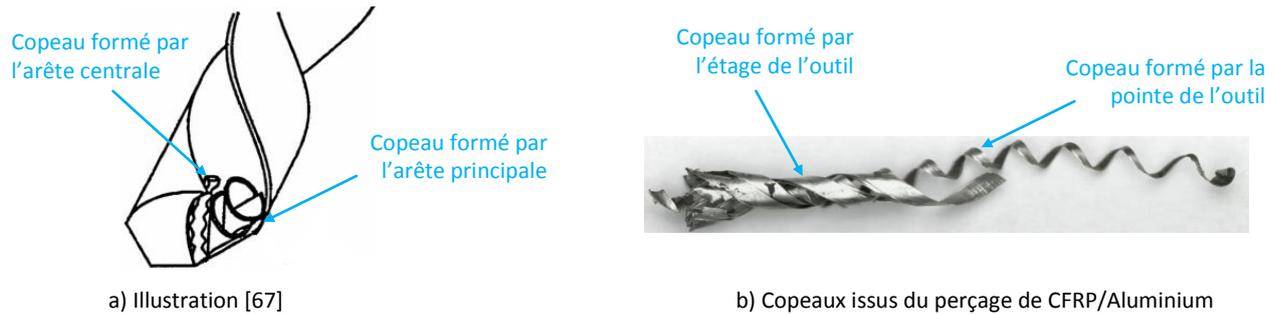


Figure 61 – Exemple de double formation de copeau

Deuxièmement, on va observer que les formes hélicoïdales coniques vont laisser place à des copeaux de type ruban. Pour expliquer ce changement, il est nécessaire de s'intéresser au gradient de vitesse le long de l'arête. En effet, dès lors que celui-ci est négligeable, il ne se créera pas de différence de vitesse entre les deux bords du copeau et son écoulement se fera quasi-perpendiculairement à l'arête de coupe (figure 64). Par conséquent, la goujure n'aura plus d'incidence sur la morphologie du copeau, notamment lorsque l'angle de pointe est important. Hormis le cas où le gradient de vitesse est faible, on observe également que les arêtes non-continues (c'est-à-dire lorsque la tangente le long du profil de l'arête projetée dans le plan Pp n'est pas continue) favorisent l'apparition de copeau ruban (figure 65). La non-continuité de l'arête va créer localement un moment qui aura pour effet de scinder longitudinalement le copeau en deux. De plus, ce moment va influencer sur l'orientation de l'écoulement du ruban. Ainsi la partie extérieure du copeau s'écoulera comme un copeau ruban tandis que la partie centrale aura tendance à se comporter comme un copeau hélicoïdale (figure 63). Cependant, la partie centrale du copeau étant formée à faible vitesse, la formation sera tributaire d'autres phénomènes annexes (ex : broutement de l'outil) ; il sera donc délicat de prédire sa forme.

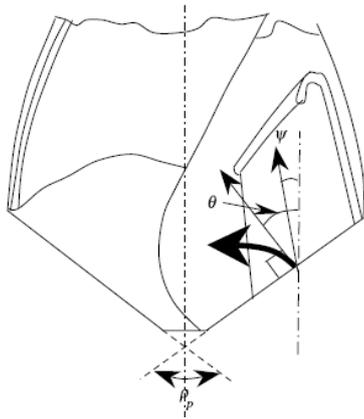


Figure 62 – Ecoulement d'un copeau ruban [66]

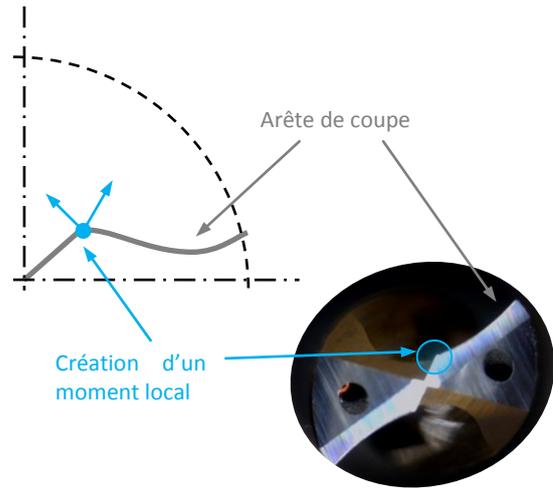


Figure 63 – Exemple d'arête de coupe non-continue

A la suite d'une série d'essais de perçage dans des multi-matériaux, réalisés avec des géométries d'outils variés, nous avons pu constater des morphologies de copeau différentes. Les essais ont tous été réalisés à iso-condition ($N : 590 \text{ tr/min} - f : 0.038 \text{ mm/tr}$). Les résultats sont regroupés dans le tableau 6.

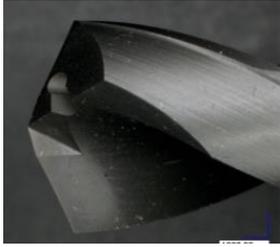
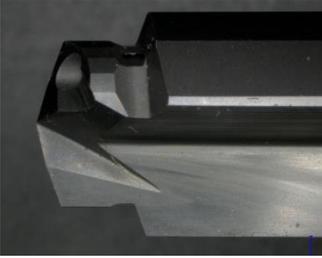
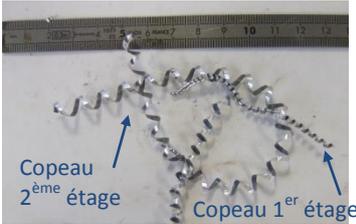
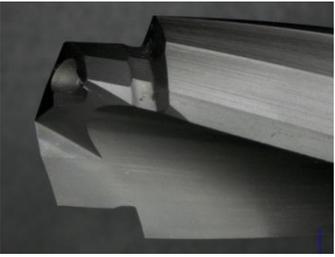
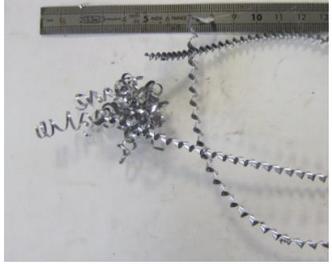
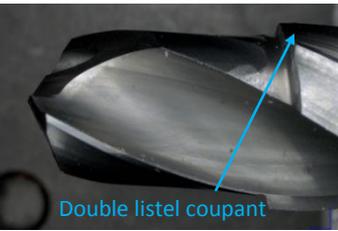
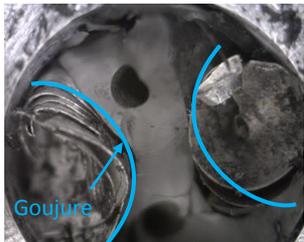
Outil	Morphologie du copeau aluminium	Morphologie du copeau titane
 <p>Outil hélicoïdal non étagé</p>	 <p>Copeau hélicoïdal conique long</p>	 <p>Copeau pseudo-hélicoïdal long</p>
 <p>Outil carré droit étagé</p>	 <p>Copeau 2^{ème} étage Copeau 1^{er} étage</p> <p>Copeau tubulaire long</p>	 <p>Copeau ondulé - enchevêtré</p>
 <p>Outil carré hélicoïdal (faible angle d'hélice : 15°) étagé</p>	 <p>Copeau hélicoïdal conique long et enchevêtré</p>	 <p>Enchevêtrement</p> <p>Copeau pseudo-hélicoïdal enchevêtré</p>
 <p>Double listel coupant</p> <p>Outil hélicoïdal étagé – Double listel coupant</p>	 <p>Amalgame</p>	 <p>Goujure</p>
<p>Bourrage et amalgame copeau + composite conduisant à la casse outil</p>		

Tableau 6 – Influence de la géométrie outil sur la morphologie copeaux (cf. annexe A).

A lecture de ce tableau, on constate que les copeaux obtenus sont tous longs. Ils présentent néanmoins des morphologies différentes suivant la matière usinée. Pour l'aluminium, la forme hélicoïdale de la goujure semble être la plus appropriée. En effet, on remarque que le premier outil produit un copeau hélicoïdal conique avec un pas assez faible. La compacité obtenue minimise la longueur du copeau et permet au copeau d'occuper de manière optimale l'ensemble de la goujure. Pour la partie titane, on constate que la morphologie des copeaux générés est assez chaotique, avec

des tendances à l'enchevêtrement. Cela laisse présager des problèmes lors de l'évacuation. Par ailleurs, la casse du quatrième outil est due à un bourrage de copeaux qui a entraîné un moment axial critique (pic mesuré à 20 N.m). L'examen de la forme des copeaux enchevêtrés montre l'abondance de copeaux de type ruban, générés par les petites arêtes de coupe des listels coupants.

L'expérimentation de ces outils montre que le perçage de multi-matériaux forme de longs copeaux. Or le confinement de l'opération laisse penser qu'il est préférable, au contraire, d'obtenir des formes courtes. Pour obtenir de tels copeaux, il est possible d'ajouter des géométries brise-copeaux (figure 64). Un brise-copeau s'apparente à une discontinuité géométrique, dont la fonction est de créer un nouveau cisaillement du copeau. La performance du brise copeau dépend sa géométrie, de sa dimension et de son orientation par rapport à l'arête de coupe [68]. Or les paramètres géométriques qui la définissent, sont fonction des paramètres de coupe et du matériau usiné. Comme le perçage de multi-matériaux met en œuvre des alliages métalliques de natures différentes, il sera difficile de trouver une géométrie de brise-copeau optimale commune.

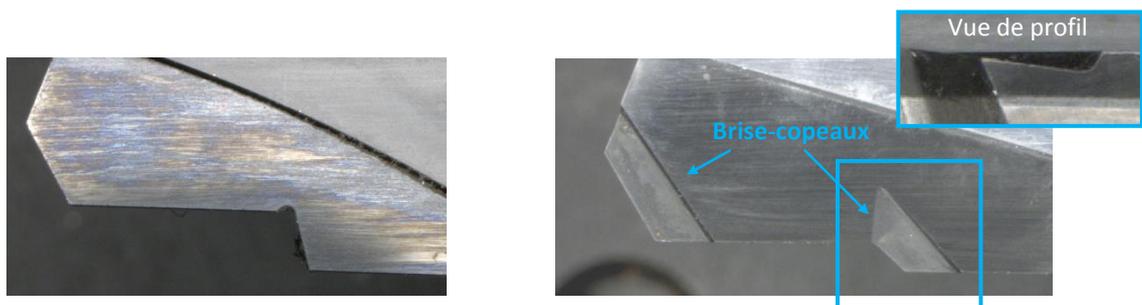


Figure 64 – Outil avec et sans brise-copeaux

L'étude de la formation du copeau a montré l'importance de la forme de la goujure et de l'arête de coupe. Il a été constaté que :

- Une goujure hélicoïdale est la mieux adaptée à la formation du copeau.
- Une arête de coupe complexe entraîne la formation de plusieurs copeaux qui seront amenés, par la suite, à s'entrechoquer et à s'amalgamer.
- Une longueur d'arête courte conduit à la formation de copeaux de type ruban.
- Le perçage de multi-matériaux, dans les conditions expérimentées, génère des copeaux longs.
- L'ajout de brise-copeaux, sur la face de coupe, permet de fragmenter le copeau.

Cependant, l'étude complète de la formation du copeau ne peut se faire sans l'analyse de la fonction complémentaire, concernant son évacuation.

6 Fonction « évacuation des copeaux »

6.1 Critère d'appréciation de la fonction « évacuation des copeaux »

On considère qu'une évacuation des copeaux sera performante si aucun bourrage dans les goujures ou entortillement des copeaux autour de l'outil ne sont observés. Pour cela, le copeau devra avoir à la fois une longueur et une morphologie adaptées à l'outil. Dans le cas contraire, la mauvaise extraction du copeau pourrait entraîner l'altération de l'état de la surface ou la casse de l'outil.

De manière générale, des copeaux courts et fractionnés sont faciles à évacuer lorsqu'ils sont associés à un système d'aspiration. Cependant, les matériaux ductiles, comme l'aluminium et le titane, sont difficilement fractionnables et forment donc des copeaux mi-longs ou longs. Un copeau mi-long se définit comme un copeau qui a été fragmenté après un certain nombre de tours de l'outil. Il atteint une longueur significative qui est fonction de la profondeur percée entre deux segmentations. Cette longueur ne sera pas favorable dans la mesure où elle va conférer au copeau la possibilité de s'arc-bouter ou de se coincer en remontant par les goujures et par conséquent à obstruer le passage, entraînant un bourrage de copeaux. Les copeaux longs seront donc préférables aux copeaux mi-longs.

6.2 Paramètres géométriques associés à la fonction « évacuation des copeaux »

La figure 67 représente deux exemples de corps d'outil communément utilisés pour le perçage de multi-matériaux : la géométrie carrée et la géométrie hélicoïdale. Ces deux corps sont qualifiés par leur angle d'hélice. La géométrie carrée est souvent associée à un angle d'hélice nul. Au-delà du type de corps outil, il est important de quantifier le volume de passage autorisé par les goujures. Pour cela, on étudiera un paramètre représentatif de la surface frontale de passage.

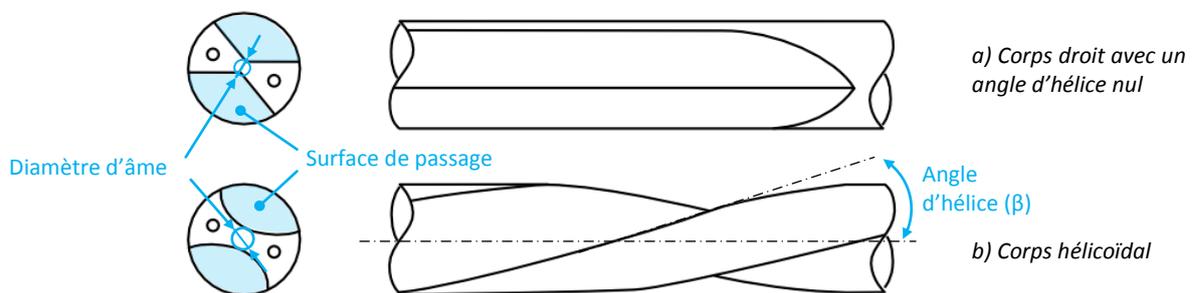


Figure 65 – Exemples de corps d'outil

6.2.1 Angle d'hélice

Pour maintenir un copeau hélicoïdal long, il est nécessaire de prévenir tout risque de rupture de l'enroulement. Le copeau devra donc, en plus de son déplacement axial, tourner en permanence sur son axe d'enroulement (figure 61).

Ces deux déplacements vont être conditionnés par trois forces résultant de la formation du copeau [66] :

- La force principale induite par la génération du copeau qui va aider à la remontée du copeau. Elle va également contribuer à la forme de la spirale dans la mesure où elle va contraindre le ruban de copeau à rester en contact avec la goujure et à en épouser sa surface.
- La force de frottement du copeau sur la goujure qui est la conséquence de l'action de la force principale. Cette force s'opposant à la remontée du copeau, il est donc important de l'atténuer soit en améliorant l'état de surface des goujures sur la zone de formation du copeau, soit en ralentissant l'écoulement du copeau en agissant sur les paramètres de coupe.
- La force de frottement du copeau sur la paroi du trou percé qui possède deux composantes (figure 61). La première est liée au déplacement axial de l'outil qui va favoriser la remontée du copeau. La deuxième composante résultant de la rotation de l'outil va, quant à elle, diminuer le rayon de la spirale de l'enroulement et accélérer le déplacement du copeau.

En complément de la maîtrise de ces trois forces, il est également essentiel que l'angle alpha formé entre la direction de l'écoulement du copeau et l'arête de coupe soit en adéquation avec l'angle d'hélice. Plus précisément, pour que l'évacuation se fasse dans des conditions satisfaisantes, l'angle θ représentant l'angle d'écoulement naturel du copeau (figure 60) doit être proche de l'angle d'hélice des goujures.

On peut exprimer l'angle θ de la manière suivante (figure 60) :

$$\theta = \frac{K_r}{2} - n = \frac{K_r}{2} - \sin^{-1} \left(\frac{(D - W_b) \cdot \sin \left(\frac{K_r}{2} \right)}{D} \right) \quad \text{Avec} \quad \begin{array}{l} W_b : \text{Diamètre de l'âme du foret} \\ K_r : \text{Angle de pointe} \\ D : \text{Diamètre de l'outil} \\ n : \text{Angle d'écoulement naturel} \end{array} \quad \text{Equation 4}$$

Lorsque l'on réalise une application numérique de cette équation à l'aide de valeurs standards, on obtient un angle θ de 31.8° ($D=9.52$; $K_r=135^\circ$; $W_b=3.5$). Cette valeur est confirmée expérimentalement par Benezech [34] préconise des outils ayant un angle de 30° pour percer des multi-matériaux.

Dans le cas d'un copeau de type ruban (cf. annexe A), on obtiendra généralement un copeau long étant donné que les conditions de maintien d'enroulement et d'adéquation entre l'angle d'écoulement / l'angle d'hélice ne s'appliquent pas. Cependant pour que ce type de copeau puisse être évacué correctement, il est indispensable qu'il ait une rigidité suffisamment élevée pour faire face aux éventuels obstacles [66]. Dans le cas contraire, on constatera qu'il aura tendance à s'enchevêtrer dans la goujure sous forme de pelote : il sera donc délicat voire impossible de l'évacuer même avec une aspiration. C'est ce que nous avons pu observer avec l'outil 4 (tableau 6).

6.2.2 Surface de passage

La surface de passage est définie lors du taillage des goujures. Les goujures sont limitées par le diamètre extérieur et celui de l'âme du foret. Lorsque le diamètre de l'âme devient trop important par rapport au diamètre à percer, la surface frontale de passage se réduit. Ceci entraîne une diminution de la place laissée aux copeaux pour s'évacuer. Toutefois, une forte réduction du diamètre de l'âme risque d'affaiblir l'outil (figure 68). Il est donc nécessaire d'optimiser le diamètre de l'âme en prenant la résistance mécanique minimale en fonction des sollicitations de coupe (torsion, compression, choc).

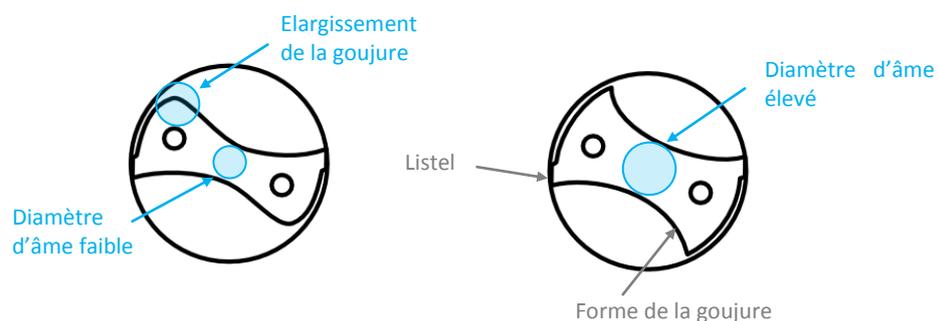


Figure 66 – Exemple de géométrie de la goujure

Pour offrir une grande surface frontale de passage, on agira sur la forme de la goujure. Celle-ci est obtenue par un balayage de la meule. Grâce à ce mode d'obtention, on pourra élargir la goujure dans des zones non fonctionnelles (figure 68).

La figure 69 compare le rapport entre la surface de passage et la surface frontale du perçage, pour différentes géométries de corps d'outil. Elle met en avant les différences que l'on peut obtenir.

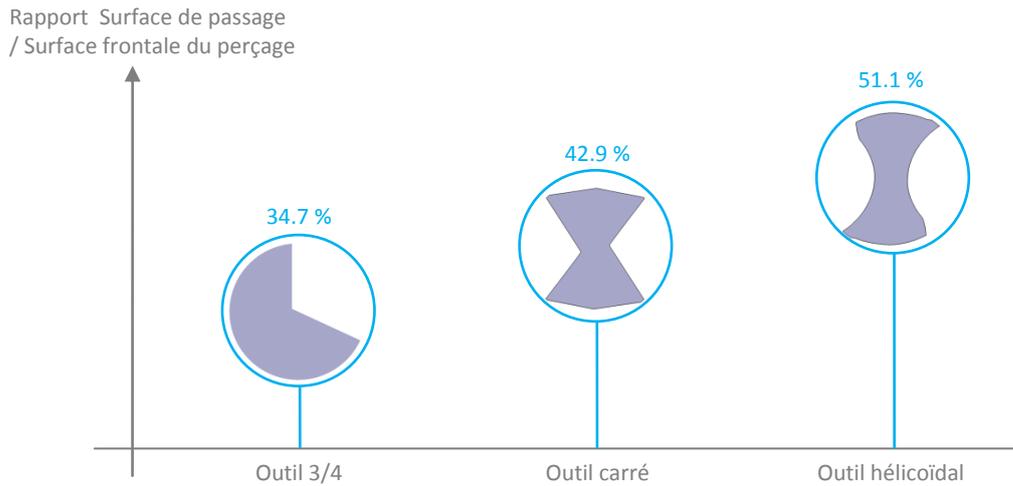


Figure 67 – Comparaison de la surface de passage pour différents corps d'outil

Ainsi l'étude de la fonction « évacuer le copeau » met en avant l'importance de l'angle d'hélice, du diamètre de l'âme et de la géométrie des goujures. Nous allons, à présent, faire l'étude de la dernière fonction traitant du maintien des performances de l'outil.

7 Fonction « maintien des performances de l'outil »

La dernière fonction concerne le maintien des performances de l'outil dans le temps. Cette fonction s'évalue suivant différentes échelles temporelles. La première témoigne de la condition de l'outil au cours du perçage d'un même trou. A cette échelle, il est possible d'observer des variations de performances sur une période courte, comme celles liées, par exemple, à des phénomènes instables (adhésion, collage) propres à l'usinage d'un type de matériau (ex : Aluminium, Titane). La deuxième échelle permet de suivre l'usure de l'outil sur plusieurs trous. A cette échelle sont étudiés des phénomènes plus lents, liés aux différents modes d'usure que nous aborderons par la suite. C'est au travers de cette dernière échelle que se définit, par exemple, la notion de durée de vie de l'outil.

7.1 Critère d'appréciation de la fonction « maintien des performances de l'outil »

L'évaluation de cette fonction peut se faire au travers d'un critère industriel qui est le coût du mètre percé (M_p). Ce critère consiste à faire le quotient du coût de l'outil par la longueur percée ($L_{percée}$) par cet outil.

$$M_p = \frac{\text{Coût outil}}{L_{percée}} \quad \text{Avec : } L_{percée} = Nb_{trous} \cdot \text{Epaisseur}_{percée} \quad \text{Équation 5}$$

Pour se concentrer uniquement sur la performance outil, on ne parlera que de la longueur percée ; Le coût outil étant tributaire de facteurs économique-commerciaux difficilement généralisables. On

utilisera également un critère plus adapté aux multi-matériaux : la longueur percée par matériaux. Ce deuxième critère permet de prendre en considération la part relative de chacun des matériaux présents dans l'empilage.

7.2 Paramètres géométriques associés à la fonction « maintien des performances de l'outil »

La différence d'usinabilité des matériaux mis en œuvre dans les empilages, oblige à faire des choix tant au niveau des paramètres de coupe qu'au niveau de la géométrie de l'outil pour garantir une coupe efficace dans chacun des matériaux présents. On comprend alors que la performance globale de l'opération de perçage est affectée par ces compromis.

Contrairement aux autres fonctions, la fonction « maintien de la performance » de l'outil n'est pas liée à une région particulière de l'outil. Cependant, les phénomènes d'usures qui la régissent, interviennent eux, sur des zones ciblées de l'outil. Avant de continuer, nous allons détailler chacun de ces modes d'usures.

7.3 Mécanismes d'usures

La dégradation d'outils coupants peut être classée en deux familles d'origines différentes : mécanique (déformation plastique, adhésion et abrasion) ou physico-chimique (diffusion et oxydation) [69]. Les paramètres et conditions de coupe, la définition de l'outil ainsi que la nature du matériau percé sont les trois paramètres régissant l'usure.

7.3.1 Usure par déformation plastique

Les déformations plastiques se produisent sous l'effet combiné des grandes pressions et des grandes températures générées pendant l'usinage. Elles sont localisées au niveau de la pointe, de l'arête de coupe principale et du bec de l'outil. A terme, les fortes sollicitations thermomécaniques appliquées vont entraîner un effondrement des différentes des zones de coupe. Ce mode d'usure est notamment visible lors de l'usinage du titane.

7.3.2 Usure par adhésion

Le phénomène d'arête rapportée se manifeste par le dépôt d'un amas de matière sur la face de coupe, l'arête et le listel, modifiant la géométrie initiale, le contact outil-copeau et l'angle de coupe. Le phénomène d'arête rapportée intervient lorsque le contact outil-copeau est de type collant. La face de coupe étant intimement liée au copeau, une phase solide de nature métallurgique complexe se forme [26], [64]. Comme l'arête rapportée a tendance à grossir, elle devient alors instable et finit par se briser. En se rompant, il arrive qu'une partie de l'arête se casse créant ainsi un bris d'outil [70].

Les arêtes rapportées se forment fréquemment pendant l'usinage des alliages métalliques, comme l'aluminium et le titane.

7.3.3 Usure par diffusion

L'usure par diffusion apparaît au-dessus d'une température donnée. La formation d'une couche limite entre l'outil de coupe et la pièce usinée facilite la diffusion des éléments métalliques et du carbone de l'outil vers le copeau, rendant le substrat plus friable en sous-couche. De même, des éléments de la pièce usinée infiltrent l'outil et diminuent sa dureté. Ce phénomène sera bien entendu réduit par la présence d'une couche barrière aux mécanismes de diffusion.

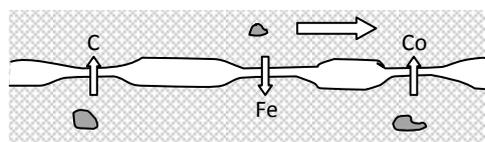


Figure 68 – Mécanisme d'usure par diffusion

7.3.4 Usure par abrasion

L'usure par abrasion est due à la présence de particules dures dans la matière usinée. De micro-copeaux sont ainsi arrachés à l'outil par ces éléments durs qui sont sans cesse renouvelés au cours de l'usinage [64], [70]. C'est le mode d'usure le plus courant à toutes les vitesses de coupe, car ces particules ne sont pas influencées par la cinématique relative outil/copeau. Par contre, l'abrasion aura d'autant plus d'effets que la température locale est grande. En effet, la hausse des températures de coupe, liée à la hausse des vitesses de coupe, entraîne une diminution de la résistance à l'abrasion des substrats (baisse de la dureté superficielle). L'effet de l'usure par abrasion est visible au niveau de la zone de coupe. Elle se traduit par l'apparition d'un cratère sur la face de coupe et de dépouille et une augmentation du rayon d'acuité des arêtes de coupe. Ce mode d'usure est caractéristique de l'usinage des composites mais aussi du titane [71].

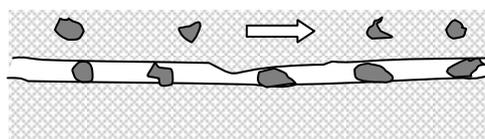


Figure 69 – Mécanisme d'usure par abrasion

7.3.5 Usure par oxydation

La matière de la pièce qui passe dans l'outil est constamment « régénérée » et la surface de l'outil est de même toujours renouvelée. Ces surfaces sont exposées à une oxydation permanente d'autant

plus active que la température est élevée. Il en résulte un cratère régulier au niveau de la face de coupe, sans déformation plastique.

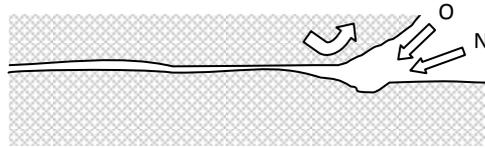


Figure 70 – Mécanisme d'usure par oxydation

7.3.6 Influence de la température

La figure 73, montre l'intensité des mécanismes d'usure en fonction de la température. Il apparaît que l'usure par adhésion est active sur une large plage de température de coupe. L'usure par abrasion semble également être indépendante de la température mais présente une intensité plus faible que l'usure par adhésion [72]. En revanche les mécanismes d'usure par oxydation, par diffusion et par affaiblissement plastique ne s'activent qu'aux hautes températures.

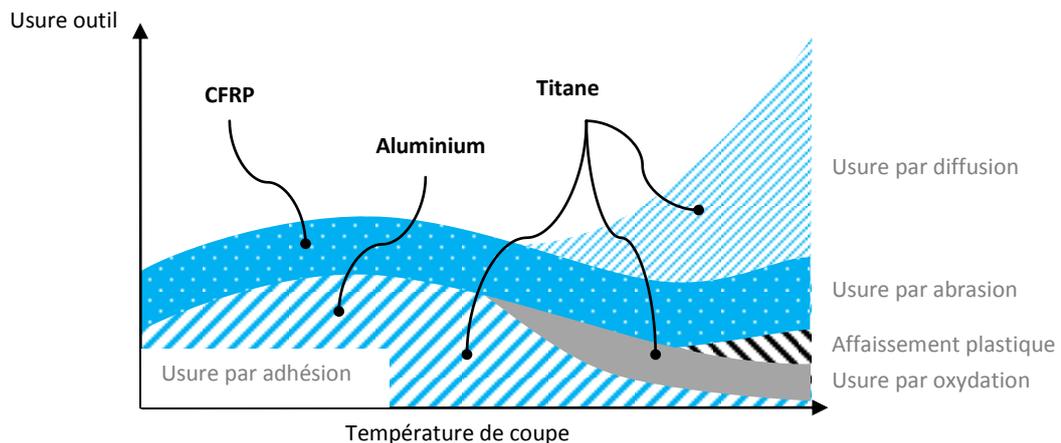


Figure 71 – Intensité de l'usure en fonction de la température

7.3.7 Classification des modes d'usures

Le tableau 7 résume l'influence relative des matériaux sur les différents types d'usure.

Type d'usure	CFRP	Aluminium	Titane
Usure par déformation plastique	0	+	++
Usure par adhésion	0	++	++
Usure par abrasion	++	0	+
Usure par action chimique	0	+	++

0 peu important
 + important
 ++ très important
 N/A Non applicable

Tableau 7 – Critères d'appréciation de la fonction « maintien des performances de l'outil »

L'étude détaillée de chacun de ces types d'usures fait apparaître l'importance de l'adhésion, de l'abrasion et de la température. On va alors chercher à ralentir ces actions combinées en choisissant dans un premier temps, la matière appropriée pour le corps de l'outil.

7.4 Les matériaux pour outils coupants

Les carbures de tungstène sont largement employés dans les forets utilisés pour le perçage de multi-matériaux. En effet, ils sont les seuls matériaux qui permettent de répondre de façon satisfaisante aux déformations, aux chocs, à une pression et à une température élevées. Les carbures cémentés forment une gamme de matériaux composites qui consistent en des particules de carbure durs liées entre elles par un liant métallique. La phase carbure représente en général 70 à 97 % du poids total du composite et la taille moyenne de ses grains se situe entre 0,4 et 10 μm . Le carbure de tungstène (WC), phase dure, associé au cobalt (Co), phase liante, forme la structure de base du carbure. En plus du carbure de tungstène pur (composition à base de cobalt) le carbure peut contenir dans des proportions variables du carbure de titane (TiC), du carbure de tantale (TaC) et du carbure de niobium (NbC). Les nuances ayant une teneur en liant se situant dans la plage de 3 à 15 % et des grains d'une taille moyenne inférieure à 1 μm ont une dureté, une résistance à la compression et une résistance à l'usure élevées [73]. Pour l'usinage de multi-matériaux composés de couches aluminium et composite, il sera recommandé d'utiliser un carbure à 6% de cobalt. Lorsque le multi-matériau comporte des couches de titane, il sera plus judicieux de passer à 10% de cobalt pour augmenter la résistance aux chocs.

Néanmoins, la littérature montre les limites de ces carbures vis-à-vis de la résistance à l'abrasion, à l'adhésion et à l'effet de la température dans le temps. L'emploi d'un outil revêtu s'avère alors inéluctable pour les applications multi-matériaux.

7.5 Les revêtements

Le principe du revêtement, consiste à déposer en surface de l'outil (appelé substrat), une ou plusieurs couches solides qui vont venir modifier localement les propriétés mécaniques (figure 72). Les différentes propriétés attendues pour les revêtements sont réunies dans la figure ci-après :

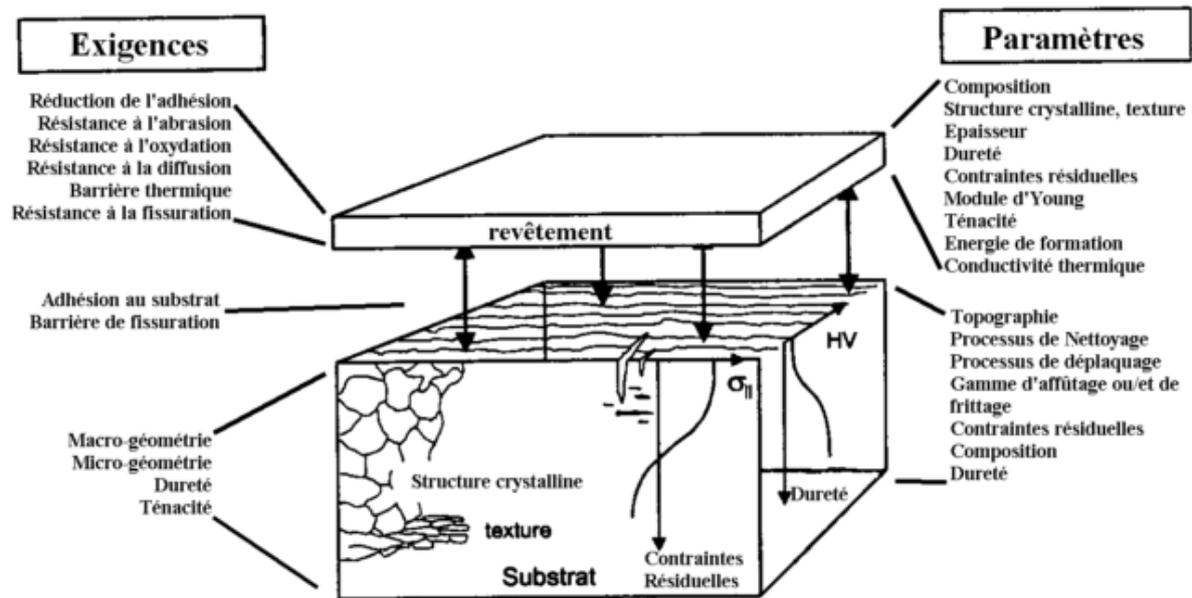


Figure 72 – Attentes d'un revêtement [70]

Les paramètres majeurs, influant sur la performance du revêtement sont sa composition, son épaisseur et sa faculté à accrocher le substrat. Ce dernier paramètre est étroitement lié à la topographie et à la micro-géométrie de la zone de coupe. L'ajout d'une opération de préparation d'arête s'avère être essentielle pour obtenir une surface de substrat propice à la tenue du revêtement. En effet, suivant le procédé utilisé, il est possible de maîtriser la granulométrie et l'acuité de la zone de coupe ; Mais également d'obtenir une bonne intégrité de l'arête qui permettra une bonne homogénéité du dépôt. On cherchera à avoir une granulométrie légèrement grossière pour permettre une accroche mécanique du revêtement. L'acuité d'arête ne devra pas être trop fine pour éviter une concentration de contrainte importante aux endroits où le rayon de courbure est faible. Au-delà de la qualité de la surface du substrat, l'épaisseur du revêtement contribue à son tour à la bonne tenue de celui-ci. Une épaisseur trop faible ($< 0.3 \mu\text{m}$) aura une mauvaise longévité face à l'abrasion. Néanmoins, une épaisseur importante ($> 4 \mu\text{m}$) présentera de fortes contraintes internes qui conduiront à un écaillage du revêtement à la suite de fortes sollicitations mécaniques. De plus, une forte épaisseur modifiera l'acuité d'arête locale. L'épaisseur optimale se fera en fonction des contraintes attendues mais aussi en fonction de la nature du revêtement. Il existe globalement quatre familles de revêtements [74] :

- Ceux à base de titane (ex : TiN, TiC) qui présentent souvent une phase métallique complétée par d'autres métaux tels que Al ou Cr, permettant d'améliorer la dureté ou la résistance à l'oxydation.
- Les Céramiques (Al_2O_3) qui présentent une résistance à l'abrasion et aux fortes températures.
- Les Diamants, (ex : CVD ou PVD diamant) qui confèrent une forte dureté et une excellente

résistance à l'abrasion.

- Les revêtements dits « lubrifiants », qui sont des revêtements durs avec un coefficient de frottement faible (ex : Métal-carbone amorphe).

Le choix de la nature du revêtement se fait en fonction de la composition de l'empilage. Dès lors que le multi-matériau comporte des couches de CFRP, on envisagera l'emploi d'un revêtement diamant. Si des couches épaisses de titane constituent également l'empilage, on s'orientera plutôt vers des revêtements titane (ex : TiAlN ou TiB₂).

L'ajout d'un revêtement apporte un bénéfice certain sur le ralentissement de l'usure outil, néanmoins sa performance s'avère limitée lors du perçage d'empilage CFRP-Aluminium et Aluminium-CFRP-Titane [75]. De nombreuses expérimentations démontrent l'importance de l'utilisation d'une lubrification adaptée [75], [76].

7.6 La lubrification

La lubrification consiste à ajouter un fluide au niveau de la zone de coupe. Ce fluide a pour fonction de lubrifier, de refroidir l'outil et d'aider à l'évacuation des copeaux [77]. Il existe deux types de lubrifications : par huile de coupe (huile entière ou émulsion) ou par micro-lubrification (vaporisation d'un mélange air-huile). Les émulsions permettent un excellent transfert de chaleur du fait de leur forte teneur en eau. Les huiles entières ont un fort pouvoir lubrifiant. Ces deux types d'huile de coupe permettent une évacuation efficace des copeaux. La micro-lubrification, quant à elle, ne permet pas d'atteindre le même niveau de performance. Néanmoins, ce type de lubrification permet de garder un environnement relativement peu pollué ; Il se présente donc comme une alternative à l'usinage à sec. C'est pour cela qu'il est privilégié pendant les opérations de perçage effectuées sur les structures aéronautiques. Indépendamment du type de lubrification, la diffusion du lubrifiant se fait de deux façons : de manière externe ou interne. Le confinement de l'opération de perçage amène à privilégier la lubrification interne dès que le diamètre outil est suffisamment grand pour l'intégration des canaux de lubrification dans le corps de l'outil.

7.6.1 Expérimentation de la lubrification

Nous avons réalisé 60 perçages dans du titane, avec un foret hélicoïdal de diamètre 11.1mm équipé d'une lubrification au centre outil (condition de coupe N : 525tr/min ; f : 0.08mm/tr). Au cours de cette série, le système de lubrification s'étant désamorcé accidentellement au 30^{ème} trous pendant 5 perçages, il nous a été permis d'observer l'influence de l'apport de la pulvérisation d'huile. La figure 75 montre incontestablement, qu'en absence de lubrification, la qualité de l'usinage se dégrade (augmentation de la rugosité et variation du diamètre). Il est également intéressant de noter que le

phénomène de dégradation des conditions de coupe (dû à l'absence de lubrifiant) est réversible dans une certaine mesure. En effet, dès que le système de lubrification se remet à fonctionner convenablement, le diamètre percé reprend des valeurs convenables.

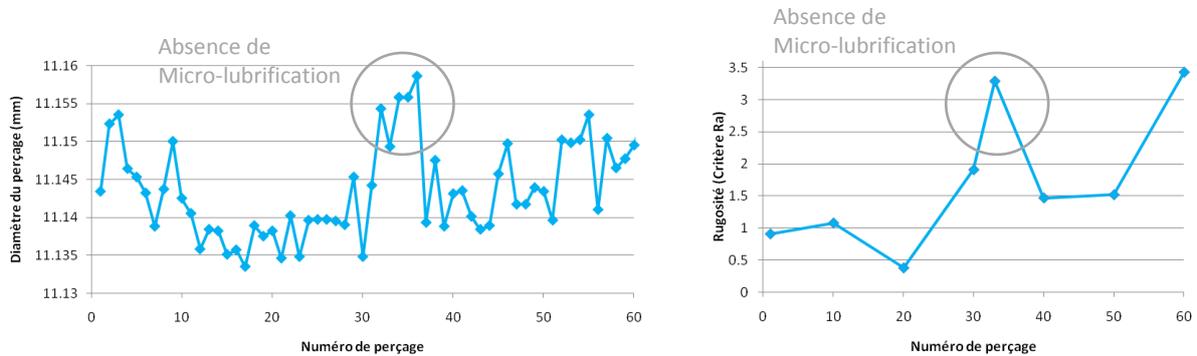


Figure 73 – Effet de l'absence de micro-lubrification sur la qualité du perçage

Les bénéfices dus à l'emploi de la micro-lubrification ont été longuement étudiés dans de nombreux articles [75], [78], [79]. Cependant, il n'a jamais été abordé la question de l'acheminement et de la diffusion du brouillard huileux lors de la lubrification par le centre outil.

7.6.2 Paramètres géométriques liés à l'acheminement de la micro-lubrification

L'acheminement de la lubrification par le centre outil se fait par l'intermédiaire de canaux internes. Ces trous de lubrification sont obtenus lors de la fabrication du barreau de carbure. Pour un brut destiné à un outil hélicoïdal à deux lèvres, ces trous sont définis par trois paramètres (figure 76) : le diamètre, l'entraxe, et l'angle d'hélice des canaux.

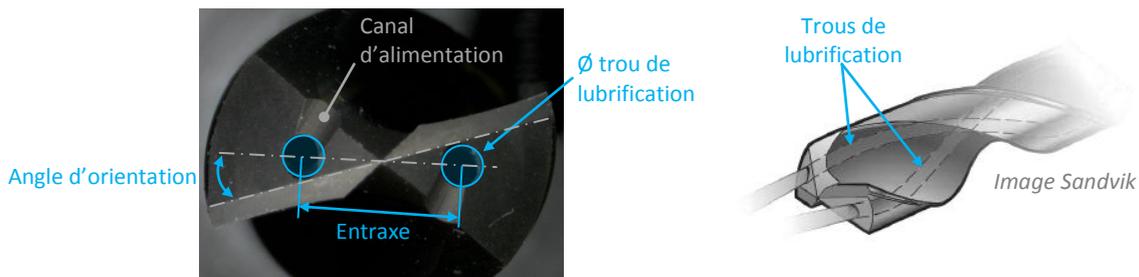


Figure 74 – Illustration d'un outil équipé d'un arrosage par le centre

Pour un fabricant d'outil non carburier, le choix de ces trois paramètres est limité par la gamme proposée par les carburiers, même si il est possible d'élaborer des barreaux sur mesure. On comprend alors que certains paramètres de taillage de l'outil seront affectés. C'est notamment le cas de l'angle d'hélice des goujures, qui doit être identique à celui des canaux. De même, l'entraxe peut interférer dans le choix de l'étagement de la pointe outil. Une fois ces trois premiers paramètres sélectionnés, il convient de positionner au mieux ces canaux par rapport à la zone de coupe. Pour

cela, on utilise un quatrième paramètre (l'angle d'orientation), qui permet de localiser angulairement les deux trous par rapport aux arêtes de coupe (figure 76). De manière générale, la lubrification débouche sur la seconde face de dépouille. L'ajout de canaux d'alimentation permet ensuite d'acheminer la micro-lubrification jusqu'à la zone de coupe.

Il est important de comprendre l'influence de la position des trous sur la performance de la lubrification. Il faut pour cela bien connaître l'effet de la lubrification dans la zone de coupe.

7.6.3 Influence de la position des trous sur la performance de la lubrification

Tout le monde s'accorde à dire que le lubrifiant sert à refroidir l'outil, à évacuer les copeaux et à lubrifier la zone de coupe. Weinert [77] montre l'effet positif de la micro-lubrification sur la température de l'outil. Néanmoins, le faible pouvoir calorifique du brouillard huileux et le confinement de l'opération de l'usinage mettent en doute l'action directe de refroidissement du lubrifiant. En sachant que la matière enlevée est la source la plus chaude de l'usinage, on peut alors penser que le lubrifiant, en améliorant le contact outil-copeau, limite la génération et la transmission de la chaleur ; D'où une température outil plus faible. En considérant cette hypothèse vraie, les trous de lubrification doivent permettre l'acheminement de l'huile vers la face de coupe.

Au-delà de l'acheminement du lubrifiant jusqu'à la zone de coupe, il est important d'analyser la condition de lubrification tout au long du perçage. Cela revient à vérifier qu'à chaque instant, les différentes zones de coupe sont bien lubrifiées (figure 77).

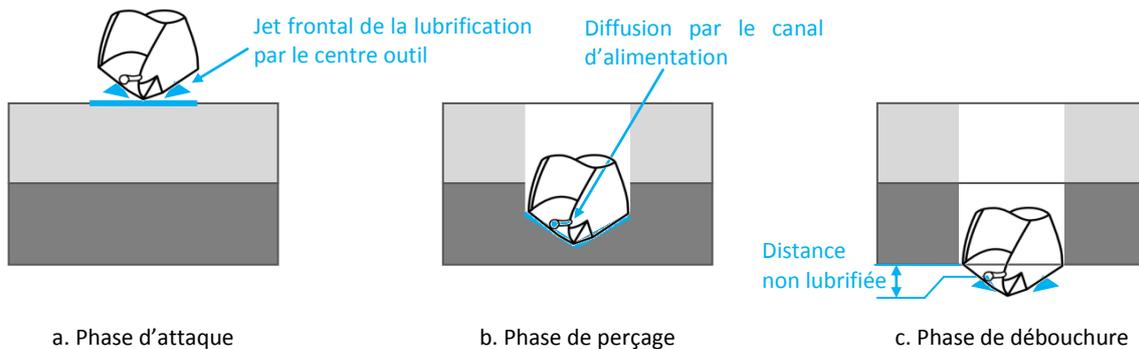


Figure 75 – Conditions de lubrification pour différentes phases de lubrification

Pendant la phase d'attaque du foret dans la matière, la position frontale des jets de lubrifiant va créer une pellicule d'huile et permettre la lubrification de l'outil. Pendant la phase de perçage, ces mêmes trous de lubrification vont être obstrués par la surface usinée. Le lubrifiant va alors accéder à la zone de coupe par l'intermédiaire de canaux d'alimentation. La phase de débouchure est la plus problématique. En effet, dès lors que les trous de lubrification vont sortir de la matière, la partie de l'arête de coupe restant en prise ne recevra plus de lubrification. En conséquence, il y aura une

distance de perçage qui sera effectuée à sec et qui participera à la formation de la bavure. Pour valider expérimentalement ce propos, deux essais de perçage ont été réalisés à iso-condition, avec deux géométries d’outils qui diffèrent uniquement par la présence d’un étage sur l’un d’eux. Ces deux perçages ont été filmés à l’aide d’une caméra thermique pour permettre de suivre l’évolution des gradients de température à la débouchure.

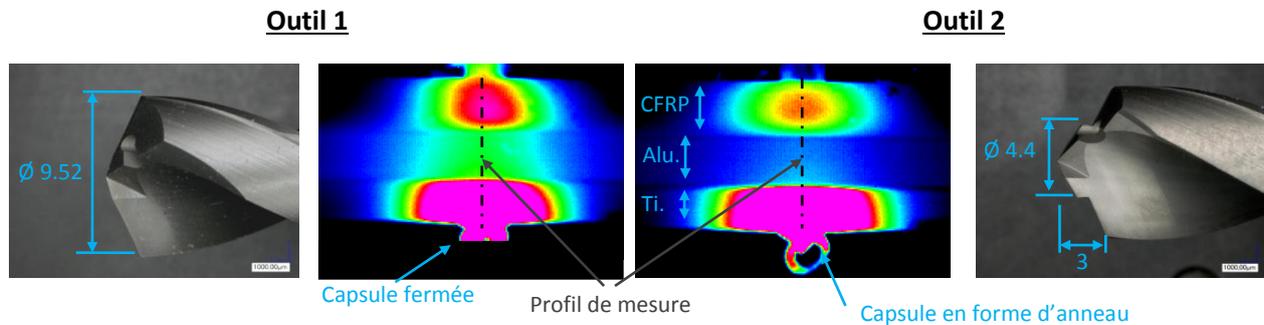
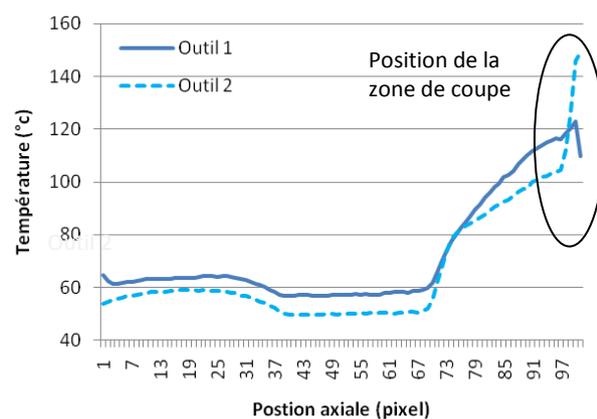


Figure 76 – Comparaison des profils thermiques à la débouchure

La figure 79b montre l’évolution de la température le long du profil de mesure lors de la phase de débouchure. En observant le niveau global de la température produit par l’outil 2, on note qu’il est plus faible que celui de l’outil 1. Ceci est dû à la présence d’un étage dans l’outil 2 qui permet de mieux répartir la chaleur générée par la coupe. Cependant, lorsque l’on se concentre uniquement sur les derniers millimètres du profil de mesure, on remarque une hausse significative de la température, en particulier pour l’outil 2.

Paramètre	Valeur
N (tr/min)	590
f (mm/tr)	0.038
Empilage	CFRP-Alu-Ti
Lubrifiant	Mélange huile + air
Quantité lub.	60 puls/min 30 mm ³ /puls

a) Paramètres expérimentaux



b) Evolution de la température le long du profil à la débouchure

Figure 77 – Observation des conditions de lubrification à la débouchure

Ce phénomène illustre parfaitement le problème de lubrification lors de la phase de débouchure. La différence marquée du phénomène d’augmentation de température à la débouchure entre les deux outils peut provenir de la forme de la capsule. Dans le cas de l’outil non-étagé, la capsule obtenue est

fermée. La formation de la capsule par la poussée du centre outil crée un pseudo réservoir d’huile et permet de maintenir un niveau convenable de lubrification pendant le reste de la débouchure de l’outil. Cependant la deuxième capsule produite par l’outil étagé présente un trou au centre, produit par le passage de l’étage. Lorsque l’étage est sorti de la matière, rien n’empêche la lubrification de s’échapper. Ainsi, la fin du perçage s’effectue sans lubrification pendant un temps donné. Ce temps est fonction de l’angle de pointe (K_r), de l’entraxe des trous (E_{trous}), du diamètre des trous de lubrification ($\phi_{trou\ lub}$) et de la vitesse de coupe. Ce temps s’exprime de la manière suivante :

$$T_{sec} = \frac{60. \tan\left(90 - \frac{K_r}{2}\right) \cdot (\phi_{outil} - E_{trou} + \phi_{trou\ lub}) / 2}{N f} \quad \text{Equation 6}$$

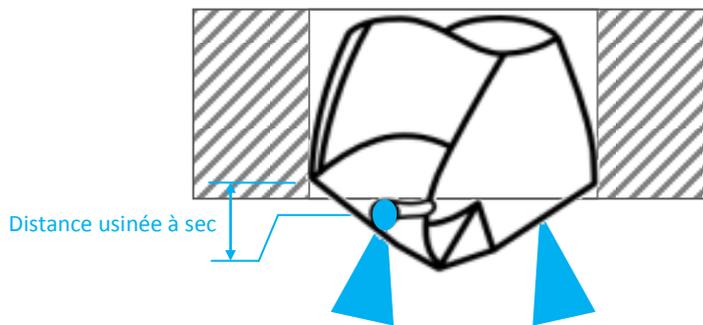


Figure 78 – Illustration du temps de perçage à sec

L’étude de la fonction « maintien des performances de l’outil » a tout d’abord permis de faire le lien avec les différents types d’usure. Ensuite, elle a mis en avant les paramètres influant sur la performance de l’outil. Parmi les plus importants, on retrouve le matériau outil, l’ajout d’un revêtement et la lubrification.

8 Synthèse du chapitre

Ce chapitre a présenté les différents paramètres clés à prendre en compte lors de la conception d’un outil destiné au perçage de multi-matériaux constitués de couches CFRP, aluminium et/ou titane. Cette conception peut se formaliser à l’aide d’une technique similaire à celle du FAST (Function Analysis System Technique). L’outil a donc été décomposé en cinq fonctions :

- Couper la matière
- Créer une surface fonctionnelle
- Former le copeau

- Evacuer le copeau
- Maintenir un même niveau de performance dans le temps

Pour chacune des fonctions identifiées, un ensemble de paramètres géométriques de l'outil a été associé. L'étude approfondie des fonctions a ensuite permis de dimensionner la géométrie de l'outil. Le tableau 8 récapitule les facteurs qui influent sur la performance de l'outil. Tous ces paramètres géométriques réunis conduisent à la définition d'un foret optimal pour le perçage de multi-matériaux.

Au moment de la rédaction de cette thèse, il n'a pas été possible de tester un outil ayant les mêmes caractéristiques que ceux définis par le tableau 8. De ce fait, certains résultats restent à ce jour non validés. Il sera nécessaire de réaliser des prototypes pour déterminer et vérifier la valeur des derniers paramètres non expérimentés, comme la taille de l'acuité d'arête et le diamètre de l'étage de la pointe outil.

L'outil défini par le tableau 8, reste perfectible sur de nombreux aspects tels que la lubrification, la formation et l'évacuation des copeaux. Néanmoins, la géométrie de l'outil ne peut pas, à elle-seule, parvenir à atteindre un bon niveau de performance. En conséquence, l'amélioration de la conception de l'outil doit être accompagnée par l'amélioration du procédé de perçage.

Nous allons constater par la suite que l'ajout d'un mode vibratoire au cycle de perçage semble apporter une réponse. Cette technique a fait l'objet d'une étude approfondie dont les résultats seront exposés au cours du chapitre suivant.

Paramètres	Valeurs cibles	Tolérances - limitations
Angle de coupe	10° mini	Résistance de l'arête (β)
Angle de dépouille	15° mini	Résistance de l'arête (β)
Géométrie de pointe	Amincissement d'âme et arête faucille de l'arête principale	-
Type de pointe	Etagée : 1 étage de longueur 15mm et une bonne répartition des diamètres	-
Angle de pointe	135°	130° < angle < 140°
Longueur de l'arête de coupe	Longue pour éviter la formation de copeau type ruban	-
Type de profil de l'arête principale	Style arrondi « Trumpet »	-
Taille du rayon de l'arête principale	Petit rayon (5 à 7 microns)	Resistance de l'arête
Evolution de la taille le long de l'arête principale	Uniforme	-
Microtopographie de la surface de l'arête de coupe de l'outil	Eviter les micro-bris	-
Préparation de bec	Chanfrein (angle + longueur petit)	Sans préparation
Rayon de bec	Grand rayon fonction du matériau	Petit rayon si pas de préparation de bec
Arête de coupe Listel	Acuité fine	-
Longueur listel	Court listel	-
Largeur listel	faible listel	Attention calibration du trou
Type de goujure	Hélicoïdale	
Angle d'hélice	30°	$\pm 5^\circ$
Diamètre d'âme	Faible	Résistance de l'outil en torsion, compression et choc
Surface de passage	Grande (élargissement des goujures)	-
Etat de surface de la goujure	Bonne rugosité	-
Brise-copeaux	Ajout d'une gorge sur la face de coupe	
Matière du corps d'outil	Carbure cémenté à 10% de Co si présence de Titane dans l'empilage sinon 6% de Co.	-
Revêtement	Si présence de CFRP dans l'empilage alors emploi d'un revêtement diamant. Si présence de titane dans l'empilage alors emploi d'un revêtement titane (ex : TiAlN ou TiB2).	-
Type de lubrification	Mélange huile – air	-
Mode de lubrification	Lubrification par le centre outil	-
Acheminement de la lubrification	Lubrifier les faces de coupe. Une précaution devra être faite à la débouchure de l'outil	-

Tableau 8 – Paramètres géométriques optimaux de l'outil

Chapitre 3 – Etude du perçage vibratoire

1 Objectifs du perçage vibratoire

Lorsque la configuration de l'assemblage des structures aéronautiques le permet, le sens de perçage permettant d'avoir la partie composite supportée par une partie métallique est privilégié [59]. Cette stratégie permet de limiter les risques de délaminage engendrés par un effort axial important. Néanmoins, ce choix nécessite une évacuation efficace des copeaux métalliques chauds générés lors de la coupe pour prévenir le bourrage de copeaux dans les goujures de l'outil (figure 81) qui entraîne une dégradation de l'outil et de la surface usinée, notamment dans la partie composite [80].

Trois grandes stratégies permettent d'évacuer efficacement les copeaux :

- Diminuer le flux de matière,
- Atténuer la friction entre l'outil et le copeau dans les goujures
- Empêcher la formation des copeaux longs.

Pour chacune de ces méthodes, quelques exemples de techniques vont être présentés.

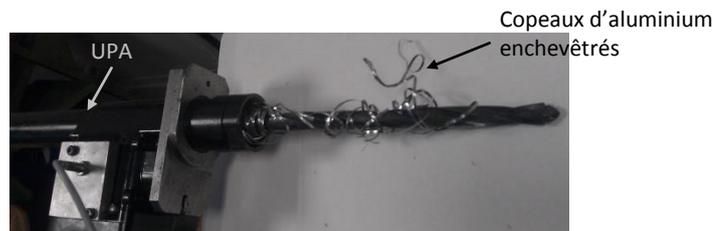


Figure 79 – Illustration d'un enchevêtrement de copeaux longs autour du foret lors du perçage d'un empilage CFRP/Aluminium

1. Diminution du flux de matière qui passe par les goujures

Le fait de diminuer le flux de matière passant par les goujures permet de limiter l'interaction entre le ruban de copeau et la surface générée. Deux techniques permettent de concrétiser cette idée :

- L'ajout d'une opération de pré-perçage qui permet d'enlever une partie du volume matière avant le perçage de finition [75].
- L'utilisation d'un outil trépan (figure 82) dont la particularité est d'évacuer une partie de la matière sous forme de carotte et non de copeaux [40]. Cependant, cette technique reste à ce jour non applicable aux matériaux métalliques.

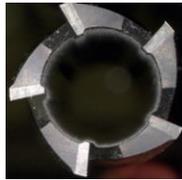


Figure 80 – Exemple d'un outil trépan (ISCAR)

2. Atténuation de la friction entre l'outil et le copeau dans les goujures

Cette stratégie consiste à faciliter le transport du copeau s'écoulant au travers des goujures. On cherchera alors à atténuer la friction entre l'outil et le copeau dans les goujures [81]. Cette idée suggère d'utiliser des géométries de goujure offrant le plus grand volume de passage et d'améliorer les conditions tribologiques à l'interface outil/copeau à l'aide d'un revêtement, d'une finition glacée de la goujure et d'une lubrification adaptée (Minimum Quantity Lubrication, micro-lubrification ou High Quantity Lubrication).

3. Prévention de la formation des copeaux longs

La dernière stratégie consiste à limiter la formation des copeaux mi-longs et longs. On essaiera d'agir, en premier lieu, sur la conception de l'outil. On pourra donc prévoir des améliorations de la conception de l'outil [82] comme par exemple en intégrant des géométries brise-copeaux. Cette technique s'avère peu efficace pour les matériaux ductiles. Il conviendra alors d'intervenir à tous les niveaux de paramétrage du process, notamment :

- En ajustant les paramètres de coupe et en particulier la vitesse d'avance.
- En utilisant des procédés alternatifs au perçage axial, comme le perçage orbital. Cette méthode, équivalente à du contourage par interpolation hélicoïdale, permet d'obtenir une coupe discontinue [83]. Les copeaux résultant de ce mode de coupe seront obligatoirement courts. Denkena [84] propose une cinématique qui permet l'intégration du perçage orbital dans une UPA. Cependant les temps de cycle sont beaucoup plus longs qu'en perçage axial.
- En intégrant des cycles spécifiques au perçage. On retrouve typiquement le cycle de débouillage qui permet d'interrompre cycliquement la coupe au fur à mesure de l'avancée de l'outil dans la matière. Il est donc possible de réguler la longueur des copeaux générés en agissant, par programmation, sur la période entre deux interruptions. Néanmoins, ces cycles sont exclusivement réservés aux machines à commande numérique (MOCN) car ils nécessitent de piloter l'avance indépendamment de la rotation de la broche. Il existe, cependant, une alternative à ces cycles. Dans les années 50, le professeur N. Poduraev a proposé l'assistance de la coupe par des vibrations à basse fréquence pour les opérations de perçage [57]. Contrairement aux cycles programmés, le perçage vibratoire est dû à un système mécanique imposant à l'outil une oscillation axiale régulière.

De part sa simplicité et son adaptation au contexte industriel, la solution technique du perçage vibratoire a été retenue pour répondre à la problématique de l'évacuation du copeau métallique. Le deuxième intérêt de la technique du perçage vibratoire est de permettre une diminution de la température de la zone de coupe, comme nous le verrons par la suite.

Ce chapitre nous amènera à étudier en détail l'impact du mode vibratoire sur la morphologie du copeau et sur la température de la zone de coupe. Cependant, avant d'entrer dans le détail des bénéfices du vibratoire, il est important de comprendre le fonctionnement du système qui génère les oscillations.

2 Choix du système vibratoire

Le système vibratoire donne à l'outil un mouvement axial alterné complémentaire au mouvement d'avance continu. Ce mouvement vibratoire se caractérise par l'amplitude et la fréquence des oscillations. Pour générer les vibrations, le système utilisé va, soit diminuer la raideur axiale de l'ensemble usinant (excitation libre), soit imposer le déplacement de l'outil (excitation forcée).

Dans le premier cas, l'ensemble usinant, moins rigide axialement, va être plus sensible au broutement généré par l'usinage [81], [85]. Ce broutement entraîne des micro-vibrations, qui vont, grâce à la présence du système vibratoire, être amplifiées et entretenues : on parle alors de perçage vibratoire auto-entretenu. Industriellement ce système est délicat à intégrer de manière robuste.

Dans le deuxième cas, le système vibratoire va ajouter un déplacement alternatif au mouvement d'avance. L'excitation à l'origine du déplacement vibratoire peut provenir de différentes technologies. Parmi les plus répandues, on retrouve les systèmes piézoélectriques, électromagnétiques, hydrauliques, à engrenage non-circulaire, à cames, etc. [86–89].

Le choix de la technologie va dépendre de la fréquence d'excitation et de l'amplitude souhaitées. On peut scinder les oscillateurs en deux grandes familles : les oscillateurs à hautes fréquences - basses amplitudes et ceux à basses fréquences - fortes amplitudes (figure 81).

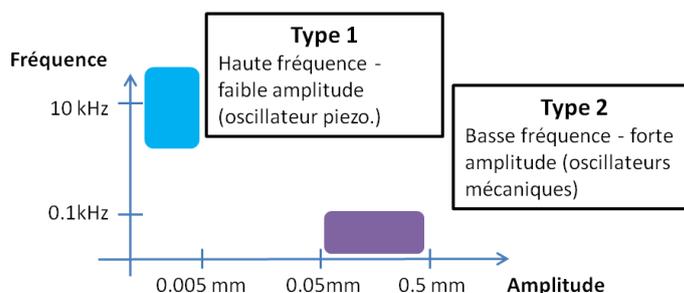


Figure 81 – Domaine de réglage des paramètres vibratoires [90]

Dans le cas des UPA pneumatiques, l'absence d'énergie électrique, les contraintes de poids et d'encombrement restreignent considérablement le choix de la technologie. Nous nous sommes alors orientés vers un système à excitations forcées mécaniquement à l'aide d'une came.

3 Présentation d'un système vibratoire forcé à came pour UPA

Le principe du système vibratoire proposé par MITIS [8] consiste en une cage à rouleaux (S1) comprise entre deux bagues (S0 et S2) (figure 84). Ce système peut s'apparenter aux butées à rouleaux dont l'une des deux bagues ondulée (S2). Cette dernière est entraînée en rotation alors que la bague lisse reste fixe (S0). Un ensemble de rondelles élastiques (non représentées sur la figure 84) permet de maintenir le contact entre le galet et la came. Ainsi les variations de hauteur de la bague ondulée vont induire un mouvement de translation axiale alternatif qui va se superposer au mouvement d'avance de l'outil et provoquer une fragmentation du copeau.

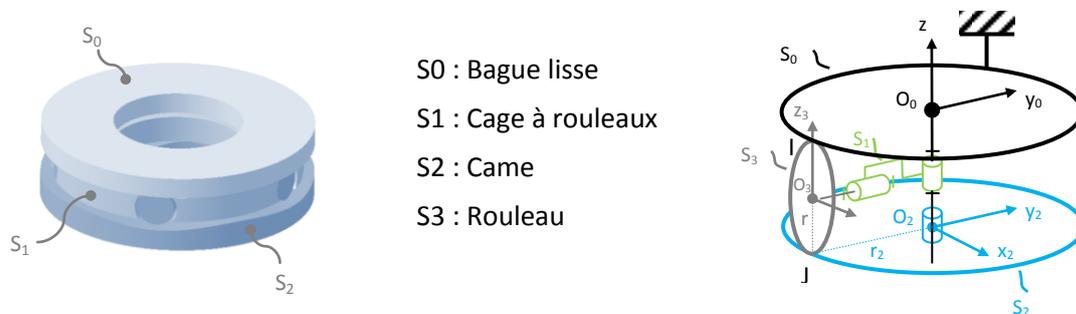


Figure 82 – Système vibratoire MITIS (Concept SINEHOLING®)

4 Modélisation analytique du perçage vibratoire utilisant le système MITIS

4.1 Objectifs de la modélisation

Connaitre la section de matière à couper est une information capitale pour l'étude de la coupe des matériaux métalliques. Lors d'une opération de perçage sans système vibratoire, la section de matière s'obtient directement par l'intermédiaire de l'avance par dent. Cependant, il en est autrement dans le cas du perçage vibratoire. En effet, deux paramètres permettent de caractériser une came : le nombre d'ondulations de la came et l'amplitude de ces ondulations. En fonction des paramètres de la came et ceux de la coupe (V_f), la morphologie du copeau fractionné sera différente (secteur angulaire, épaisseur, longueur). L'objectif de la modélisation proposée est donc d'établir les différentes relations permettant de lier la morphologie du copeau fractionné aux paramètres de la came et de la coupe.

Dans un premier temps, nous allons chercher à modéliser le système oscillant seul, de manière à trouver la relation entre le déplacement axial du solide S2 et sa vitesse de rotation. Dans un second temps, nous utiliserons la modélisation cinématique du système oscillant pour exprimer la position axiale de l'outil en fonction de sa position angulaire et ce, pour différentes intégrations du système vibratoire dans l'UPA.

4.2 Modélisation cinématique du système oscillant

Dans cette partie, nous allons modéliser le système oscillant dans la configuration où la bague ondulée est tournante et la bague lisse fixe.

4.2.1 Variables du système

Les paramètres intervenant dans la modélisation sont énumérés ci-dessous (figure 84) :

$\dot{\theta}$	Vitesse de rotation de l'outil (tr/min)	n_z	Nombre de dents de l'outil
$\dot{\theta}_1$	Vitesse de rotation de la cage (tr/min)	f	Avance (mm/tr)
$\dot{\theta}_2$	Vitesse de rotation de la bague ondulée (tr/min)	p	Pas du filetage de la broche (mm)
$\dot{\theta}_3$	Vitesse de rotation d'un rouleau (tr/min)	\dot{z}	Vitesse d'oscillation axiale (mm/s)
$\dot{\theta}_b$	Vitesse de rotation de la broche (tr/min)	a	Amplitude de la came (mm)
r_2	Rayon de roulement (mm)	$\bar{\alpha}$	Angle α moyen de la tangente à la came
r_3	Rayon d'un rouleau (mm)	f_{vib}	Fréquence vibratoire de l'outil (Hz)

4.2.2 Hypothèses simplificatrices

On admettra les hypothèses suivantes (figure 84) :

- Les solides {0, 1, 2, 3} seront considérés indéformables.
- Le roulement entre S2/S3 en J et entre S0/S3 en I est sans glissement.
- Les points de contact entre les deux bagues appartiennent au même cylindre.

4.2.3 Mise en équation du système vibratoire

A chacun des solides {0, 1, 2, 3} sera associé le torseur cinématique suivant :

$$\begin{aligned}
 \left[\mathbf{V}_{S1/S0} \right]_{O_1} &= \left. \begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega}_{S1/S0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_1 \end{Bmatrix} \\ \overrightarrow{V}_{O_1 S1/S0} = \vec{0} \end{array} \right|_{R_1} ; & \left[\mathbf{V}_{S3/S0} \right]_I &= \left. \begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega}_{S3/S0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \dot{\theta}_3 \\ \dot{\theta}_1 \end{Bmatrix} \\ \overrightarrow{V}_{O_3 S3/S0} = \vec{0} \end{array} \right|_{R_1} ; & \left[\mathbf{V}_{S2/S0} \right]_{O_2} &= \left. \begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega}_{S2/S0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1 \end{Bmatrix} \\ \overrightarrow{V}_{O_2 S2/S0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{z} \end{Bmatrix} \end{array} \right|_{R_1}
 \end{aligned}
 \tag{Equation 7}$$

Le déplacement axial du système peut s'exprimer de la manière suivante (cf. annexe B) :

$$z(\theta_2) = \frac{a}{2} \cdot \sin(n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot \theta_2) \quad \text{avec : } p_2 = \frac{\cos\left(\frac{\theta_2 - \frac{L(\theta_2)}{2}}{r_2}\right)}{1 + \cos\left(\tan^{-1}\left(\frac{n_1 \cdot a}{\pi}\right)\right)}$$

Equation 8

On peut également exprimer la fréquence de vibration du système par la relation suivante (cf. annexe B) :

$$f_{vib} = n_1 \frac{(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1)}{60} = n_1 \frac{\dot{\theta}_2 \cdot (1 - p_2)}{60}$$

Equation 9

4.2.4 Commentaires sur la conception du système vibratoire

On remarque que la conception du système à came ondulée va induire une anomalie fréquentielle. En considérant le cas où les deux bagues (S1) et (S2) seraient plates (système équivalent à une butée axiale), la distance parcourue par le point de contact J entre bague fixe (S2) et le rouleau (S3) serait strictement le double de celle parcourue par le point de contact I, du fait de la rotation du solide S1.

On obtiendrait alors la relation suivante : $\dot{\theta}_1 = \frac{\dot{\theta}_2}{2}$

$$\text{D'où : } (\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1) = \dot{\theta}_2 \cdot \left(1 - \frac{1}{2}\right) = \dot{\theta}_2 \cdot (1 - p_2)$$

Equation 10

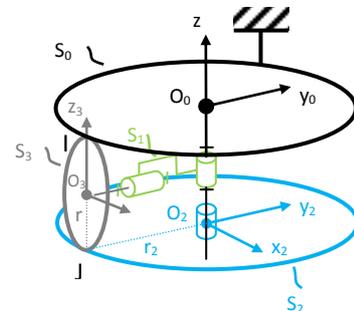


Figure 83 – Schéma cinématique d'une butée axiale

Les fréquences de rotation des deux solides seront alors déphasées d'une moitié de période. Néanmoins les mouvements de rotations resteront bien synchrones au cours du temps car p2 est un nombre rationnel.

En revanche, lorsque le solide (S2) devient ondulé, le différentiel de distance parcourue par les points I et J n'est plus multiple de 2. On obtiendra alors un retard (désynchronisation) en plus du déphasage. Le retard est quantifiable au travers du coefficient p2 qui est un nombre irrationnel. Le tableau 9 ci-dessous exprime p2 pour différentes cames. On constate que la désynchronisation sera quasi inexistante pour une came à 3 lobes et 0.2mm d'amplitude.

Amplitudes (mm)	0.05	0.1	0.15	0.2	0.25
3 lobes	0.4931	0.4946	0.4970	0.5001	0.5038
4 lobes	0.4965	0.4987	0.5020	0.5063	0.5113
5 lobes	0.4983	0.5013	0.5058	0.5116	0.5183

Tableau 9 – Valeurs du paramètre p_2 pour différentes cames.

4.3 Mise en équation du déplacement axial de l’outil lors d’un perçage vibratoire

4.3.1 Intégration du système vibratoire dans l’UPA

Le système MITIS peut s’intégrer de quatre façons différentes en fonction de l’UPA utilisée (cf. tableau 10) :

Config.	Élément moteur	Entraînée par
1	Came	Pignon d’avance
2	Came	Pignon de broche
3	Rondelle plate	Pignon d’avance
4	Rondelle plate	Pignon de broche

Tableau 10 – Différentes intégrations du système vibratoire

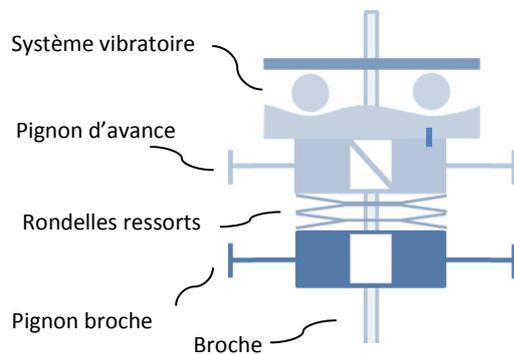


Figure 85 – Intégration du système MITIS dans l’UPA électrique (configuration 1)

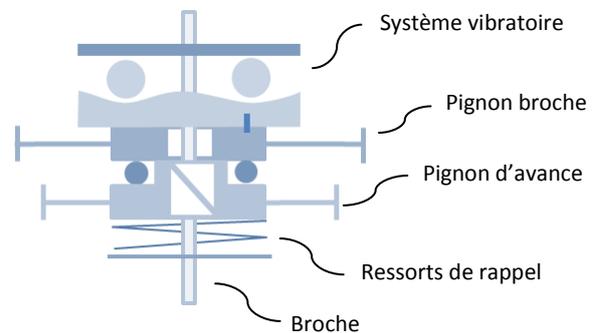


Figure 84 – Intégration du système MITIS dans l’UPA pneumatique (configuration 2)

Dans le cas de l’UPA électrique A3DE [91], la came ondulée est entraînée par le pignon d’avance (figure 876). La fréquence de rotation du pignon d’avance étant différente de celle du pignon de broche, on observera alors un second déphasage entre le mouvement de rotation de la broche et le mouvement vibratoire axial. Pour déterminer ce déphasage, on va chercher à déterminer la vitesse de rotation de la came ($\dot{\theta}_2$) en fonction de la vitesse de la broche.

La vitesse de rotation de la came ($\dot{\theta}_2$) peut s'exprimer en fonction de la vitesse de rotation de la broche ($\dot{\theta}_b$) de la manière suivante :

$$\dot{\theta}_2 \cdot f = p \cdot (\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_b) \quad \text{Equation 11}$$

$$\dot{\theta}_2 = \left(\frac{f}{p} + 1 \right) \cdot \dot{\theta}_b = p_1 \cdot \dot{\theta}_b \quad \text{On appellera : } p_1 = \left(\frac{f}{p} + 1 \right)$$

Dans le cas de l'UPA pneumatique [92], la came étant entraînée par le pignon de broche, celle-ci tournera donc à la même vitesse que la broche (figure 867). Nous n'aurons donc pas de déphasage ($p_1 = 1$).

4.3.2 Modélisation du déplacement de l'outil

Le mouvement de coupe vibratoire de l'outil est la somme du mouvement de coupe induit par la cinématique machine et d'un second déplacement imposé par le système vibratoire (figure 88). On négligera les phénomènes dynamiques et les amortissements qui agissent sur l'amplitude des oscillations.

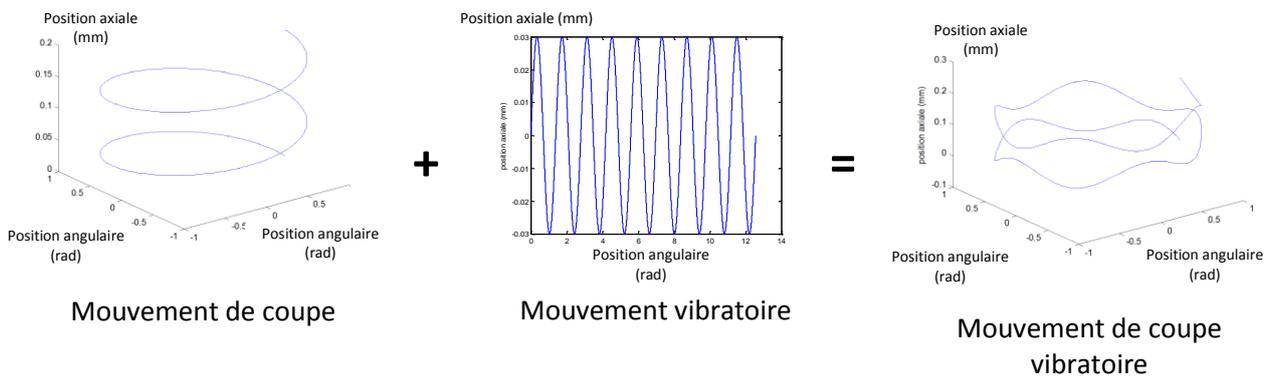


Figure 86 – Composition du mouvement de coupe vibratoire

La position axiale de l'outil en fonction de la position angulaire de l'outil peut alors s'exprimer de la manière suivante :

$$z_{\text{outil}}(\theta) = \underbrace{\frac{f_z}{2\pi} \cdot \theta}_{\text{Mouvement de coupe vibratoire}} + \underbrace{\frac{a}{2} \cdot \sin(n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \theta)}_{\text{Mouvement de coupe}} \quad \text{Equation 12}$$

4.4 Modélisation du copeau fractionné en fonction de la position de l'outil

La morphologie d'un copeau fractionné se définit par deux paramètres : le secteur angulaire et l'épaisseur (appelée également section) (figure 89).

Basé sur les travaux de Deyvan [93], l'algorithme décrit en annexe C permet de simuler la morphologie du copeau en fonction de la position angulaire de l'outil et des différents paramètres d'usinage (avance, paramètre vibratoire, outil etc..).

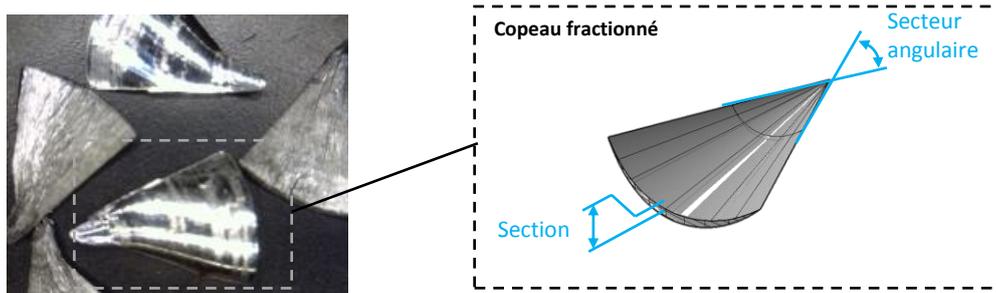


Figure 87 – Illustration d'un copeau fractionné

La section du copeau s'obtient en déterminant le minimum entre la position de la surface à usiner et la position de l'arête de coupe usinant à chaque position angulaire de l'outil. On appelle « la surface à usiner » la position axiale de la surface que l'outil doit couper à un instant du perçage. Cette surface résulte du passage de n lèvres.

Il est alors possible de déterminer l'épaisseur maximale du copeau ($\max(Copeau(\theta))$) et le secteur angulaire du copeau en étudiant la périodicité de la variable $Copeau(\theta)$. La figure 90 ci-dessous montre une représentation graphique du résultat d'une simulation de la morphologie.

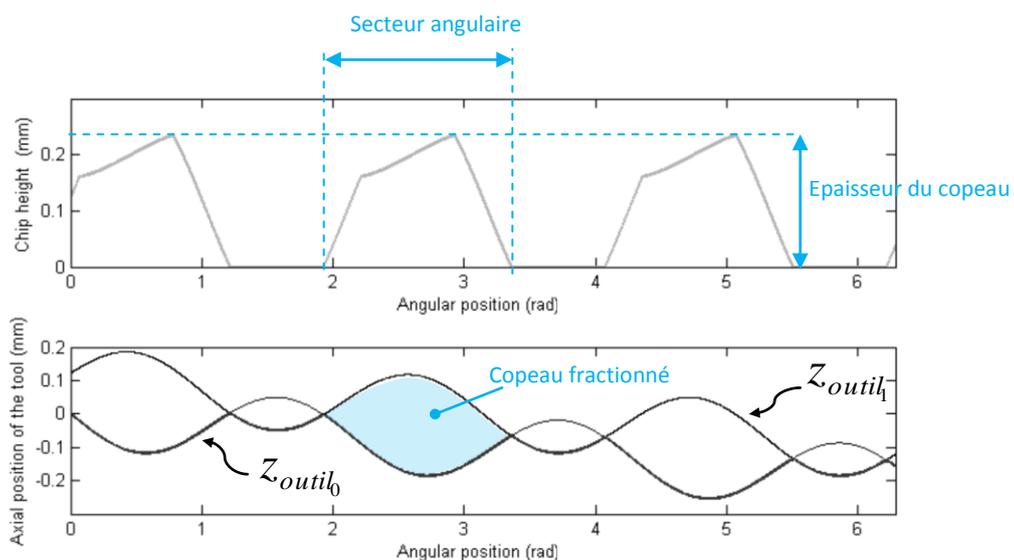


Figure 88 – Simulation de la morphologie d'un copeau
(Avance 0.2 mm/tr - outil 2 dents et came 5 lobes x 0.2 mm d'amplitude)

4.5 Validation expérimentale du modèle

La validation expérimentale du modèle consiste à vérifier que la position instantanée de l'outil calculée correspond bien à celle obtenue expérimentalement.

Dans le cas d'une UPA pneumatique, il est difficile de vérifier la justesse du modèle du fait de la conception compacte et entièrement mécanique de l'UPA. Il est alors délicat d'accéder aux éléments mobiles (notamment la broche) pour mesurer le déplacement des différents organes en mouvement afin d'en déduire la position instantanée de l'outil. Dans le cas d'une UPA électrique, il est plus aisé de valider le modèle car il est possible d'obtenir les déplacements des pignons d'avance et de rotation en fonction du temps à partir des différents capteurs de la machine.

Malgré les différences entre les deux UPA, une même démarche a été employée pour le contrôle la robustesse du modèle :

- Premièrement, nous avons cherché à vérifier la pertinence de l'hypothèse du roulement sans glissement émise lors de la modélisation du système vibratoire. Pour cela, nous avons mesuré la fréquence de vibration lors d'un perçage en effectuant une FFT sur les signaux d'efforts.
- Deuxièmement, nous avons tâché de vérifier que les amplitudes imposées par le système vibratoire n'étaient pas amorties par des phénomènes parasites. Pour vérifier ceci, nous avons analysé à la fois les signaux d'efforts et la morphologie des copeaux obtenus pour différentes configurations de perçage.

4.5.1 Validation dans le cas de l'UPA pneumatique

La validation sur UPA pneumatique s'est faite au travers de plusieurs essais dans du titane (TA6V), en utilisant trois cames différentes. Les choix de l'UPA pneumatique et du titane résultent de la volonté de se rapprocher d'une situation industrielle en lien avec le projet U2MI. Le détail des paramètres opératoires est décrit dans le tableau 11 ci-dessous :

Configuration	Configuration 0	Configuration 1	Configuration 2	Configuration 3
Dispositif exp.	Thermique 1			
Outil	Outil hélicoïdal - Ø11.1 (Réf. 20)			
Lubrification	Alumicut			
Matière percée	Titane (18mm)			
N (tr/min)	620			
f (mm/tr)	0.058			
Came	Sans	3 lobes 0.1 mm	3 lobes 0.2 mm	5 lobes 0.2 mm

Tableau 11 – Conditions expérimentales

4.5.1.1 Présentation des résultats théoriques

La fréquence de vibration théorique s’obtient à partir de l’équation introduite précédemment. Le tableau 12 ci-dessous fait apparaître à la fois la valeur des différents paramètres et la valeur de la fréquence de vibration théorique.

	3 lobes – 0.1mm	3 lobes – 0.2mm	5 lobes – 0.2mm
p_1	1	1	1
p_2	0.4946	0.5001	0.5116
$f_{vib} = n_1 \frac{\dot{\theta}_b \cdot p_1 \cdot (1 - p_2)}{60}$	15.67	15.16	25.24

Tableau 12 – Détail du calcul de la fréquence vibratoire pour les 3 cames expérimentées

Les graphiques de la figure 91 ci-dessous présentent la simulation de la morphologie du copeau pour les 4 configurations vibratoires expérimentées.

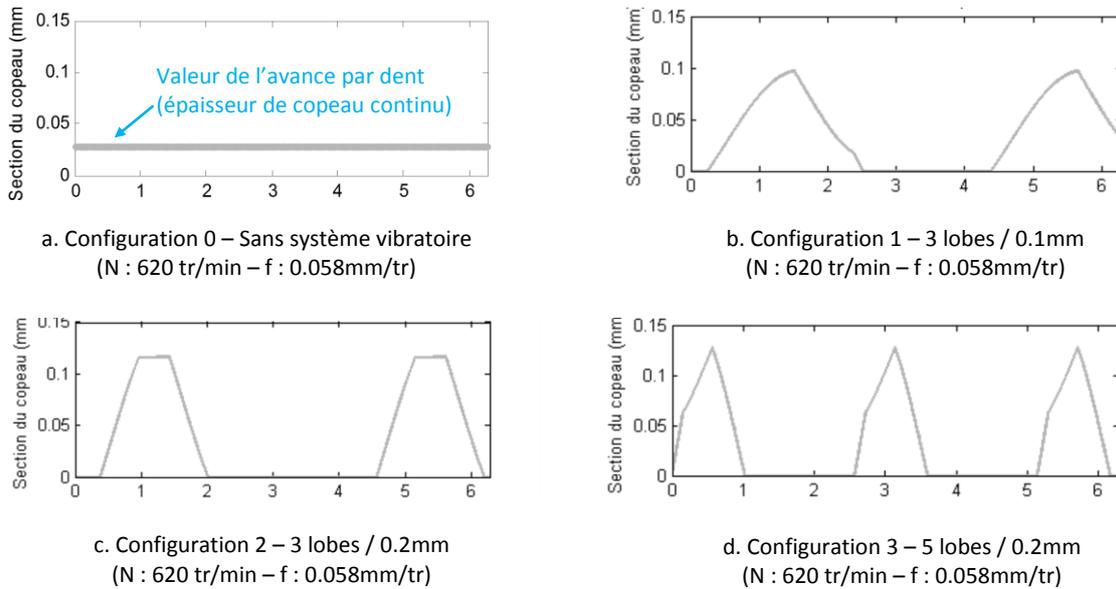


Figure 89 – Simulation de la morphologie du copeau pour les 4 configurations expérimentées

On remarque que dans les trois configurations expérimentées en mode vibratoire, la section du copeau s’annule pendant un laps de temps (période de « non coupe »). On s’attend donc à obtenir dans chacun des cas un copeau fragmenté.

4.5.1.2 Confrontation des résultats expérimentaux et théoriques

La série de perçages effectués dans du titane suivant les conditions explicitées précédemment, a permis d’obtenir dans chacun des cas, les efforts axiaux et les moments générés par la coupe. Ces mesures serviront d’indicateurs pour valider et affiner le modèle.

Le tableau 13 ci-dessous expose les résultats obtenus pour les différentes configurations testées.

	Sans vibratoire	3 lobes – 0.1mm	3 lobes – 0.2mm	5 lobes – 0.2mm
Fréquence vibratoire mesurée	-	15.0 Hz	15.2	25.4 Hz
Morphologie du copeau	Copeau continu	Copeau continu	Copeau fractionné	Copeau fractionné
				
	Epaisseur : 0.03mm Secteur ang. : N/A	Epaisseur : 0.18mm Secteur ang. : N/A	Epaisseur : 0.03mm Secteur ang. : 90deg	Epaisseur : 0.11mm Secteur ang. : 45deg
Effort axial (N)	600 N	Max : 800N	Max : 1000N	Max : 1100N
		Moy : 600N	Moy : 530N	Moy : 550N
		Min : 400N	Min : 50N	Min : 0N
Moment axial (N.m)	2.5 N.m	Max : 5 N.m	Max : 6 N.m	Max : 6 N.m
		Moy : 3 N.m	Moy : 3 N.m	Moy : 3 N.m
		Min : 1 N.m	Min : 0 N.m	Min : 0 N.m

Tableau 13 – Résultats obtenus pour les 4 configurations expérimentées

On remarque en premier lieu que la fréquence de vibration prédite est en accord avec celle mesurée et ce pour les 3 configurations testées. Ainsi, l'hypothèse du roulement sans glissement sur laquelle repose la modélisation cinématique est vérifiée.

En revanche, on constate une discordance entre la nature du copeau (continu ou fractionné) modélisée et expérimentée. En effet, toutes les configurations vibratoires testées y compris celle à faibles amplitudes auraient dû présenter un copeau fractionné. Les oscillations vibratoires sont donc atténuées, traduisant l'importance d'autres facteurs émanant de la conception du procédé. Le modèle a dû ainsi être corrigé en affectant à l'amplitude de la came, un coefficient d'atténuation pour tenir compte de l'amortissement de l'ensemble de la chaîne cinématique, de la grille de perçage et de la pièce.

Pour déterminer ce coefficient, une mesure de la période passée par l'outil hors de la matière (temps de non-coupe) à l'aide des efforts liés à la coupe est effectuée. La figure 92 représente l'effort axial F_z et le moment M_z dans le cas d'un perçage réalisé dans la configuration 3 (came 5 lobes - 0.2mm). On note que le signal du couple (M_z), contrairement à l'effort axial, se révèle être un bon indicateur pour effectuer l'estimation malgré le frottement des listels. En effet, il fait apparaître une zone où le moment s'annule, correspondant à la période où l'outil ne coupe pas (figure 92). Cette différence

peut notamment s’expliquer par le fait que l’effort axial est perturbé par la présence de la micro-lubrification. L’effort axial dû à la micro-lubrification peut être estimé par le résonnement suivant :

$$F_{parasitelub} = p_{lub} \cdot Surface\ frontale\ perçage$$

$$F_{parasitelub} = 0.7\text{Mpa} \cdot 71\text{mm}^2 \approx 50\text{N}$$

On en conclut que la pulvérisation ajoute un effort axial parasite, d’environ 50 N, en permanence même lorsque l’outil n’est plus en contact avec la pièce.

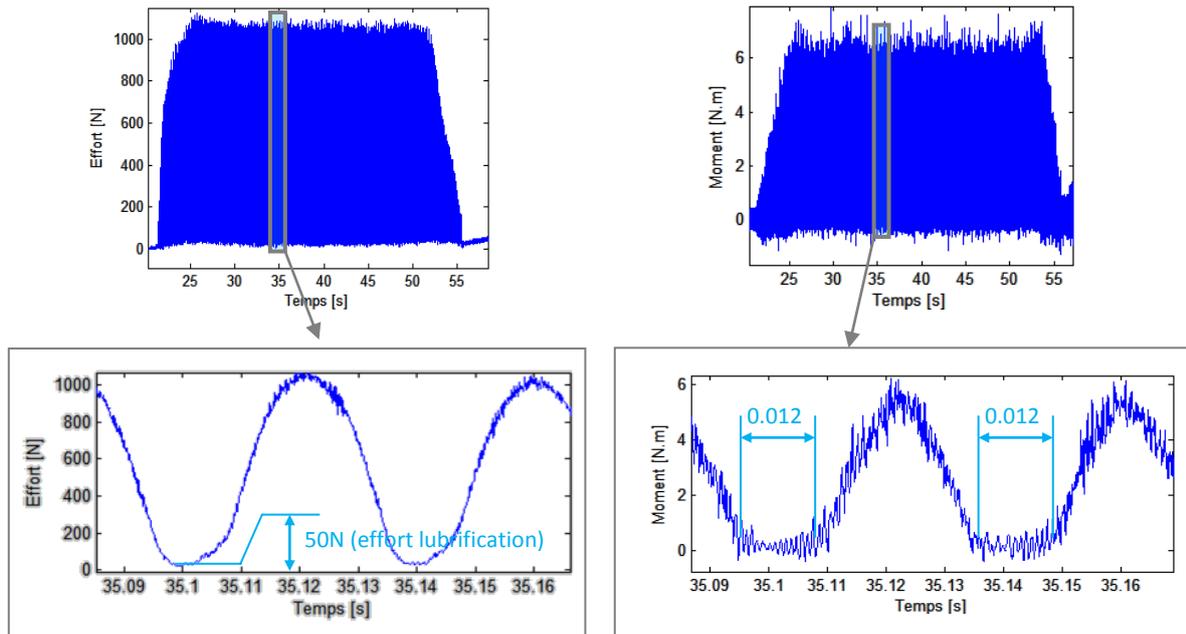


Figure 90 – Exemple de mesure de temps de non-coupe.
Perçage Ø9.52 effectué à N : 590 tr/min – f : 0.058 mm/tr avec une came à 5 lobes – 0.2 mm.

Le temps de non-coupe peut alors être estimé à 0.012 secondes. En effectuant une simulation sans correction, on obtient une période de non-coupe de 0.024 secondes, soit le double de celle mesurée. Cette différence peut se justifier par la présence de phénomènes d’amortissement des oscillations. Un coefficient doit être affecté à l’amplitude de manière à tenir compte de ces phénomènes pour s’approcher de la mesure expérimentale par la simulation. Ce coefficient est déterminé en itérant les simulations jusqu’à obtenir un résultat optimal. Dans le cas des configurations testées dans le titane, un coefficient de 1/3 donne de bons résultats pour notre configuration d’essais (figure 93).

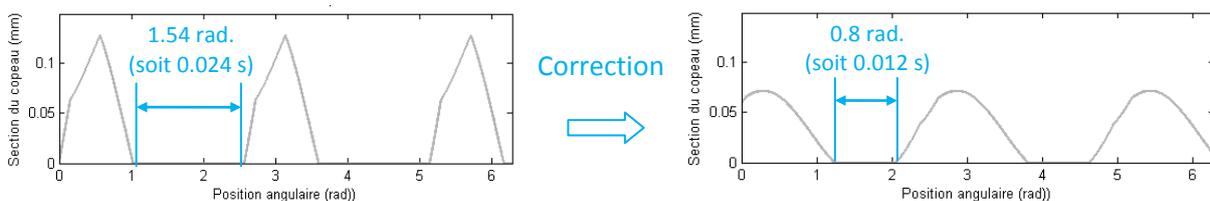


Figure 91 – Exemple de correction de simulation pour une came à 5 Lobes – 0.2mm :
affectation d’un coefficient 1/3

Cette identification doit faire l'objet d'une analyse détaillée du process. En effet, l'origine de cet amortissement peut provenir d'un rattrapage de jeu, de phénomènes purement dynamiques ou d'une combinaison des deux. Les deux listes ci-dessous énumèrent les sources potentielles de jeux ou des éléments pouvant induire une souplesse excessive au système de perçage (tableau 14, figure 94).

Liste des jeux du procédé :

- Jeu entre les engrenages 2/3
- Jeu entre les engrenages 4/5
- Jeu liaison hélicoïdale 1/2
- Jeu liaison glissière 1/5
- Jeu axial (ensemble 1+2+5 / bâti)

Liste des souplesses du procédé :

- Grille de perçage
- Position de l'UPA (horiz., verti., etc.)
- Ressort d'indexage
- Rallonge
- Outil (Torsion)
- Pièce + Support pièce

Tableau 14 – Listes jeux et souplesses du procédé agissant sur l'amortissement des oscillations

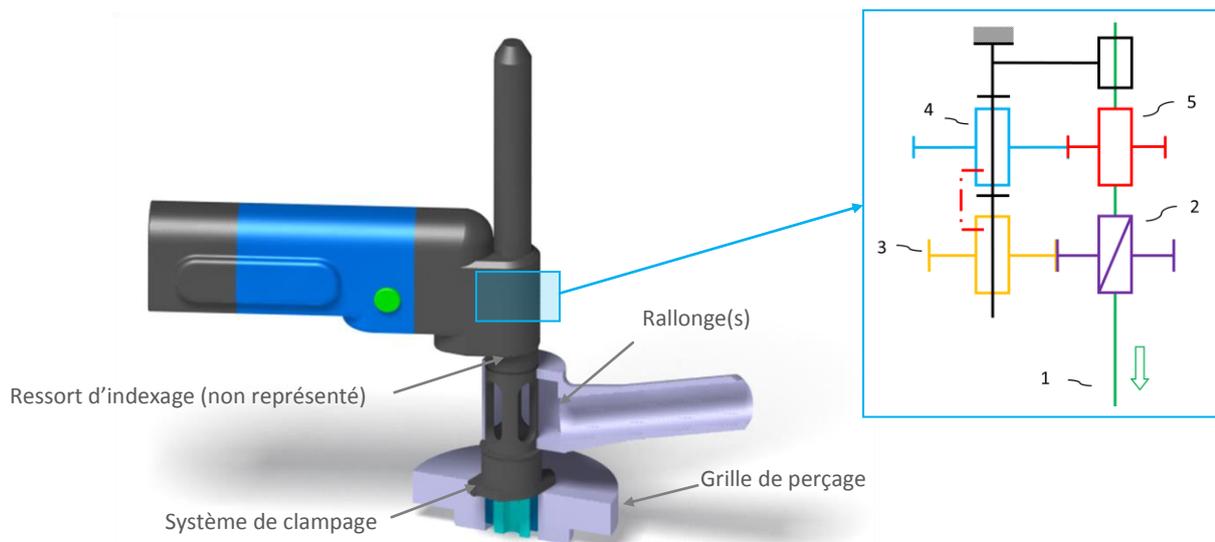


Figure 92 – Illustration du procédé de perçage par UPA

Un rattrapage de jeu se diagnostiquerait par une atténuation des oscillations stable et indépendante de l'amplitude des lobes de la came. Toutefois, dans le cas d'un phénomène purement dynamique, on observerait, pour une même configuration de perçage, une modification du coefficient d'amortissement en fonction des sollicitations liées à la coupe. La compréhension de ces phénomènes de diminution des vibrations est nécessaire lors du dimensionnement de la came (thème abordé par la suite).

Pour identifier la nature du phénomène créant la diminution des oscillations, nous envisageons d'utiliser une méthode basée sur l'analyse des variations des efforts de coupe pour un même outil et dans une même configuration vibratoire. Pour ce faire, un perçage doit être réalisé pour deux avances différentes tout en gardant la même came. Si les différences constatées entre les temps de non-coupe simulés et mesurés sont du même ordre dans chacun des deux cas, alors l'origine de l'amortissement est du type jeu, sinon les phénomènes dynamiques sont à prendre en considération.

Nous venons de faire l'étude du système vibratoire intégré dans une UPA pneumatique, communément utilisée dans l'industrie. A présent, nous allons faire l'étude du même système vibratoire mais intégré dans un prototype d'UPA électrique. Cela nous permettra, de valider la modélisation du système vibratoire intégré différemment.

4.5.2 Validation dans le cas de l'UPA électrique A3DE

La validation sur UPA électrique s'est faite au travers de plusieurs essais avec une came donnée mais en faisant varier l'avance. La puissance limitée de l'UPA électrique nous a contraint à réaliser nos essais dans de l'aluminium (7175). Le détail des paramètres opératoires est décrit dans le tableau 15 ci-dessous :

	Configuration 1	Configuration 2	Configuration 3	Configuration 4
Dispositif exp.	Cube			
Outil	Outil hélicoïdal – Ø9.52 (Réf. 14)			
Lubrification	Alumicut			
Matière percée	Aluminium 7175 (10mm)			
Came	3 lobes 0.1 mm			
N (tr/min)	1000	1000	1000	1000
f (mm/tr)	0.05	0.08	0.10	0.12

Tableau 15 – Configurations expérimentales testées

4.5.2.1 Présentation des résultats théoriques

La fréquence de vibration théorique s'obtient à partir des équations introduites précédemment (équation 9 et 12). L'UPA électrique testée possède une intégration du système vibratoire différente de l'UPA pneumatique. De ce fait, le paramètre p_1 évoluera avec l'avance. Le tableau 16 ci-dessous fait apparaître à la fois la valeur des différents paramètres et la valeur de la fréquence de vibration théorique.

	Configuration 1	Configuration 2	Configuration 3	Configuration 4
$p_1 = 1 + f$	1.05	1.08	1.10	1.12
p_2	0.4946	0.4946	0.4946	0.4946
$f_{vib} = n_t \frac{\dot{\theta}_b \cdot p_1 \cdot (1 - p_2)}{60}$	26.5	27.3	27.8	28.3

Tableau 16 – Détail du calcul de la fréquence vibratoire pour les 4 configurations expérimentées

La figure 95 ci-dessous présente la simulation de la morphologie du copeau pour les 4 configurations vibratoires expérimentées :

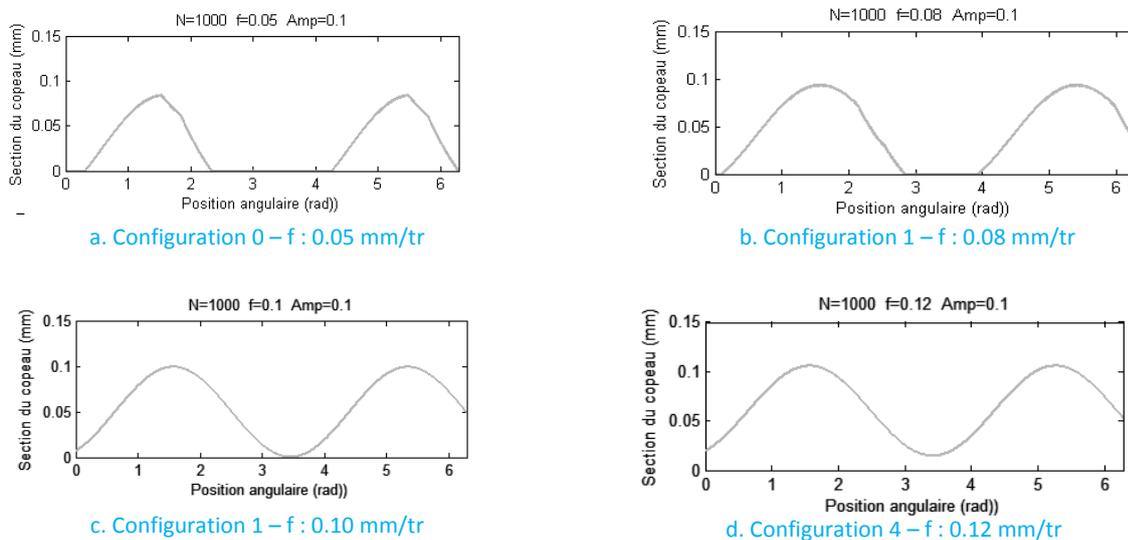


Figure 93 – Simulations de la morphologie du copeau pour les 4 configurations expérimentées

On remarque que dans les deux configurations expérimentées à faibles avances (0.05 et 0.08 mm/tr), la section de copeau s’annule pendant un laps de temps donné : le copeau obtenu est donc fractionné. On constate également que pour une avance de 0.1mm/tr, l’outil est à la limite de la sortie de la matière : le copeau est donc à la limite du fractionnement. Nous verrons par la suite quelles sont les configurations à privilégier par rapport aux objectifs d’amélioration de l’évacuation du copeau et du refroidissement de la zone de coupe.

4.5.2.2 Confrontation des résultats expérimentaux et théoriques

La série de perçages effectués dans de l’aluminium 2024 suivant les conditions explicitées précédemment, a permis d’obtenir dans chacun des cas, les efforts axiaux et les moments générés par la coupe. Le tableau 17 expose les résultats obtenus pour les différentes configurations testées. On remarque en premier lieu que la fréquence de vibration prédite est en accord avec celle mesurée et ce pour les 4 configurations testées, confortant à nouveau l’hypothèse du roulement sans

glissement. Tout comme le cas de l'UPA pneumatique, on constate une discordance entre la nature du copeau (continu ou fractionné) modélisée et expérimentée. Seule la quatrième configuration aurait dû présenter un copeau continu : les oscillations vibratoires sont donc une fois de plus atténuées.

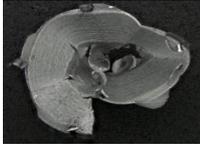
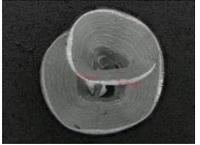
	Configuration 1 (f : 0.05 mm/tr)	Configuration 2 (f : 0.08 mm/tr)	Configuration 3 (f : 0.10 mm/tr)	Configuration 4 (f : 0.12 mm/tr)
Fréquence vibratoire mesurée	26.2 Hz	27.0 Hz	27.5 Hz	28.1 Hz
Morphologie du copeau	Copeau fractionné 	Copeau continu 	Copeau continu 	Copeau continu 
Effort axial (N)	Min : 50 N	450 N	350 N	550 N
	Moy : 340 N	550 N	650 N	720 N
	Max : 600 N	800 N	730 N	900 N
Moment axial (N.m)	Min : 0 N.m	0.7 N.m	0.6 N.m	1 N.m
	Moy : 1.2 N.m	2 N.m	2.3 N.m	2.5 N.m
	Max : 2.8 N.m	3.7 N.m	3.2 N.m	4 N.m

Tableau 17 – Résultats obtenus pour les 4 configurations expérimentées (N : 1000 tr/min)

Cependant, contrairement à l'UPA pneumatique qui maintient les paramètres de coupe constants, l'UPA électrique présente, en mode vibratoire, un comportement différent. En effet, en analysant les signaux d'avance enregistrés pendant le perçage, on constate une évolution cyclique de la vitesse programmée. La figure 96 montre un exemple de signal obtenu lors du perçage dans la configuration 3 (avance programmée de 0.1mm/tr) et fait apparaître une variation de l'avance de $\pm 50\%$.

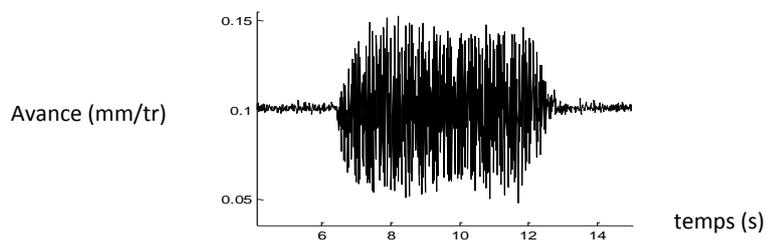


Figure 94 – Variations de l'avance.

Cette variation de l'avance semble provenir de la boucle de l'asservissement de l'UPA. La figure 97 illustre l'asservissement en position effectué par l'UPA. Dès lors que la position axiale mesurée par l'UPA est différente de celle programmée, le contrôleur la corrige en agissant sur la vitesse d'avance. C'est pourquoi la vitesse va augmenter lorsque la position réelle est en dessous de celle théorique et inversement. Etant donné la fréquence de vibration élevée et la résolution temporelle du capteur de

position, le temps de réponse de la boucle d’asservissement est trop important pour effectuer une correction en temps réel : il se crée alors un déphasage.

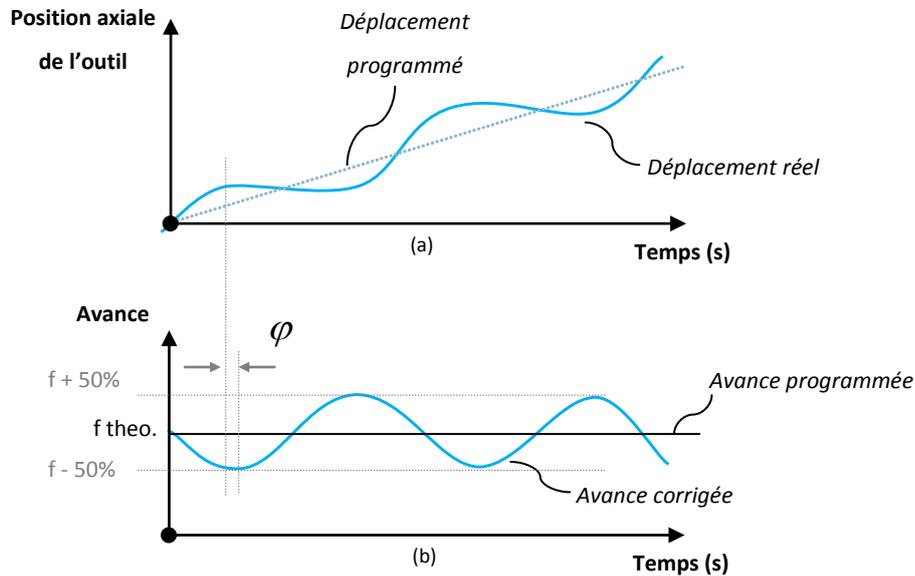


Figure 95 – Illustration de l’asservissement en position de l’outil. (a) déplacement de l’outil et (b) simulation de la consigne de vitesse

Le modèle a été modifié de la manière suivante pour tenir compte de cette avance variable :

$$z_{\text{outil}}(\theta) = \tilde{f}(\theta) + \frac{a}{2} \cdot \sin(n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \theta) \quad \text{avec :} \quad \tilde{f}(\theta) = \frac{f_z}{2\pi} \cdot \theta + \frac{f}{2} \cdot \cos(n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot (\theta) + \varphi)$$

Les sections de copeau simulées à l’aide du modèle corrigé, permettent de retrouver des résultats proches de ceux obtenus expérimentalement (figure 98).

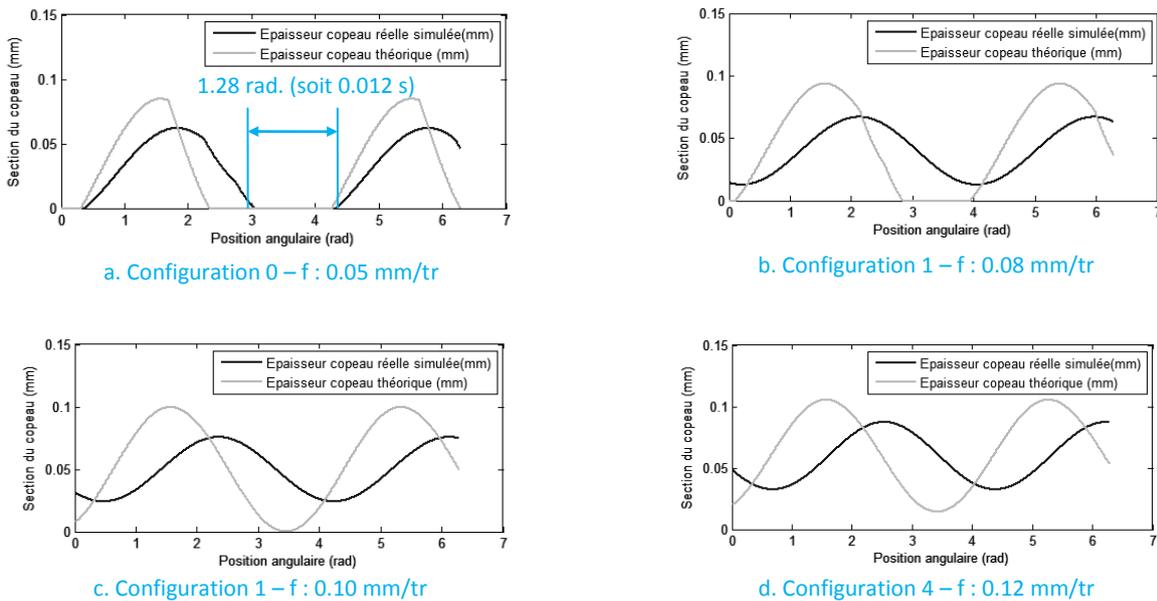


Figure 96 – Simulation corrigée de la morphologie du copeau

On constate que seule la première configuration, réglée avec une avance de 0.05mm/tr générera un copeau fractionné.

De plus, le temps de non-coupe simulé est identique à celui mesuré grâce au signal du moment pour cette même première configuration (figure 99). On peut alors dire que le processus de correction de la position axiale prédomine sur les autres sources d’amortissement des vibrations.

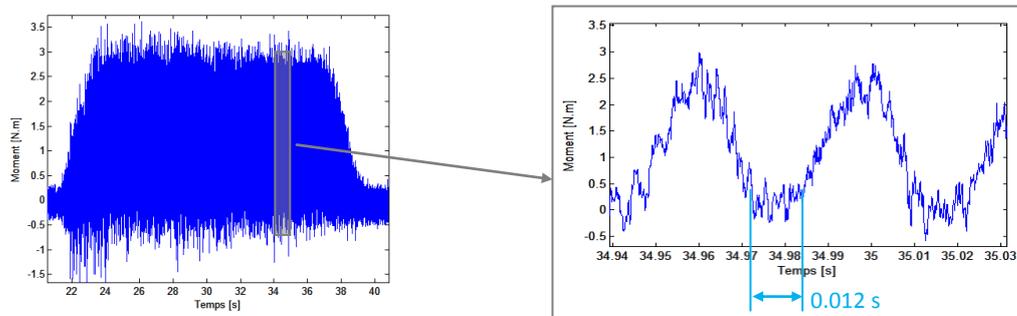


Figure 97 – illustration de la mesure du temps de non-coupe

4.5.2.3 Synthèse

Les essais menés sur l’UPA électrique ont révélé une incompatibilité entre le système vibratoire choisi et l’asservissement en position du système. Cette incompatibilité se traduit par un phénomène d’amortissement des vibrations, semblable aux phénomènes dynamiques ou de rattrapages de jeux.

L’utilisation du système vibratoire sur l’A3DE reste possible mais nécessite :

- soit une anticipation de l’amortissement lors du choix de la came, à l’aide d’un modèle semblable à celui présenté.
- soit une modification de la boucle d’asservissement de manière à considérer les oscillations mécaniques produites par le système vibratoire.

En revanche, il serait plus judicieux de générer les vibrations directement par le moteur d’avance, à l’instar du dispositif présenté dans l’article de Okamura [94]. Cette solution présente entre autres l’avantage d’offrir un plus large choix de réglage permettant de trouver une configuration vibratoire optimale (fréquence – oscillation) et permet de désactiver le mode vibratoire au cours du perçage.

Le cas du perçage vibratoire sur l’A3DE ne sera plus traité dans la suite du chapitre.

5 Choix de la came

Pour préserver l’outil, garantir le fractionnement du copeau et assurer la qualité de la surface usinée il est important de bien choisir la came du système vibratoire. Choisir une came consiste à trouver le nombre et l’amplitude des lobes optimaux pour une configuration outil-avance donnée (figure 100).

La came adéquate devra satisfaire au mieux les critères de décision qui vont être présentés tout au long de ce paragraphe.

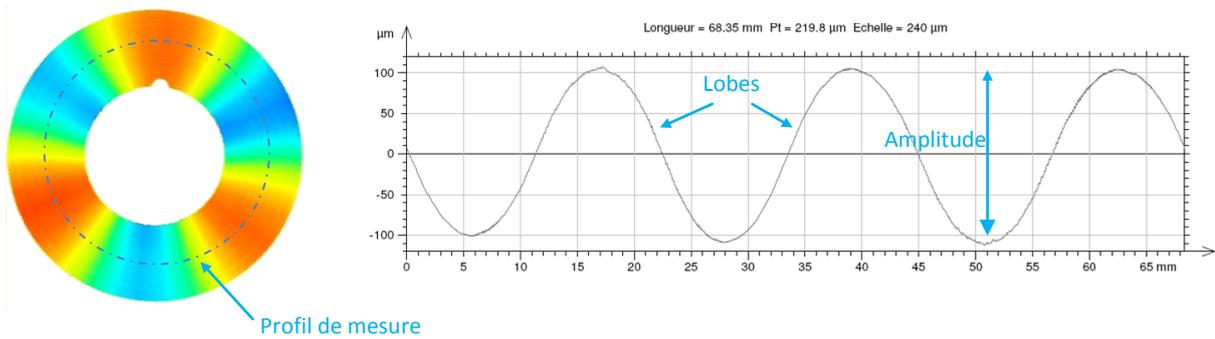


Figure 98 – Contrôle de la géométrie d'une came 3 lobes – 0.2mm

5.1 Premier critère : variation de l'épaisseur du copeau

La condition pour obtenir une variation de l'épaisseur du copeau (condition indispensable à la fragmentation du copeau) est d'avoir une désynchronisation ou un déphasage entre deux passages de lèvres. Pour que ce critère soit satisfait, il est essentiel d'avoir une adéquation entre le nombre de lobes et le nombre de dents de l'outil de manière à vérifier l'équation suivante :

$$\text{Condition théorique : } 1 - \cos\left(n_l \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{n_z}\right) \neq 0 \quad \text{Equation 13}$$

L'expérience nous a montré que l'on pouvait simplifier cette première équation de la manière suivante :

$$\text{Condition pratique (pour une UPA pneumatique) : } 1 - \cos\left(\frac{n_l}{n_z} \pi\right) \neq 0 \quad \text{car : } \begin{cases} (1 - p_2) \approx 0.5 \\ p_1 = 1 \end{cases} \quad \text{Equation 14}$$

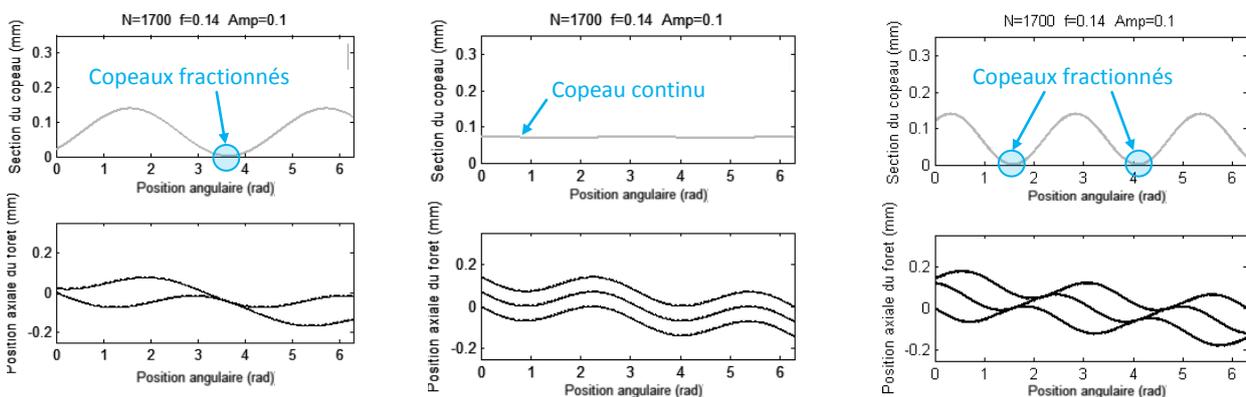


Figure 99 – Simulation de la morphologie du copeau pour différentes valeurs du nombre de lobes

La fonction sinus étant une fonction impaire et périodique sur $2 \cdot \pi$, un nombre de lobes impair (3 ou 5 lobes) permettra de garantir la condition pour toutes valeurs du nombre de dents (figure 101). En

revanche, lorsqu'une came à 4 lobes sera choisie, il sera indispensable d'utiliser un foret à 1 ou 3 dents.

5.2 Deuxième critère : fractionnement du copeau

Le respect du premier critère n'est pas suffisant pour assurer la fragmentation du copeau. Il est également nécessaire que la position axiale de l'arête de coupe de l'outil soit cycliquement au moins égale à la position de la surface précédemment usinée. L'épaisseur du copeau deviendra alors nulle au point de tangence. Pour satisfaire ce deuxième critère, il est possible d'agir sur l'amplitude des lobes de la came ou sur la vitesse d'avance de manière à vérifier le système suivant :

$$\begin{cases} f_{\text{fractionnement}} = n_z \cdot a \cdot \left| \sin \left(\frac{1}{2} \cdot n_l \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{n_z} \right) \right| \\ a_{\text{fractionnement}} = \frac{f}{n_z \cdot \left| \sin \left(\frac{1}{2} \cdot n_l \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{n_z} \right) \right|} \end{cases} \quad \text{Equation 15}$$

Pour utiliser l'Equation 15b, il est préférable de simplifier le calcul en ne tenant pas compte du terme $(1 - p_2)$ qui est fonction de l'amplitude. Nous obtenons ainsi :

$$a_{\text{fractionnement}} = \frac{f}{n_z \cdot \left| \sin \left(\frac{1}{2} \cdot n_l \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{n_z} \right) \right|} \approx \frac{f}{n_z \cdot \left| \sin \left(\frac{1}{2} \cdot n_l \cdot p_1 \cdot \frac{\pi}{n_z} \right) \right|} \quad \text{Equation 16}$$

Cependant, comme les amplitudes des comes sont standardisées (0.1, 0.15, 0.2, 0.25 mm), seule la condition sur l'avance sera considérée.

La figure 102 représente le déplacement de deux arêtes consécutives sur un tour, lors d'un perçage vibratoire (came à 3 lobes) avec un outil 2 lèbres, pour trois vitesses d'avance et trois amplitudes différentes. On remarque que pour une avance de 0.048mm/tr et une came 3 lobes à 0.1mm d'amplitude, l'arête va venir tangenter la surface générée par l'arête précédente. Au point de tangence entre les deux chemins parcourus par les deux lèbres, la section de copeau va devenir nulle : nous sommes dans cette configuration à la limite du fractionnement du copeau. Dans cette configuration la coupe est à la limite entre continue et discontinue. En augmentant l'avance (vignette de droite) ou en diminuant l'amplitude (vignette du bas), on remarque qu'il n'y a plus tangence et donc plus fractionnement du copeau. En revanche, en diminuant l'avance ou en augmentant l'amplitude, l'arête suivante va atteindre une position plus importante que la surface générée au tour précédant. L'outil va alors sortir puis rentrer à nouveau dans la matière (perte de contact

outil/matière), ce qui va entraîner des sollicitations sur l’outil plus importantes. Cette notion de contrainte sur l’outil est prise en compte par le troisième et le quatrième critère.

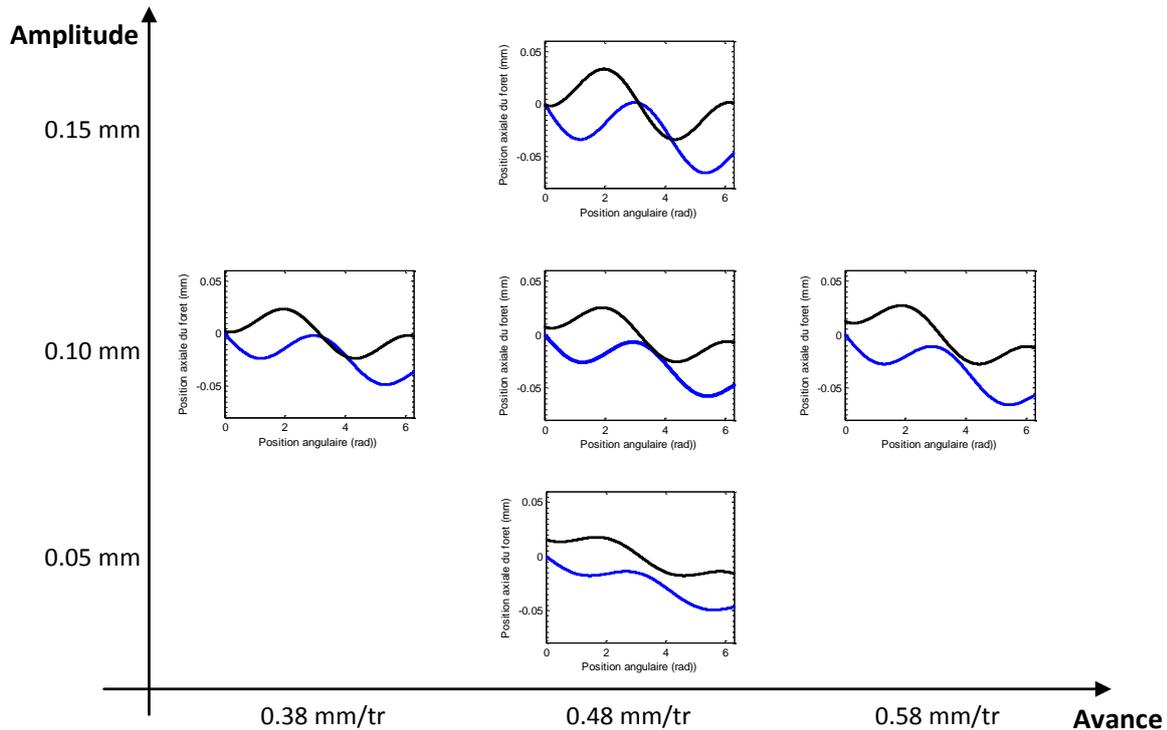


Figure 100 – Simulations de la position axiale d'un foret deux lèvres pour 3 avances et 3 cames à 3 lobes d'amplitudes différentes

5.3 Troisième critère : non surcharge de l’outil (épaisseur de copeau maxi)

La sollicitation mécanique appliquée sur l’outil va dépendre de la profondeur de passe maximale au cours du perçage. Cette profondeur maximale est liée à l’avance et au déphasage des « vagues » d’oscillation entre 2 passages. Le déphasage est fonction de l’intégration du système vibratoire (paramètre p1) et de la géométrie de la came (paramètre p2). P1 n’influent pas dans le cas d’une UPA pneumatique, le déphasage sera alors uniquement dépendant des paramètres de la came et notamment l’amplitude. En conséquence, le réglage de la profondeur de passe maximale se fera par l’intermédiaire de l’amplitude des lobes de la came et de la vitesse d’avance. En agissant sur ces deux paramètres, on cherchera à minimiser la profondeur de passe maximale.

Lorsque les conditions vibratoires sont réglées de façon à obtenir une coupe à la limite de la fragmentation, la profondeur de passe maximale s’obtient par la relation suivante :

$$Passe_{\max} = 2 \cdot \frac{f_{\text{fractionnement}}}{n_z} \quad \text{Equation 17}$$

Dans le cas contraire, il est nécessaire d’avoir recours à une simulation. La figure 103 illustre l’évolution de la profondeur de passe maximale en fonction des paramètres d’avance et d’amplitude. Sur cette même figure sont représentées, en pointillés, les limites de fragmentation pour chacune

des cames. En analysant cette figure, on remarque que la profondeur de passe maximale augmente à la fois avec l'augmentation de l'amplitude des lobes et de l'avance. Cette évolution est cependant moins marquée pour des avances inférieures à 0.02mm/tr. En revanche, le nombre de lobes n'influence pas la profondeur de passe de manière significative : on n'en tiendra donc plus compte par la suite.

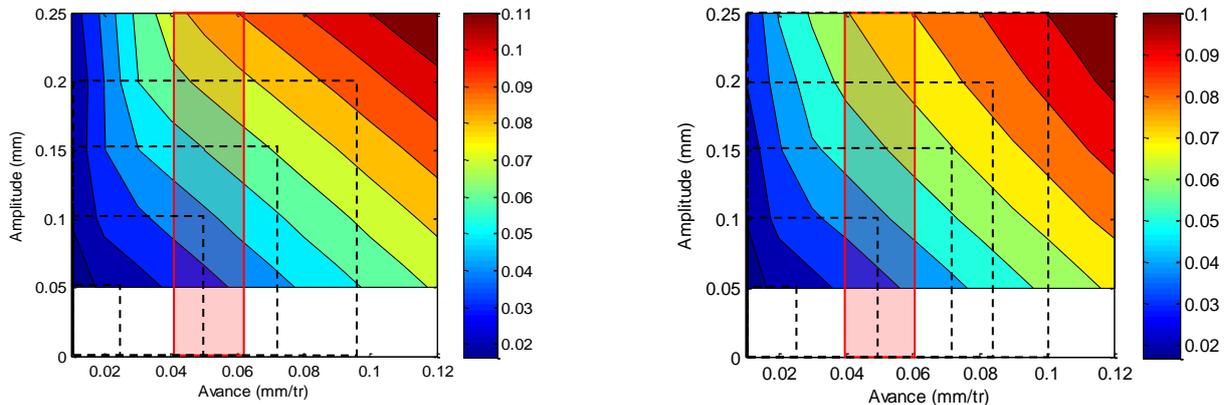


Figure 101 – Simulation de la profondeur de passe maximale pour différentes avances et amplitudes de came (nombre de lobes = 3 à droite et 5 lobes à gauche)

Le perçage de multi-matériaux nécessite des avances généralement faibles (comprises entre de 0.04 et 0.06 mm/tr). Avec de telles avances, on s'aperçoit qu'il est nécessaire d'avoir une amplitude au moins égale à 0.15 mm pour garantir la fragmentation du copeau.

En conclusion, il sera préférable de régler une avance faible pour minimiser la profondeur de passe maximale. En fonction de l'avance réglée, on choisira ensuite la plus petite amplitude de came garantissant le fractionnement du copeau. Cependant, lorsque l'avance sera éloignée de la limite de fragmentation (définie par $f_{fractionnement}$) pour la came considérée, on observera un dégagement important de l'outil, entraînant un choc outil-matière. Ce paramètre est considéré par le quatrième critère.

5.4 Quatrième critère : choc outil-matière

La percussion outil-matière, consécutive au retrait de l'outil hors matière, entraîne des efforts supplémentaires aux efforts de coupe et des sollicitations dynamiques néfastes à la tenue de l'outil. Au travers de ce quatrième critère, nous allons chercher à minimiser la norme de ces efforts pour limiter les risques d'endommagement sur l'outil (bris ou casse outil).

Dans le cas présent, le choc outil-matière peut s'apparenter à une collision parfaitement inélastique (également appelée choc mou) car les objets impliqués restent liés après le choc. Ainsi, la quantité de

mouvement totale de l'outil est transférée à la pièce usinée, tandis qu'une partie de l'énergie cinétique initiale est dissipée, généralement sous forme de chaleur et de déformations internes.

La force résultante de cet impact s'obtient à partir du théorème de la quantité de mouvement, issu du principe fondamental de la dynamique :

$$\vec{F}_{impact} = \frac{d\vec{p}}{dt} = \frac{\text{Quantité de mouvement}}{\text{temps impact}} \quad \text{Equation 18}$$

La quantité de mouvement s'obtient par le produit de la masse de l'outil et de sa vitesse au moment de l'impact. En revanche, le temps de la collision est plus délicat à obtenir car c'est un phénomène transitoire qui précède la phase « stable » de contact entre les objets. Pour estimer simplement cette période, on va faire le postulat que le temps d'impact équivaut au temps mis par une onde mécanique progressive pour traverser l'outil. La célérité d'une onde dans l'outil est approximée à l'aide de la relation suivante :

$$c_{onde} = \sqrt{\frac{E}{d}} \quad \text{Equation 19}$$

$$c_{ondetungstène} = 6000 \text{ m.s}^{-1}$$

avec : E (module de Young) = 550 GPa

d (la densité) : 14,95 g/cm³ dans le cas d'un outil en carbure.

$$\text{d'où :} \quad dt = \frac{\text{Longueur}_{outil}}{c_{onde}} \quad \text{Equation 20}$$

Cette relation fait apparaître clairement les paramètres agissant sur le critère choc-outil, à savoir : le poids, la longueur, la matière et la vitesse à l'impact de l'outil. Parmi ces quatre paramètres, seule la vitesse à l'impact est influencée par la came.

Cette influence provient du déplacement supplémentaire imposé par le système vibratoire qui va induire une variation de la vitesse d'avance instantanée. En émettant l'hypothèse que les phénomènes d'atténuation des amplitudes n'ont aucun effet sur la vitesse d'avance, cette vitesse peut s'exprimer de la manière suivante :

$$\frac{dz_{outil}(\theta)}{d\theta} = f \cdot \frac{\dot{\theta}}{2\pi} + \frac{a}{2} \cdot n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \cos(n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \theta) \cdot \frac{\dot{\theta}}{2\pi} \quad \text{Equation 21}$$

$$\text{La vitesse deviendra maximale à } \theta=0 : \dot{z}_{outil_{max}} = \left(f + \frac{a}{2} \cdot n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \right) \cdot \frac{\dot{\theta}}{2\pi} \quad \text{Equation 22}$$

L'accroissement relatif de la vitesse d'avance instantanée max par rapport à la vitesse d'avance programmée s'exprime par la relation suivante :

$$\% \dot{z}_{outil} = \left(1 + \frac{\left(\frac{a}{2} \cdot n_l \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \right)}{f} \right) \cdot 100 \quad \text{Equation 23}$$

La figure 104 représente une application numérique de l'équation 23. Elle a pour but de montrer l'accroissement maximal de la vitesse d'avance instantanée du fait de l'ajout du système vibratoire. Comme attendu, nous pouvons constater que la vitesse instantanée maximale augmente avec l'augmentation du nombre de lobes et avec l'augmentation du ratio amplitude des lobes/avance par tour.

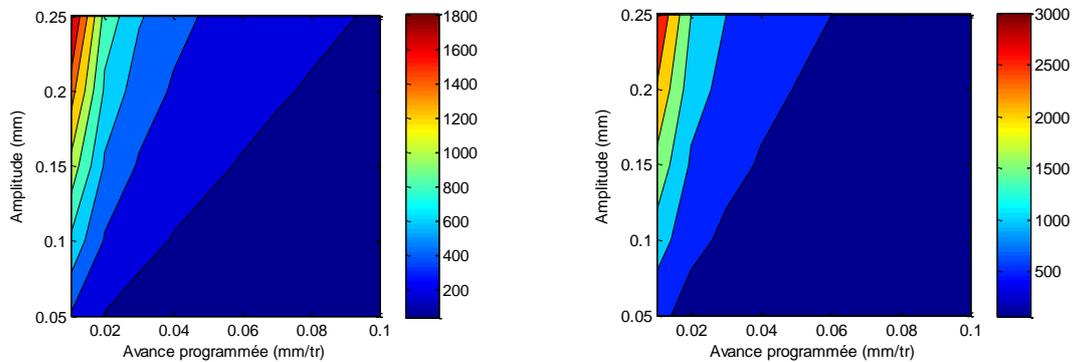


Figure 102 – Représentation en pourcentage de l'accroissement de la vitesse d'avance, dû à l'ajout de la came 3 lobes (à gauche) et d'une came 5 lobes (à droite)

Pour estimer l'effort lié au choc de l'outil, nous devons connaître la vitesse de l'outil au moment de l'impact. Pour cela, nous avons enrichi l'algorithme de simulation de manière à pouvoir confronter la morphologie du copeau avec la vitesse d'avance instantanée. La figure 105 montre des exemples de simulation de la morphologie du copeau (vignettes du haut) et de la vitesse d'avance instantanée (vignettes du bas). En mettant en parallèle ces deux graphes, il est aisé de localiser le point d'impact outil-matière, correspondant au front montant de la section du copeau. L'avance s'obtient ensuite en lisant sur le deuxième graphique, la valeur de la vitesse à l'instant de l'impact identifié.

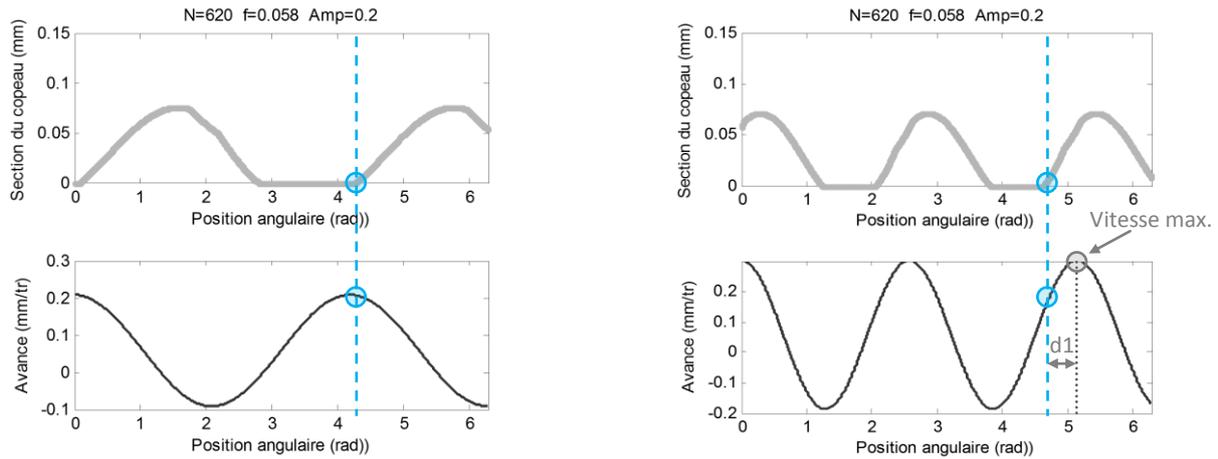


Figure 103 – Exemples de détermination de l'avance instantanée à l'impact.
Avance 0.058 mm/tr- Came 3 et 5 lobes à 0.2mm d'amplitude

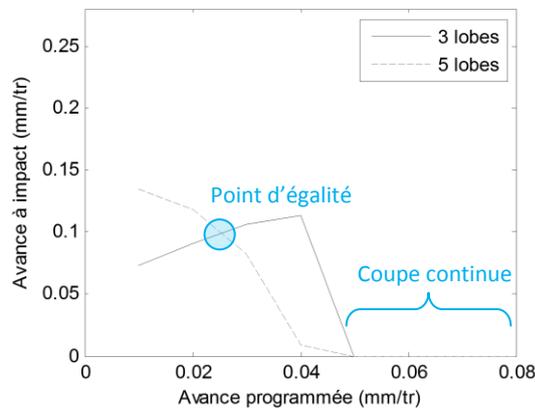


Figure 106 – Simulation de la vitesse à l'impact en fonction de l'avance programmée, pour une came 3 et 5 lobes à 0.1mm d'amplitude

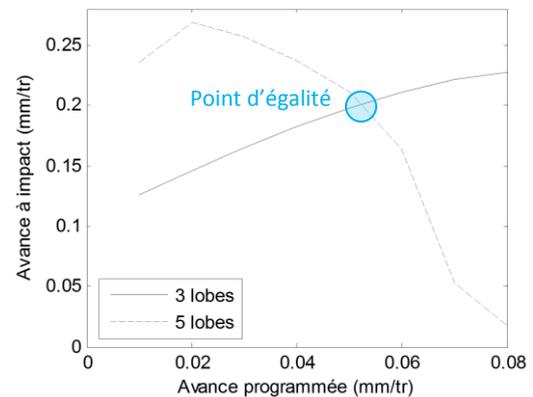


Figure 107 – Simulation de la vitesse à l'impact en fonction de l'avance programmée, pour une came 3 et 5 lobes à 0.2mm d'amplitude

Les figures 106 et 107 représentent la vitesse d'avance à l'impact pour différentes avances programmées et pour différentes cames (3 ou 5 lobes, 0.1 ou 0.2 mm d'amplitudes). Dans le cas d'une came 3 lobes, on note qu'indépendamment de l'amplitude des lobes, la vitesse à l'impact augmente avec l'augmentation de la vitesse d'avance programmée. Cette constatation n'est pas vraie pour une came à 5 lobes. De plus, on constate qu'en dessous du point d'égalité, la vitesse à l'impact est plus importante pour une came 5 lobes que pour celle à 3 lobes. Alors que la vitesse à l'impact reste très supérieure à l'avance programmée avec une came à 3 lobes, la came à 5 lobes produit une vitesse d'avance à l'impact pouvant être plus faible que la vitesse programmée. Ce dernier résultat paraît surprenant sachant que nous obtenons un accroissement de vitesse plus important avec une came 5 lobes. L'explication se trouve dans le déphasage (p_2) induit par la came qui permet de ne pas entrer dans la matière avec une vitesse maximale. Ce déphasage est visible sur la figure 105 (indice d1).

Connaissant la vitesse à l'impact, nous pouvons à présent calculer la force induite par la collision outil-matière. Le tableau 18 montre une application numérique pour un outil d'une longueur 150mm pesant 180g. On constate que la vitesse d'avance à l'impact est plus faible avec la came à 5 lobes qu'avec une came 3 lobes d'amplitude 0.2mm. Cette différence est justifiée par la variation du déphasage (p_2) que nous évoquions précédemment. Cependant, la diminution de la vitesse d'avance permettra de faire baisser la vitesse d'avance à l'impact.

	3 lobes – 0.2 mm f : 0.038 mm/tr	3 lobes – 0.2 mm f : 0.058 mm/tr	5 lobes – 0.2 mm f : 0.058 mm/tr
Vitesse d'avance à l'impact	0.113 mm/tr (0.019 m/s)	0.209 mm/tr (0.035 m/s)	0.187 mm/tr (0.031 m/s)
$\vec{F}_{impact} = \frac{m_{outil} \cdot v_{impact}}{dt}$	137 N	252 N	223 N

Tableau 18 – Détail de l'application numérique de la force d'impact pour différentes configurations vibratoires

On est tenté de penser que l'effort induit par le choc outil-matière, répété à basses fréquences, aura un effet défavorable sur la santé de l'outil. Pour limiter l'effort à chaque entrée matière, plusieurs améliorations peuvent être envisagées :

- En remettant en question le choix de la vitesse d'avance : l'avance évolue continuellement pendant le perçage en mode vibratoire, avec des phases d'accélération et de décélération, créant des pics de vitesse. En privilégiant des avances basses, on obtiendra une force d'impact inférieure. Par contre, une vitesse d'avance faible est synonyme d'une baisse de productivité du fait que les cycles de perçage seront plus longs.
- En diminuant l'amplitude des lobes : choisir une amplitude de lobes faible s'avère être une alternative à la diminution de l'avance. Néanmoins, cette piste est limitée par le critère de fractionnement du copeau, qui oblige à utiliser une amplitude suffisamment grande pour garantir la discontinuité de la coupe.
- En agissant sur la géométrie de la came : la came utilisée présente un profil sinusoïdal. Lorsque le système vibratoire est isolé, les variations de vitesse d'avance ($z(\theta_2)$) sont symétriques ; Autrement dit, la décélération égale l'accélération. Néanmoins, l'ajout du mouvement d'avance va engendrer une dissymétrie des variations de vitesse, entraînant des pics importants de vitesse. Pour retrouver un équilibre, le profil de la came doit être modifié en prenant soin de conserver l'amplitude des lobes. Dans cette optique, on cherchera un profil de cames produisant une diminution de la phase de sortie de l'outil et une augmentation de la phase d'entrée de

l'outil. Sur la figure 108b, la phase de sortie de l'outil a été raccourcie pour laisser plus de temps à la phase d'entrée. Le changement du profil de la came oblige à modifier la modélisation du système vibratoire. Ce thème ne sera pas abordé dans ce travail.

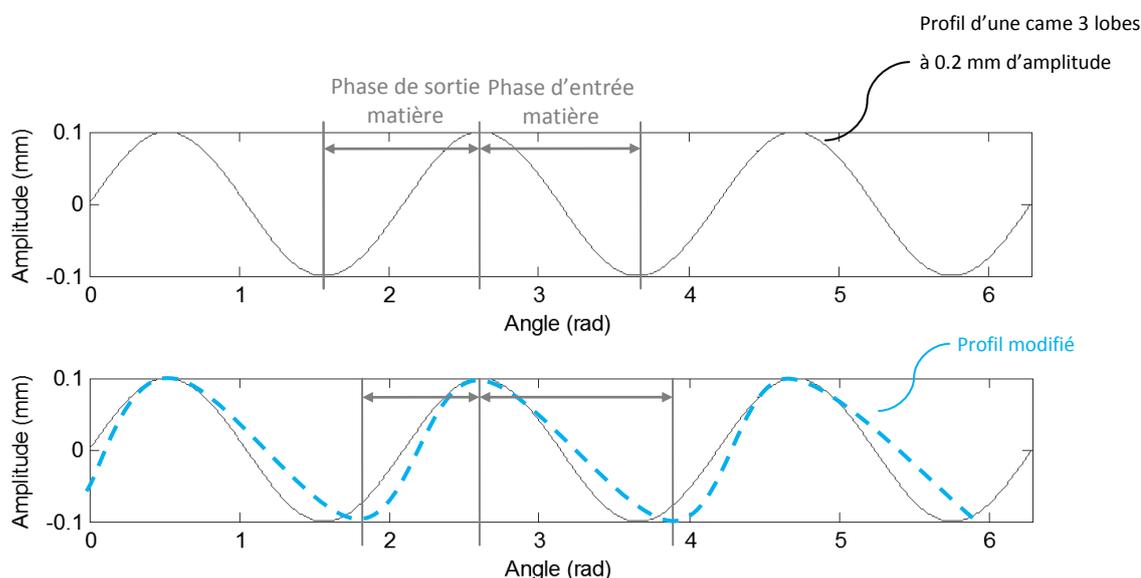


Figure 104 - Exemple de modification d'une came

5.5 Cinquième critère : aspect thermique

Le cinquième et dernier critère à prendre compte concerne l'aspect thermique. La température liée à la coupe est un facteur influant sur la durée de vie de l'outil mais surtout sur la qualité du perçage. Même si l'élévation de la température est détectable, il n'en demeure pas moins que la mesure du gradient de cette température est délicate à mettre en place. C'est la raison pour laquelle, seule une mesure qualitative a été mise en place par l'intermédiaire du dispositif expérimental (cf annexe D).

L'étude de l'influence des paramètres vibratoires sur la température de coupe s'est faite au travers de plusieurs essais dans du titane, en utilisant trois comes différentes. Le détail des paramètres opératoires est décrit dans le tableau 19 ci-dessous :

	Configuration 0	Configuration 1	Configuration 2	Configuration 3
Dispositif exp.	Thermique 1			
Outil - lubrifiant	Outil hélicoïdal - Ø11.1 – Alumaticut			
Matière percée	TA6V (18mm)			
Paramètres de coupe	N : 620 (tr/min) – f : 0.058 (mm/tr)			
Came	Sans	3 lobes 0.1 mm	3 lobes 0.2 mm	5 lobes 0.2 mm

Tableau 19 – Conditions expérimentales pour les 4 configurations testées

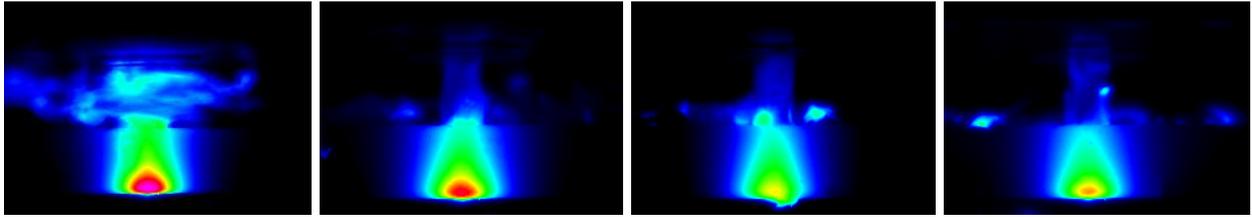


Figure 105- Visualisation au point le plus chaud pour différentes cames
 a) sans vibration ; b) 3 lobes – 0.1mm ; c) 3 lobes – 0.2mm ; d) 5 lobes – 0.2mm.

La figure 109 illustre le gradient de température mesuré à l'aide de la caméra thermique à l'instant précédant la sortie de l'outil. De toute évidence, la diffusion de la température générée par la coupe dans la pièce est atténuée par le mode vibratoire. En observant l'évolution du niveau de température en un point de contrôle (figure 110), on remarque une influence liée aux paramètres de la came. Plus précisément, l'augmentation de l'amplitude des lobes entraîne une diminution de la température. La diminution est également sensible lorsque le nombre de lobes augmente. Cette évolution de la température est semblable à celle présentée par Okamura [94].

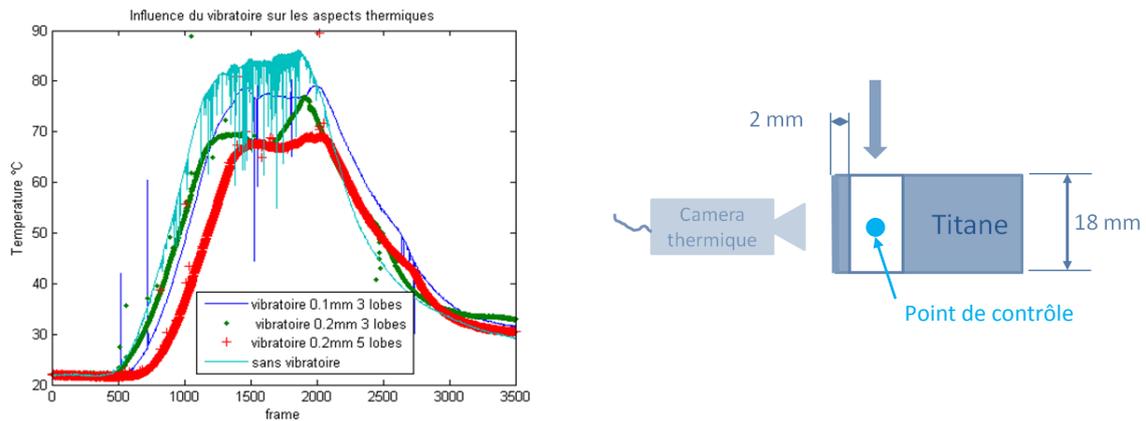


Figure 106 – Profils de température [62]

Certes, l'amélioration de l'évacuation des copeaux chauds contribue principalement aux différences de température mentionnées précédemment. Néanmoins, on peut s'interroger sur l'existence d'autres facteurs qui pourraient également y contribuer. Premièrement, le fait de passer d'une amplitude de lobes de 0.1mm à 0.2mm va permettre, en plus d'assurer le fractionnement du copeau, d'interrompre temporairement le contact entre la matière et l'outil. Durant cette période de non-coupe, la lubrification va permettre le refroidissement de l'outil et la diminution de la diffusion de la chaleur au sein de la pièce. Pour valider cette hypothèse, il faut se placer à la limite du fractionnement grâce à une came d'amplitude standard de 0.15mm ($a \approx a_{\text{fractionnement}}$). Deuxièmement, on peut s'interroger sur l'influence de la fréquence de vibration. Ce facteur n'influe pas sur le fractionnement du copeau mais uniquement sur son secteur angulaire, il est assez complexe de connaître l'origine de l'influence. On peut cependant apporter quelques éléments

de réponse en analysant le contact outil-copeau et l'évacuation du copeau. En effet, le déplacement induit par le système vibratoire va stopper périodiquement le contact entre l'outil et la surface usinée. Cette interruption de la coupe permet une meilleure diffusion de la micro-lubrification et améliore ainsi le contact outil-copeau. Une fréquence de vibration et une amplitude élevées favoriseront d'autant plus la lubrification de la zone de coupe. Cette hypothèse semble correspondre aux résultats expérimentaux. De plus, une fréquence élevée permet d'obtenir une taille du copeau fragmentée plus petite (secteur angulaire moins large). On peut alors supposer que les échanges de chaleur outil-copeau pendant la phase d'évacuation, seront diminués à la fois par la réduction de la surface d'échange et par l'augmentation de la vitesse d'éjection du copeau.

5.6 Synthèse

Le tableau 20 ci-dessous synthétise les conditions à privilégier pour satisfaire l'ensemble des cinq critères présentés. Lorsque l'on étudie ce tableau, il apparaît clairement que les paramètres permettant d'atteindre la limite de continuité de la coupe sont à privilégier. Néanmoins, la condition limite est difficile à atteindre car elle dépend entre autres du jeu de cames disponibles (cames standardisées) et des phénomènes d'atténuation des vibrations que nous avons évoqués précédemment. C'est pourquoi, on favorisera un réglage provoquant une discontinuité de la coupe, en minimisant l'amplitude des cames et maximisant le nombre de lobes.

Critère	Condition à privilégier	Tolérance
Critère 1 : déphasage entre deux passages de lèvres	Nombre de lobes impair (3 ou 5 lobes)	4 lobes si foret à 3 dents
Critère 2 : fractionnement du copeau	Respecter les conditions limites de continuité de la coupe	Discontinuité de la coupe $f < f_{\text{fractionnement}}$ ou $a > a_{\text{fractionnement}}$
Critère 3 : non surcharge de l'outil (épaisseur de copeau maxi)	Amplitude et/ou vitesse d'avance faible	
Critère 4 : minimisation du choc outil-matière	Pas de choc (continuité de la coupe)	Vitesse d'avance à l'impact faible.
Critère 5 : aspect thermique	Discontinuité de la coupe et nombre de lobes élevé	Discontinuité de la coupe et/ou nombre de lobes élevé

Tableau 20 – Synthèse des conditions à respecter pour satisfaire chacun des critères.

L'étude de la technique du perçage vibratoire à oscillations forcées a été menée dans le but d'obtenir une fragmentation du copeau optimale et une température de la zone de coupe minimale. La mesure des phénomènes liés à la coupe (efforts, moments et température), nous a conduit vers des critères

de choix permettant de dimensionner la came au regard des conditions de perçage. Il convient à présent de mesurer l’impact du vibratoire sur la qualité du perçage.

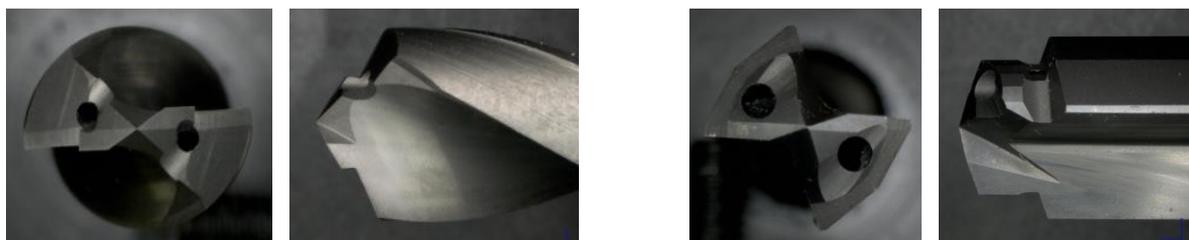
6 Influence du système vibratoire sur la qualité du perçage

La technique vibratoire permet avant tout de fractionner le copeau en vue de limiter les endommagements liés à la remontée de copeaux longs. Il convient donc de vérifier que l’ajout d’un mode vibratoire est réellement bénéfique pour la qualité des perçages. Pour cela nous avons réalisé une série de perçage de diamètre 9.52 mm, dans un multi-matériau composé d’une couche de CFRP et une couche aluminium 7175. Pour un même outil, nous avons percé deux trous avec, puis sans vibratoire. Le tableau 21 décrit les conditions expérimentales utilisées.

#	Paramètres de coupe	Outils	Paramètres vibratoire	Lubrification
Perçage 1	N : 1000 tr/min f : 0.058 mm/tr	Outil n°1	5 lobes – 0.2 mm	Micro-lubrification
Perçage 2		Outil n°2	5 lobes – 0.2 mm	Micro-lubrification
Perçage 3		Outil n°1	Sans vibratoire	Micro-lubrification
Perçage 4		Outil n°2	Sans vibratoire	Micro-lubrification

Tableau 21 – Détail des conditions expérimentales

La figure 111 présente la géométrie des deux outils utilisés. A l’issue des différents perçages, nous avons contrôlé la qualité des trous obtenus.



Outil 1 – Outil hélicoïdal à double pointe

Outil 2 - Outil carré droit étagé

Figure 107 – Détail de la géométrie des outils utilisés

6.1 Aspects thermiques

Les perçages ont été filmés à l'aide d'une caméra thermique pour obtenir une image de la température diffusée dans la pièce. Pour illustrer les résultats obtenus, la figure 112 présente une image des gradients de température formés lors de la débouchure de l'outil.

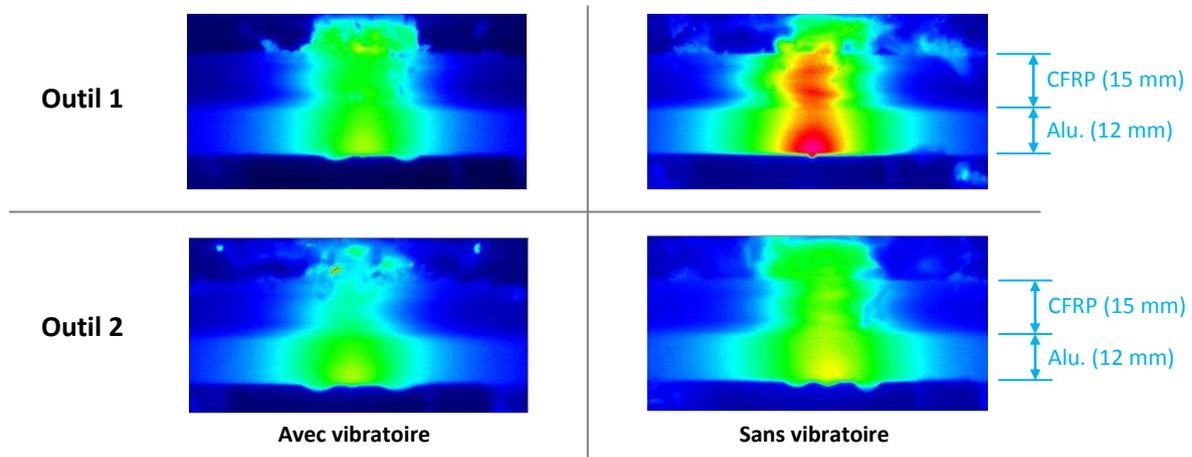


Figure 108 - Gradients de température formés lors de la débouchure de l'outil pour les quatre configurations testées

Cette figure montre que l'ajout du vibratoire contribue à la diminution de la température diffusée dans la pièce, et ce même dans les couches de composite. Pour la partie composite, cette baisse de la température permet de diminuer la zone affectée thermiquement, et aide à prévenir les dégradations de la matrice. Pour la partie métallique, on s'attend à observer une meilleure qualité à la débouchure. Si tel est le cas, cela permettrait de valider les résultats de Ko [61] qui montrent que le système vibratoire limite la formation de la bavure.

A présent, une analyse détaillée des critères de qualité propres à chacun des matériaux mis en œuvre dans l'empilage va être menée.

6.2 Partie métallique

Les critères qualité associés à l'usinage de l'aluminium sont : le dimensionnel, la rugosité et la hauteur de bavure. La figure 113 compare les mesures de ces critères pour les deux modes de perçage expérimentés et les deux outils utilisés.

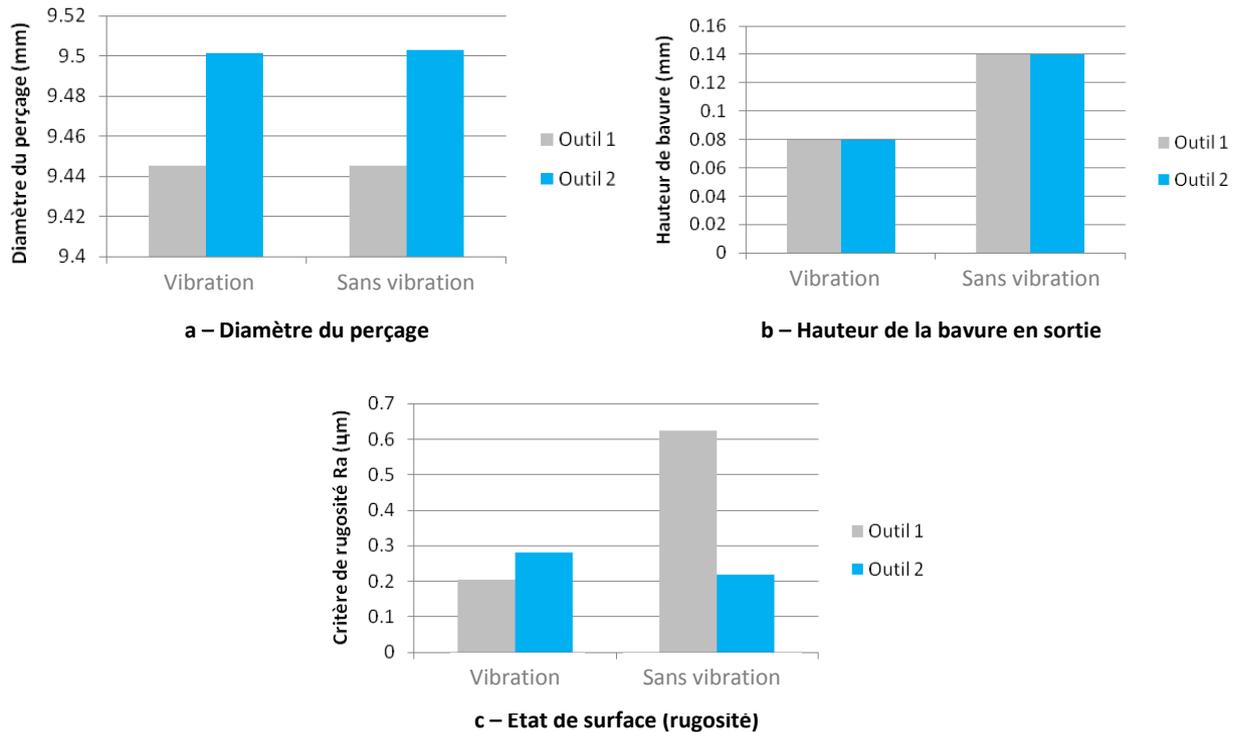


Figure 109 – Evaluation des critères de qualité associés à la partie aluminium

A la lecture de la figure 113a, on constate que le mode vibratoire n’a pas d’effet sur le diamètre du perçage. En revanche, l’ajout du vibratoire apporte un bénéfice sur la hauteur de la bavure (figure 113b). Ceci peut s’expliquer par la baisse de la température dans la pièce qui conduit à une amélioration de la résistance du dernier volume de matière à couper (phénomène étudié dans le premier chapitre). Ainsi, lors du passage de l’outil, la matière restante est coupée, au lieu d’être poussée hors de la zone de coupe. En conséquence, la hauteur de la bavure est plus petite. Néanmoins, les résultats de la mesure de la rugosité ne permettent pas de statuer sur l’effet du vibratoire sur l’état de surface. En effet, on observe que le mode vibratoire apporte une nette amélioration avec l’outil 1 mais pas avec l’outil 2. Cependant les valeurs de la rugosité restent faibles et largement en dessous de la limite admise ($Ra \leq 1.6$ microns).

6.3 Partie composite

Les critères qualité associés à l’usinage des composites sont : le dimensionnel, la rugosité et la présence d’écaillage (entrée et sortie). La figure 114 compare les mesures de ces critères en fonction du mode de perçage et de l’outil utilisé.

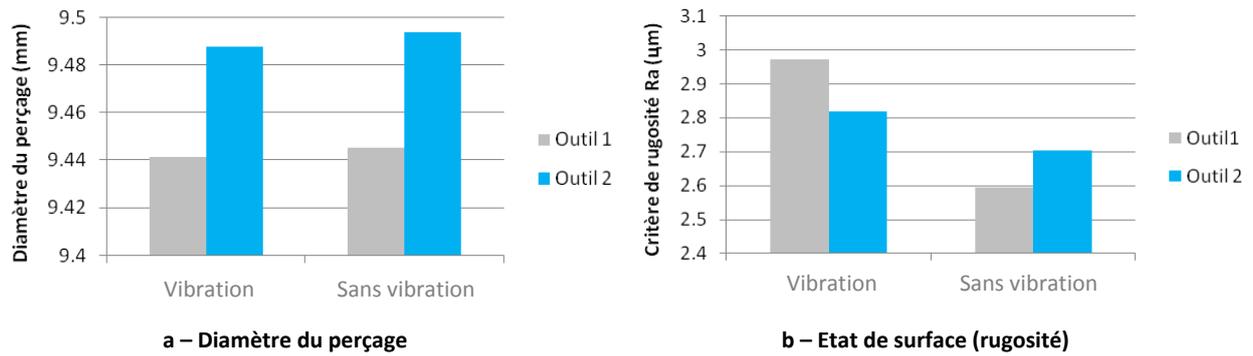


Figure 110 – Evaluation des critères de qualité associés à la partie composite

Tout comme pour l’aluminium, le diamètre des couches composites n’est pas affecté par la présence du vibratoire (cf. figure 114a). En revanche, la mesure de la rugosité présente de moins bons résultats (cf. figure 114b). En effet, on constate que l’état de surface se détériore lorsque l’outil est animé d’un mouvement de coupe vibratoire. Cependant, le critère de rugosité Ra ne peut pas, à lui seul, permettre d’évaluer correctement la topographie de la surface d’un composite, même en utilisant un filtrage de type Abbott comme le précise la norme ISO13965. En effet, le critère linéique Ra dépend fortement de la position angulaire de la ligne de mesure par rapport à l’orientation des plis dans le matériau composite. Compte tenu que le mode de coupe des fibres varie selon l’orientation relative de l’arête de coupe et des fibres, certaines zones angulaires sont généralement plus dégradées (zones où les plis sont orientés à -45° par rapport à l’arête de coupe lors de l’usinage) que d’autres. La figure 115 est extraite d’une étude sur la problématique de la caractérisation de la qualité des surfaces percées dans des composites [33]. Elle met en évidence les fortes variations du critère Ra mesuré dans un même perçage selon différentes positions angulaires de mesure. Les valeurs de Ra mesurées varient en effet de 0.8 à $9.3\mu\text{m}$ pour un même perçage.

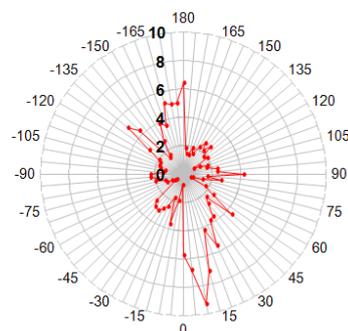


Figure 111 – Variation du critère de rugosité Ra en fonction de la position angulaire de mesure dans un perçage composite [33]

C’est pour cela qu’il est nécessaire également de prendre en compte d’autres critères de qualité, tels que le délaminage ou les arrachements de fibres. Pour faire apparaître ces défauts, nous nous sommes intéressés aux profils de mesure ayant servis au calcul du Ra. La figure 116 montre les profils mesurés dans la partie composite pour les 4 configurations expérimentées.

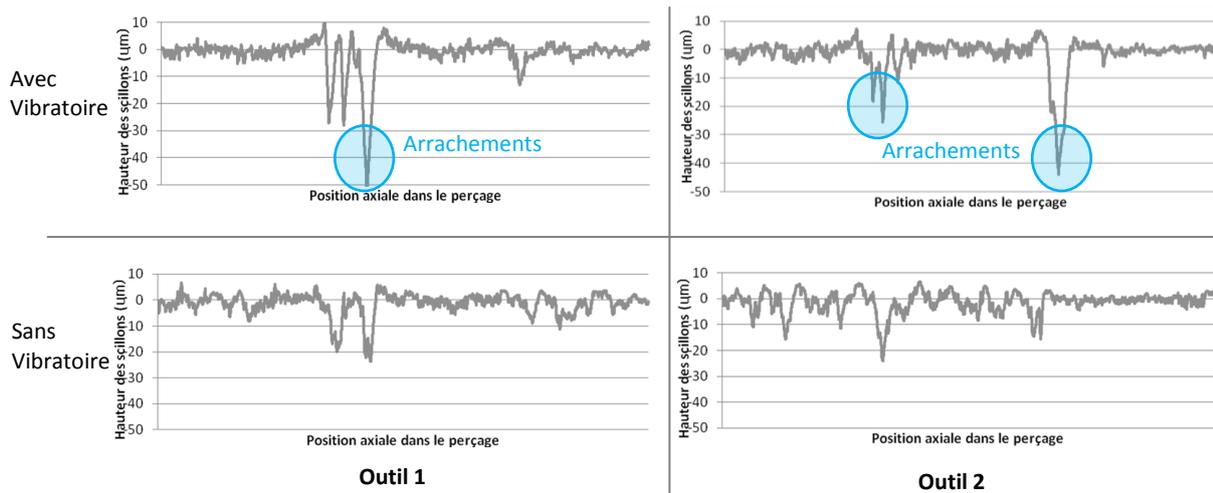


Figure 112 – Profils de mesure de l'état de surface obtenus après filtrage, pour les 4 configurations testées

Les deux profils mesurés sur les perçages obtenus avec le système vibratoire font ressortir la présence d'arrachements (figure 116, vignettes du haut). Il est certain que la taille importante de ces défauts localisés influe sur la valeur de la rugosité. Les profils obtenus sans le mode vibratoire paraissent plus perturbés que ceux réalisés sans le mode vibratoire, comme en témoigne la présence de rayures. A la vue de ces résultats, on est tenté de dire que le perçage vibratoire n'affecte pas la rugosité dans le composite ; cependant, il crée des arrachements de fibres plus profonds. Par ailleurs, pour tous les perçages réalisés, il a été constaté un écaillage en entrée de même importance (figure 117). Il n'y a donc pas d'influence notable du vibratoire sur ce critère.

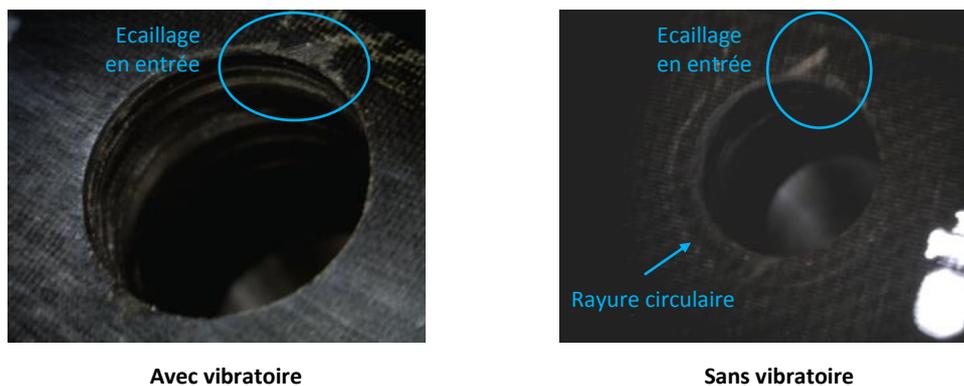


Figure 113 – Photos de la qualité de l'entrée du trou

Enfin, dans le cadre d'applications industrielles, les pièces présentent généralement une couche protectrice (peinture, mastic, etc.) sur la surface de la pièce qui peut être sensible au phénomène de rayures. Dans certaines configurations de perçage sans mode vibratoire, la formation de copeaux longs et agressifs (cf. figure 118) entraîne une dégradation significative de la surface de la pièce. La

mise en œuvre d'un perçage en mode vibratoire permet de limiter considérablement ce phénomène d'érosion lié au frottement des copeaux longs sur la pièce comme le montre la figure 119.

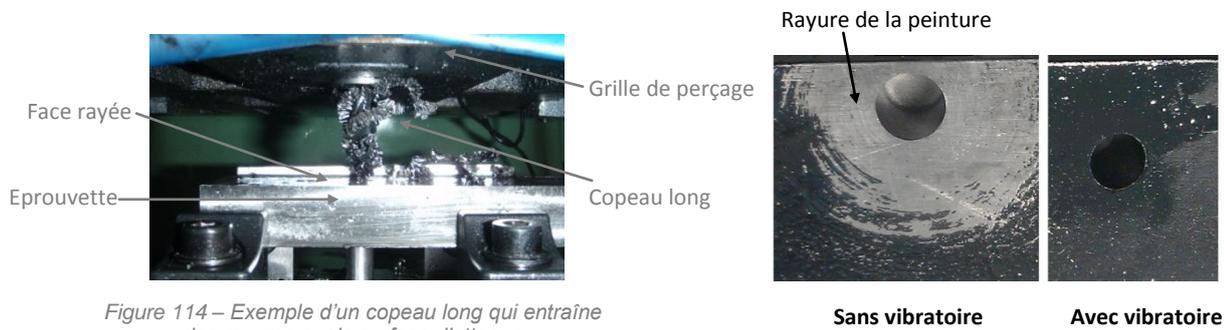


Figure 114 – Exemple d'un copeau long qui entraîne des rayures sur la surface d'attaque

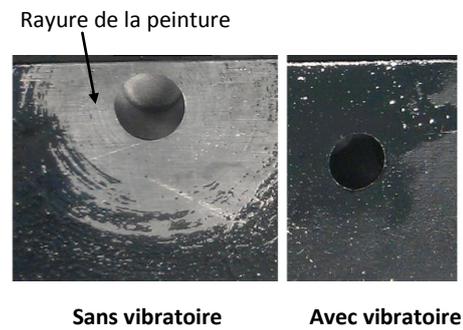


Figure 115 – Détail de la dégradation de la surface supérieure

En conclusion, nous avons vu que le perçage en mode vibratoire apporte un réel bénéfice sur la qualité. On note en particulier une diminution de la hauteur de bavure dans la partie métallique. Cependant pour les outils testés, le mouvement oscillatoire dégrade la qualité de l'état de surface. Il crée des arrachements profonds dans la partie composite et affecte la rugosité des couches aluminium.

7 Influence du système vibratoire sur la définition de la géométrie de l'outil

La présence du système vibratoire dans l'UPA aura une influence certaine sur la conception de l'outil. Tout d'abord, il paraît évident que tous les éléments spécifiques de la géométrie liés au fractionnement et à l'évacuation du copeau, tels que les brises copeaux, ne sont plus nécessaires. Nous avons vu au travers du paragraphe traitant du choix de la came, l'importance de la longueur de l'outil sur la force induite par l'impact. On serait alors tenté d'utiliser de grands outils pour minimiser cette force. Toutefois, ce paramètre participe également au comportement dynamique du dispositif de perçage, dans le sens où une longueur outil importante, moins rigide, va accentuer l'atténuation des vibrations. Il faudra donc trouver la longueur adéquate pour que l'outil puisse absorber les chocs sans apporter trop de souplesse au système de perçage. Les chocs ne pouvant être complètement amortis, l'arête de coupe devra donc résister aux pics d'efforts cycliques. Il faudra pour cela modifier l'angle d'arête défini par le positionnement des faces de coupe et de dépouille. De plus, en fonction du niveau d'effort des pics, il sera judicieux de changer le profil rond de l'arête de coupe pour un profil chanfreiné ; le chanfrein étant mieux adapté à la coupe discontinue [46]. La définition des trous de lubrification (diamètre trous, entraxe et position angulaire par rapport à l'arête) doit également être optimisée pour éviter de fragiliser l'outil. Enfin, une attention particulière doit être apportée au phénomène de talonnage, spécifique au perçage vibratoire. Le talonnage est produit par le contact

entre la face en dépouille de l'outil et la surface usinée. Le phénomène physique se produisant au niveau de cette zone de contact n'est pas clairement identifié [81]. Cependant, il en résulte une sollicitation locale sévère qui conduit à une usure prématurée de l'outil [57] et une déformation de la surface. De ce fait, il est important d'accorder l'angle de dépouille de l'outil avec l'angle instantané maximal de la tangente à la surface formée par le mouvement de coupe vibratoire (figure 120).

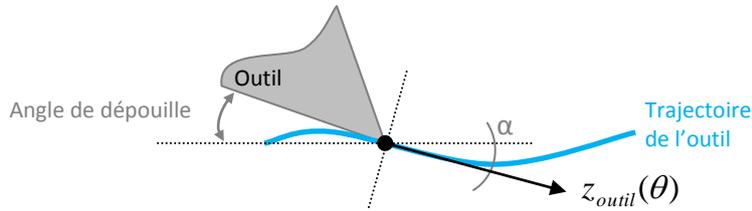


Figure 116 – Représentation de l'angle instantané (α)

L'angle instantané s'obtient en calculant l'arc tangente de la vitesse d'avance :

$$\alpha = \tan^{-1}\left(\frac{dz_{outil}(\theta)}{d\theta}\right) \quad \text{Equation 24}$$

La figure 121 illustre les variations de cet angle pour différentes cames. Lorsque l'on étudie les simulations, on observe que l'angle instantané maximal augmente avec l'amplitude et le nombre de lobes. Il sera minimal pour une came 3 lobes à 0.1mm d'amplitude (angle = 9 deg.) et sera maximal pour une came 5 lobes à 0.2mm d'amplitude (angle = 17 deg.).

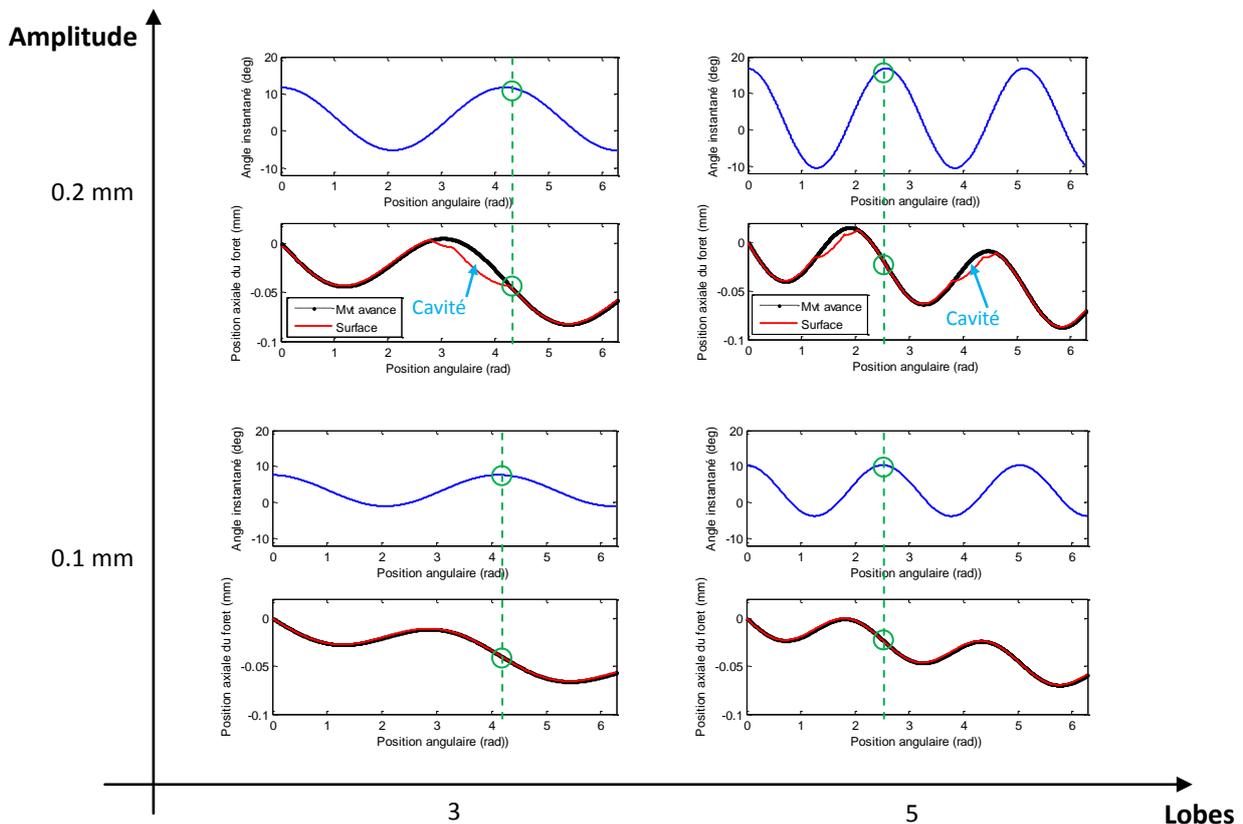


Figure 117 – Simulation de l'angle instantané pour différentes cames

Comme nous l'avons vu lors du premier chapitre, un angle de dépouille trop important entraîne une fragilisation de l'arête de coupe. A ce titre, on note par endroit que la surface à usiner présente une « cavité » (cf. figure 121). En fonction des paramètres vibratoires et de la vitesse d'avance, la surface à couper peut être générée par plusieurs passages de dents (ex : came 3 ou 5 lobes à 0.2mm d'amplitude). Cela conduit à une cavité ponctuelle. Selon la localisation de cette dépression, l'angle instantané maximal peut être amené à diminuer (ex : d'une came 3 lobes à 0.2mm).

8 Synthèse du chapitre

Ce chapitre a fait l'étude du perçage assisté par un mouvement vibratoire axial. Après une recherche des différentes technologies vibratoires existantes, nous avons choisi de nous orienter vers le système à came proposé par MITIS. Ce système permet de générer des oscillations forcées à basse fréquence et haute amplitude. L'étude cinématique du mécanisme a permis de mieux comprendre le mouvement de coupe en mode vibratoire. La modélisation cinématique de la coupe vibratoire nous a permis de simuler les variations de la section de copeau.

Les changements observés au niveau de la coupe, dus au mode vibratoire, nous a ensuite conduit à nous intéresser au réglage du système, qui passe par le choix de la came. Cinq règles ont alors été définies pour aider au dimensionnement des deux paramètres de la came (nombre et amplitude des lobes) pour des conditions de coupe données.

Nous avons fini cette étude en évaluant le bénéfice du vibratoire sur la qualité du perçage. Il ressort des essais dans un multi-matériau (CFRP/Aluminium) que le vibratoire n'affecte pas le dimensionnel du trou. Il a également été constaté que la bavure en sortie des couches aluminium diminue. Toutefois, des interrogations subsistent quant à l'influence sur l'état de surface, notamment dans la partie composite. En effet, aux vues des résultats, on est tenté de penser que le vibratoire améliore la rugosité de la surface usinée mais accentue le phénomène d'arrachement des fibres.

Jusqu'à présent, nous avons vu que la principale difficulté du perçage des multi-matériaux était liée aux interactions qui se créent entre les couches constituées de matériaux différents. Il a été montré que pour réaliser un perçage optimal au moyen d'une UPA pneumatique, il était nécessaire de trouver le meilleur compromis entre la géométrie, la stratégie et les paramètres de coupe.

Cependant, de nombreux articles démontrent la forte influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe, la qualité du perçage ou sur la durée de vie de l'outil. Cela nous amène alors à penser que l'adaptation, pendant le perçage, des paramètres de coupe à la nature de chacune des couches présentes dans l'empilage, est une source importante d'amélioration de la tenue des outils dans le cadre du perçage multi-matériaux.

Chapitre 4 – Etude du perçage auto-adaptatif

1 Introduction

De nombreuses études ont montré l'importance des paramètres de coupe sur la qualité du perçage et la durée de vie de l'outil [7], [11], [59], [75], [95]. Les résultats présentés font tous ressortir la nécessité de trouver le bon couple de vitesses (vitesses de broche et d'avance) adapté à la nature des matériaux usinés.

1.1 Choix des paramètres de coupe en fonction de la nature du matériau percé

1.1.1 Cas de l'aluminium

Lors du perçage de l'Aluminium, la vitesse de coupe (V_c) n'a qu'une faible influence sur les efforts de coupe [59], [95]. Néanmoins, List [64] constate qu'à partir de $V_c=100$ m/min, la coupe pendant le tournage d'un Aluminium 2024 devient stable et l'état de surface obtenu s'améliore.

Ramulu [7] montre que l'augmentation de la vitesse d'avance accentue l'effort axial (F_z) et le couple axial (M_z). Cependant, l'avance conditionne également la formation du copeau. Zitoune [59] a montré que pour de l'aluminium 2024, une avance faible forme un copeau long qui conduit à une rugosité élevée.

1.1.2 Cas du titane

Comme pour les applications dans l'aluminium, la vitesse de rotation n'a qu'une faible influence sur les efforts de coupe [7] dans le cas du TA6V. Cependant, la faible conductivité thermique du titane engendre des échauffements et complique l'opération de perçage. Kim [11] montre que la température engendrée par la coupe du titane peut être diminuée grâce à :

- Une vitesse d'avance élevée qui permet de diminuer le temps d'engagement dans la matière, entraînant une diminution du temps d'échauffement.
- Une diminution de la vitesse de coupe pour minimiser le frottement, en partie responsable de l'élévation de la température.

Pour percer les couches de titane, on choisira de préférence une vitesse de coupe faible et une vitesse d’avance élevée.

1.1.3 Cas du composite

Contrairement aux matériaux métalliques, une augmentation de la vitesse de coupe entraîne une diminution du couple lors du perçage des composites [59]. L’augmentation de la vitesse de coupe, participe également à la réduction de l’étendue de l’écaillage et permet de satisfaire les exigences de qualité [15].

Zitoune [36] constate qu’une vitesse d’avance faible, diminue les efforts de poussée dans le composite et contribue à améliorer la qualité des débouchures. De plus, Lasri [38] affirme que la coupe est d’autant plus stable que la profondeur de passe est faible. Cela évite les problèmes d’arrachement et de déchaussement des fibres sur la surface fraîchement usinée.

1.1.4 Domaines de vitesse en fonction du matériau percé

Les résultats de l’étude bibliographique sur les paramètres de coupe, extrapolés au diamètre de perçage de 9.52mm, conduisent à la figure 122. Cette figure représente les domaines de réglage des paramètres de coupe pour chacun des matériaux étudiés, lors d’applications de perçage. De toute évidence, il n’existe pas de zone de réglage commune aux trois familles de matériaux.

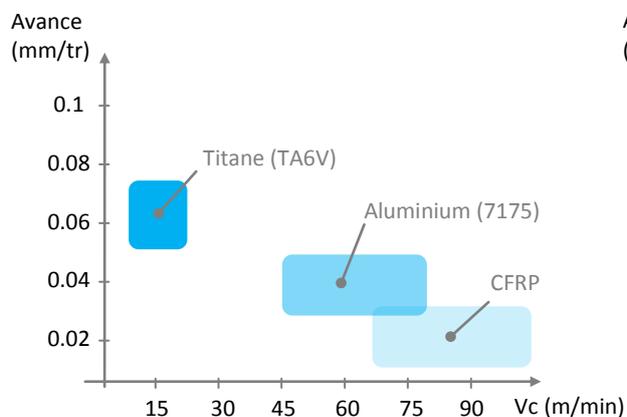


Figure 122 – Domaine de vitesses en fonction du matériau percé

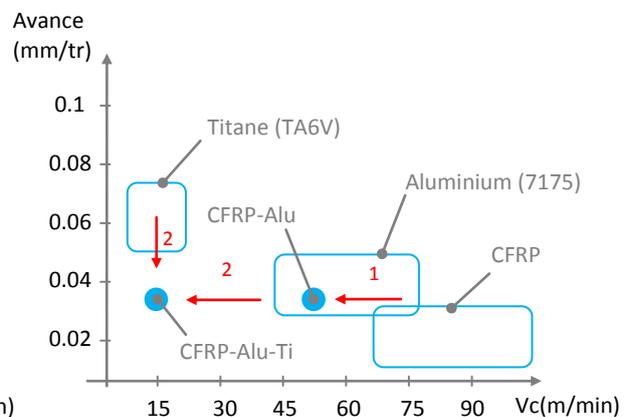


Figure 123 – Choix des paramètres de coupe pour un perçage multi-matériaux (paramètres figés)

Sur la figure 123 apparaissent les paramètres de coupe utilisés par Airbus pour le perçage des empilages de multi-matériaux avec des UPA pneumatiques (cas du perçage à vitesses figées). Ceci amène à choisir des paramètres de coupe, soit optimisés pour l’un des matériaux (cf. CFRP-Alu), soit en dehors de toutes les plages de réglages des matériaux percés (cf. CFRP-Alu-Ti).

Dans le cas du perçage CFRP-Aluminium, on est contraint par l'aluminium. On va alors chercher à diminuer légèrement la vitesse de coupe pour limiter l'échauffement de l'outil lors du passage dans l'aluminium, tout en maintenant une avance relativement élevée (cf. flèche 1). Ces paramètres de coupe restent néanmoins satisfaisants pour les deux matériaux.

Dans le cas du perçage CFRP-Alu-Ti, la vitesse de coupe est imposée par les contraintes associées au TA6V. En revanche, le choix de l'avance est contraint par le CFRP qui va imposer une avance relativement faible, pour éviter notamment le délaminage (cf. flèches 2).

On comprend alors qu'en choisissant un couple de vitesse unique pour l'ensemble de l'empilage, la qualité du perçage et la durée de vie de l'outil ne pourront pas être optimales. Il est donc important d'adapter, au cours du perçage, les paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance) à chacun des matériaux présent dans l'empilage.

Pour ce faire, il faut utiliser un moyen de perçage pouvant être asservi en vitesse. Or la quasi-totalité des UPA utilisées industriellement n'ont pas de régulation de vitesse (moteurs pneumatiques) : aucun changement ne peut donc se faire au cours du cycle de perçage. Par conséquent, il est important de s'orienter vers des UPA bimoteurs qui permettent, par programmation, un réglage indépendant de la vitesse de rotation de la broche et de la vitesse d'avance.

Ainsi, pour chacune des couches à percer, le meilleur couple de vitesses (vitesse de rotation ; vitesse d'avance) peut être choisi en fonction des matériaux mis en jeu et de l'outil utilisé. Il en est de même pour les conditions opératoires (lubrification, cycles d'usinage, etc.).

1.2 Problématique du perçage adaptatif

Industriellement, l'adaptation des conditions de coupe est appliquée sur des machines outils à commande numérique (MOCN) par l'intermédiaire d'un programme d'usinage paramétrable. Pour établir un programme de ce type, il faut tout d'abord définir les différentes stratégies d'usinage pour chacune des couches. Le programme se composera ensuite d'une ligne d'instructions par couche percée. Pour chacune des lignes, on retrouvera les paramètres de coupe que l'on souhaite utiliser dans la couche considérée et l'épaisseur à percer qui définit l'instant où s'effectuera le prochain changement. Une fois le cycle de perçage lancé, la partie commande pourra alors faire évoluer les conditions de coupe en fonction de la position relative de l'outil par rapport à la pièce (figure 124).

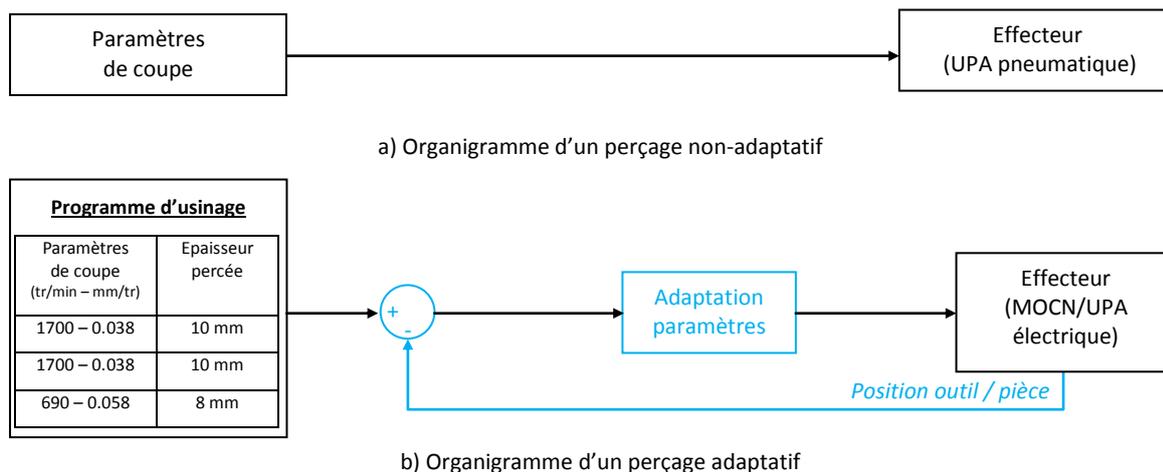


Figure 118 – Comparaison entre un perçage non-adaptatif et adaptatif

De part la conception des éléments des avions, la nature et le séquençage des couches, tout comme leurs épaisseurs sont amenés à changer constamment d'un endroit à l'autre de la structure. Du fait de la pluralité des séquençages de multi-matériaux, la définition et la gestion des programmes paramétrables sur MOCN sont fastidieuses et peuvent conduire à des erreurs. De surcroît, la portabilité des UPA électriques rend difficilement transposable la technique de perçage adaptatif à ces unités de perçage. En effet, contrairement aux MOCN, le positionnement de l'UPA est obtenu manuellement à l'aide de grilles de perçage. Il n'existe donc pas de lien entre la position du trou et le programme CN. Par conséquent, il ne pourra pas être spécifié au programme la composition des multi-matériaux avant de lancer le cycle de perçage. Pour appliquer la technique du perçage adaptatif aux UPA électriques, on va chercher à s'affranchir de la définition du multi-matériau à l'endroit où le trou doit être percé, en rendant le système auto-adaptatif : le système aura ainsi la faculté de pouvoir adapter automatiquement les paramètres et les conditions de coupe en fonction de la nature des couches percées et ce en temps réel.

1.3 Présentation de la technique du perçage auto-adaptatif

A l'instar d'une boucle d'asservissement, la régulation des paramètres de coupe se fait par la surveillance d'une ou de plusieurs grandeurs physiques (efforts de coupe, puissance consommée, vibrations, etc.). Cette mesure est ensuite traitée par la partie logicielle du système. L'analyse du signal, qui fait l'objet de ce chapitre, se réalise en deux phases :

- La détection des transitions : attaque, changement de couche et débouchure.
- La reconnaissance du matériau percé. Les matériaux fréquemment présents dans les empilages aéronautiques sont : le titane (TA6V), l'aluminium (2024, 7175) et le composite (CFRP).

A l'issue du traitement, la nature du matériau identifié par le système est envoyée, sous forme de paramètres, aux variateurs des deux moteurs qui vont permettre l'optimisation des paramètres de coupe (figure 125).

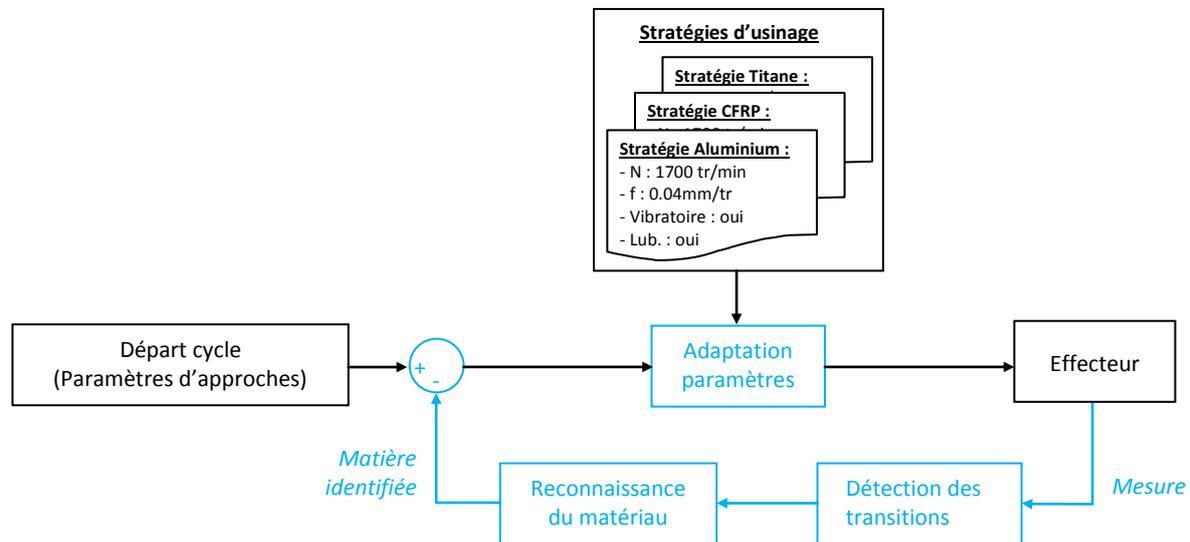


Figure 119 – Technique du perçage auto-adaptatif

Pour que notre méthode puisse être appliquée industriellement, les contraintes suivantes doivent être respectées :

- L'analyse doit se faire en temps réel.
- L'analyse doit être robuste, autonome et flexible pour lui permettre d'être indifférente à tout changement de géométrie outil, de machine, usure outil, environnement, etc.

La méthodologie globale pour atteindre l'objectif fixé, est de définir un ensemble d'indicateurs qui vont servir de données d'entrée à un algorithme de prise de décision. Chacun de ces indices sera établi à partir du traitement d'une ou de plusieurs grandeurs physiques. La complexité et le nombre de ces indicateurs vont varier suivant le degré de précision exigé.

Tout d'abord, nous étudierons la technique du perçage auto-adaptatif dans le cas où le mode vibratoire n'est pas utilisé. Nous verrons ensuite quelles sont les conséquences sur la performance des méthodes utilisées pour l'identification des matériaux lorsque le mode vibratoire est mis en œuvre.

2 Choix de la grandeur physique mise sous contrôle

Pour que les indications soient pertinentes, il est nécessaire que la grandeur physique mise sous contrôle reflète les phénomènes liés à la coupe. La nature de cette grandeur physique va dépendre du processus de perçage mis en œuvre. Etant donné que les UPA bimoteurs, propices à la technique

du perçage auto-adaptatif, utilisent l'énergie électrique, nous pouvons imaginer utiliser une ou plusieurs des grandeurs présentées dans le tableau 22.

	Grandeurs physiques associées
Surveillance des phénomènes de coupe	Effort axial de coupe (Fz)
	Moment axial de coupe (Mz)
	Température (outil, pièce)
Surveillance du moteur d'avance	Vibrations axiales du système
	Vitesse du moteur d'avance
	Courant du moteur d'avance
	Puissance du moteur d'avance
	Température moteur d'avance
Surveillance du moteur de broche	Vitesse du moteur de broche
	Courant du moteur de broche
	Puissance du moteur de broche
	Température moteur de broche
Surveillance de l'UPA	Courant d'alimentation
	Puissance consommée

Tableau 22 – Liste des grandeurs physiques mesurables sur le procédé de perçage par UPA électrique

Le choix des grandeurs servant à effectuer l'analyse est une étape essentielle. Pour ce faire, il est important de considérer la contrainte d'analyse en temps réel. On comprendra alors que la surveillance de phénomènes « lents », comme l'évolution de la température, ne pourra pas être considérée. De plus, en vue d'une intégration dans une UPA compacte, il est nécessaire que la mesure de la grandeur physique ne requière pas l'utilisation de moyens de mesure volumineux et complexes. La mise sous surveillance des moteurs électriques et de l'alimentation générale de l'UPA semble alors être un choix judicieux. Malheureusement, n'ayant pas assez d'informations techniques sur l'architecture de notre UPA électrique (A3DE), aucun essai n'a pas pu être mis en place pour valider la pertinence de ce choix. C'est pourquoi nous avons choisi, dans un premier temps, l'effort de poussée axiale (Fz) pour la surveillance du procédé. Certes cette solution est difficilement applicable industriellement, même si on pourrait envisager l'intégration de dynamomètres uni-axiaux compacts dans des machines de production (MOCN ou UPA). Toutefois d'un point de vue expérimental, cette solution présente l'avantage de pouvoir effectuer des essais sur différents types de machines, y compris les UPA, permettant ainsi de tester la robustesse et la flexibilité des algorithmes. Par conséquent, la mesure de l'effort de poussée va servir de données brutes pour la détection des transitions et la reconnaissance des matériaux percés. Les mesures d'effort axial présentées par la suite ont été obtenues grâce à un dynamomètre 6 composantes.

Dans le prochain paragraphe, nous allons voir quel est le traitement à appliquer sur l'effort axial pour faire ressortir les informations nécessaires aux prises de décision.

3 Détection des transitions

L'objectif de cette première phase consiste à détecter les différents types de transitions (figure 126) :

- Type I : Air vers matériau. Cette transition correspond au premier contact outil-matière.
- Type II : Matériau vers matériau. Elle correspond aux passages entre les différentes couches.
- Type III : Matériau vers air. Cette transition correspond à la fin du perçage.

Une transition peut se définir comme le passage d'un état stable vers un autre. La première propriété qui découle de cette définition consiste à dire que le niveau moyen du signal mesuré à l'instant t sera différent de celui mesuré à l'instant $t-1$. La deuxième propriété concerne la durée du changement. En effet, le passage du foret d'une couche à une autre va entraîner un changement du signal brutal et localisé dans le temps. Il sera donc important de pouvoir discerner les « sauts » dus aux transitions, des dérives du signal liées à d'autres phénomènes plus lents, telle que l'usure de l'outil.

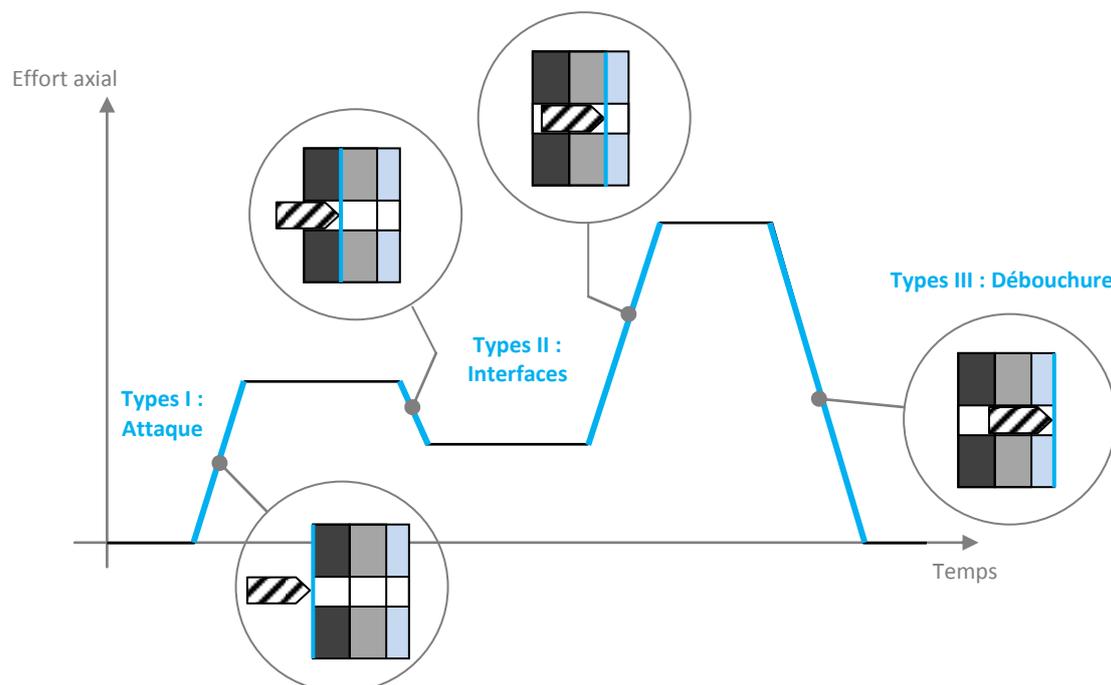


Figure 120 – Schématisation des différentes transitions

Pour faire ressortir au mieux les transitions, un filtre passe-bas est appliqué au signal d'efforts de manière à isoler uniquement la partie constante de l'effort.

La figure 127 présente un exemple d'effort axial filtré, lors d'un perçage multi-matériaux composé d'une couche aluminium suivie d'un matériau composite puis d'une plaque de titane. On observe que l'attaque se caractérise par l'apparition d'un effort axial (Fz), contrairement à la débouchure qui correspond à une disparition de cet effort. L'interface se compose, quant à elle, d'une débouchure suivie d'une attaque. Les nombreuses configurations d'empilage rendent la nature des transitions variée.

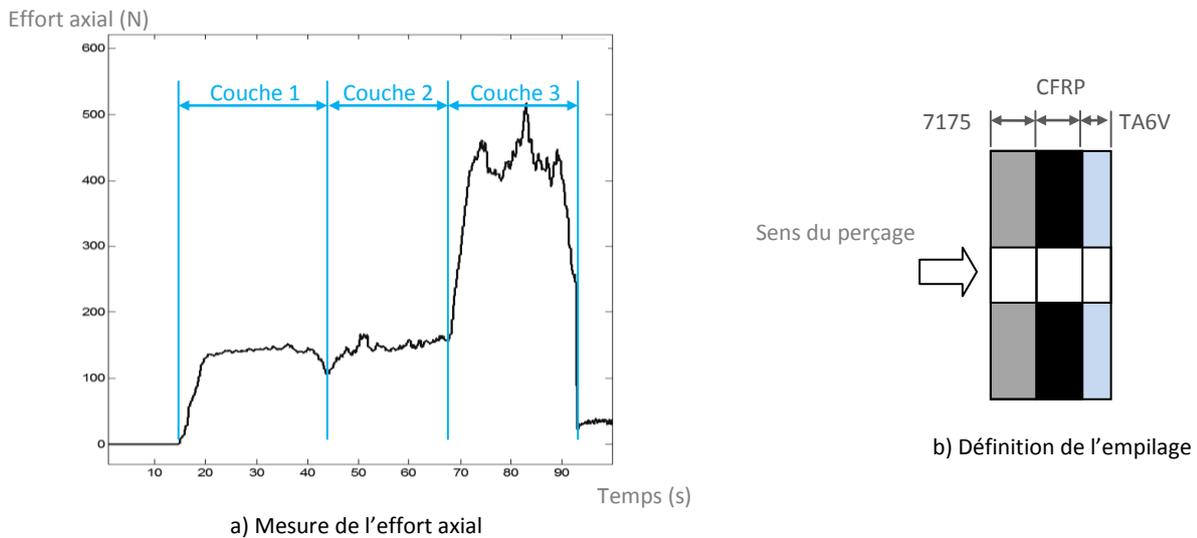


Figure 121 - Exemple de mesure de l'effort axial lors du perçage d'un multi-matériaux avec un foret $\varnothing 9.52$ (Alu.-CFRP-Ti.)

De nombreux essais de perçage ont été réalisés dans des multi-matériaux (composite, métallique) de configurations (composite/métal ou métal/composite), de procédés (UPA pneumatique ou CN) différents, et pour plusieurs géométries d'outil (figures 128 à 131).

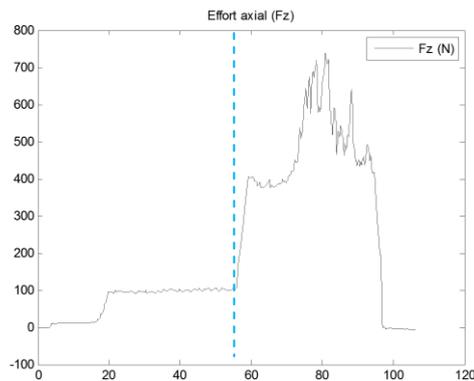


Figure 122 – Perçage CFRP/Titane, outil 1 ($\varnothing 9.52$)

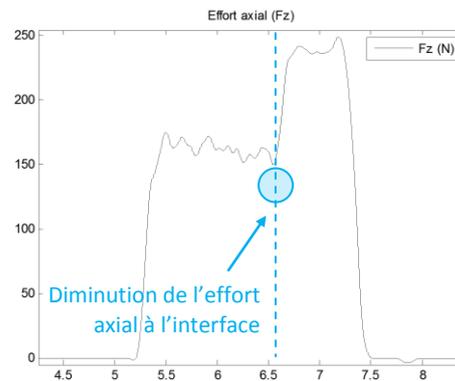


Figure 123 – Perçage CFRP/Aluminium, outil 2 ($\varnothing 6.35$)

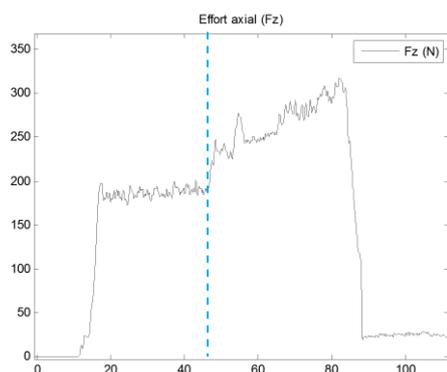


Figure 124 – Perçage CFRP/Aluminium, outil 3 (Ø9.52)

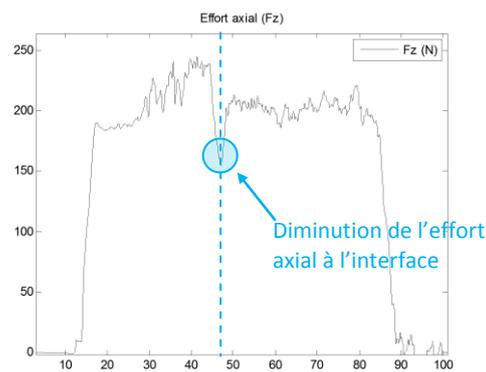


Figure 125 – Perçage Aluminium/CFRP, outil 3 (Ø9.52)

Les résultats obtenus font apparaître une corrélation entre les variations importantes de l'effort axial (F_z) et le passage de transitions. En effet pour une accentuation de la norme de F_z , on s'attendra à une interface du type u_n vers u_{n+1} (ex : CFRP/Alu., Alu/Ti., CFRP/Ti.) (cf. figure 132). En revanche, une diminution de l'effort traduira un passage de type u_{n-1} vers u_n . Ces observations ont été également faites par Gouleau [95]. De manière plus générale, elles traduisent le concept d'usinabilité qui permet de hiérarchiser différents matériaux suivant un critère. Nous avons choisi de les comparer en termes de F_z (figure 132).

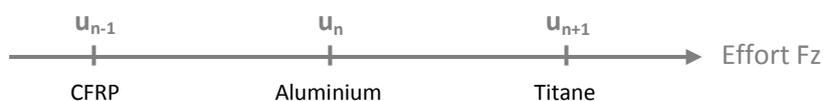


Figure 126 - Hiérarchisation de l'usinabilité des matériaux en termes d'effort

Par conséquent, l'utilisation de la variation de l'effort axial (F_z) comme indicateur est adapté pour la détection des transitions.

Par ailleurs, nous avons observé une diminution ponctuelle et non systématique de l'effort lors des phases d'interface (figures 129 et 131). Cette diminution de l'effort peut notamment s'expliquer par la présence d'un jeu entre deux plaques (appelé défaut d'épingleage) qui a pour effet d'interrompre la coupe temporairement. De plus, il est fréquent que la débouchure d'une couche soit précédée par une légère hausse de l'effort axial. Prendre en compte ces anomalies permet de renforcer la robustesse de l'algorithme de détection des transitions.

La détection des transitions ne requiert pas une excellente fiabilité dans le sens où elle va seulement déclencher la phase d'identification du matériau. Toutefois, il est important qu'il n'y ait pas de transition omise. C'est pourquoi, il est préférable de régler le système de manière à ce que toute variation de l'effort (F_z) soit prise en compte, quitte à lancer le programme de reconnaissance de matériaux en dehors des phases de transition.

Bien que cette technique de détection des transitions soit suffisante, il serait intéressant de la faire évoluer pour lui conférer la notion d'anticipation des transitions. Ainsi, on pourra définir des paramètres et des conditions de coupe adaptés aux phases de débouchure. Ceci permettrait de limiter les défauts en sortie (écaillages, bavures, etc.) et de prévenir l'apparition des bavures comme le suggère Ko [61].

Lorsque le système de supervision détecte une transition, la reconnaissance du matériau percé peut être réalisée.

4 Reconnaissance du matériau

La deuxième phase d'analyse a pour but d'identifier la nature du matériau percé. L'identification doit se faire « à l'aveugle » ; C'est-à-dire qu'aucun paramètre du procédé n'est connu (constitution de l'empilage, diamètre percé, etc.).

Contrairement à la détection des transitions, la reconnaissance du matériau est une étape déterminante dans le processus d'adaptation des paramètres et conditions de coupe. En effet, c'est à l'issue de celle-ci que la décision est prise d'effectuer une modification des paramètres opératoires. Etant donné la complexité du problème, nous nous sommes limités, dans un premier temps, à l'identification de deux familles de matériaux : les métaux et les composites.

En se basant sur les informations recueillies dans la littérature [91], deux méthodes peuvent être imaginées pour différencier les matériaux : la méthode de seuillage et la méthode d'analyse de la pente.

4.1 Méthode de seuillage

Le principe de cette méthode repose sur plusieurs études [59], [80], [95], [96]. Les résultats présentés montrent des variations significatives du niveau de l'effort axial entre les différents matériaux (TA6V, 7175 et CFRP). Comme nous l'avons vu, pour une même configuration de perçage, l'effort F_z sera le plus élevé lors de l'usinage du titane, puis diminuera dans les couches d'aluminium et atteindra un niveau inférieur dans le composite.

Pour mettre en place cette méthode, il faut déterminer la valeur minimale (seuil bas) et maximale (seuil haut) du niveau de poussée axiale (F_z) pouvant être atteint dans chacune des couches que l'on souhaite détecter. Les deux seuils identifiés permettront, ensuite, de définir une zone d'effort spécifique à chacun des matériaux. Ainsi, pendant le perçage, lorsque le niveau du signal se situe dans une des zones établies, l'identification du matériau pourra être faite (figure 133).

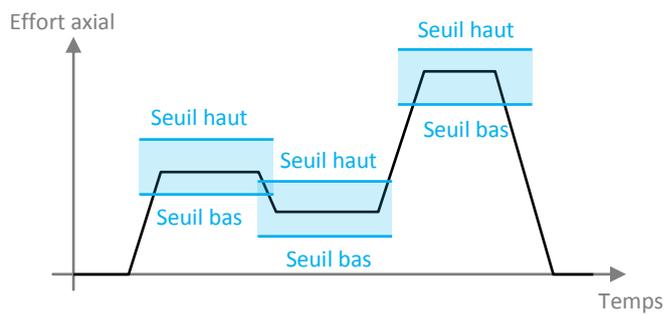


Figure 127 - Principe de la méthode de seuillage

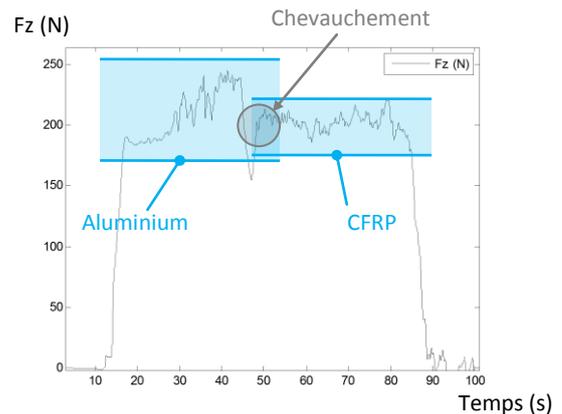


Figure 128 – Exemple d'identification par la méthode de seuillage

Cette méthode présente l'avantage d'être extrêmement simple à mettre en place. Cependant, elle possède un certain nombre d'inconvénients:

- Tout d'abord, il faut attendre que la mesure se stabilise pour pouvoir déterminer le matériau. Ceci implique un manque de réactivité notamment dans les zones de transition.
- Lors du perçage, l'apparition de pics d'effort aléatoires peut conduire à des valeurs ponctuellement hors de la zone du matériau percé. Ceci pourrait conduire à une prise de décision du système de surveillance erronée.
- La méthode est sensible au séquençage des couches. Par exemple, le niveau d'effort d'un aluminium sera différent suivant sa position dans l'empilage et la nature des autres couches. Ceci est dû notamment aux phénomènes de restriction du trou lors du perçage du composite ou du titane, qui génèrent des efforts supplémentaires. La longueur d'évacuation des copeaux, plus grande lorsque la couche d'aluminium se trouve en dernière position, contribue également aux variations de l'effort axial. Ainsi, les seuils doivent être redéfinis en conséquence.
- Pour des matériaux présentant des niveaux d'effort proches, il se créera des zones de chevauchement et donc d'incertitude (figure 134).
- Les zones seuils vont être tributaires du procédé ou de la géométrie de l'outil utilisé. Il sera alors nécessaire de mettre une phase préliminaire d'apprentissage, qui pénalisera la flexibilité du système et le coût de sa mise en œuvre. De plus, les seuils définis en début de série seront amenés à évoluer sensiblement dans le temps suivant des lois disparates (loi d'usure d'outil, température, etc.), obligeant à constamment les recalculer.

Cette méthode présente de trop nombreux inconvénients pour permettre une identification efficace.

Nous allons donc nous intéresser à une autre méthode : la méthode d'analyse de la pente.

4.2 Méthode d'analyse de la pente

Le principe de la méthode d'analyse de la pente découle de celui de la méthode par seuillage. Cette méthode consiste à analyser le coefficient directeur de la pente générée par l'entrée de la pointe outil dans la matière usinée. Le temps d'entrée étant connu, car fixé par la géométrie du foret et la vitesse d'avance, le coefficient de la pente pourra donc être calculé. La valeur obtenue sera ensuite comparée à chacun des coefficients distinctifs des matériaux. Lorsqu'il y a concordance entre le coefficient de référence et la valeur mesurée, un matériau est identifié.

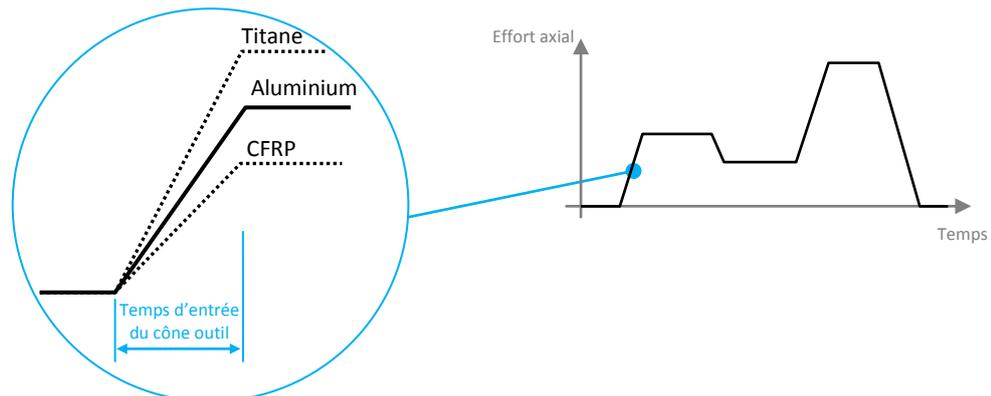


Figure 129 – Principe de la méthode d'identification par analyse de la pente

L'avantage de cette méthode est la réactivité de l'identification. En effet, en utilisant cette méthode on peut espérer avoir des paramètres et des conditions de coupe optimaux à la fin de l'entrée du cône de l'outil. De plus, nous avons observé que le signal d'effort était relativement peu bruité (absence de pics inopinés) lors des phases de transitions, favorisant ainsi la bonne analyse.

Cette méthode est certes séduisante mais elle repose sur l'hypothèse fautive que l'évolution de l'effort axial, lors de l'entrée du cône outil dans la matière est linéaire. En effet, après différents essais, on s'aperçoit que la loi d'évolution de l'effort n'est pas nécessairement linéaire, mais elle peut être de type polynomial (figure 136). Or, lorsque l'on approxime linéairement cette courbe sur un intervalle de temps court, on constate que les coefficients directeurs obtenus sont différents et leurs valeurs augmentent au fur et à mesure que le cône de l'outil pénètre le matériau. Par conséquent, l'évaluation du profil sur une courte durée (imposée par la contrainte de « temps réel ») va conduire à une identification erronée comme illustrée par la figure 136. De plus, à l'instar des seuils d'efforts, les profils d'entrée vont évoluer en fonction de la géométrie et du niveau d'usure de l'outil utilisé.

Le deuxième défaut de cette méthode est que l'identification des différents matériaux ne peut se faire que lors d'une transition. Ceci implique donc une précision accrue de la détection des transitions pour ne pas lancer le processus d'identification de matière sur un pic impromptu de l'effort qui conduirait à une reconnaissance faussée.

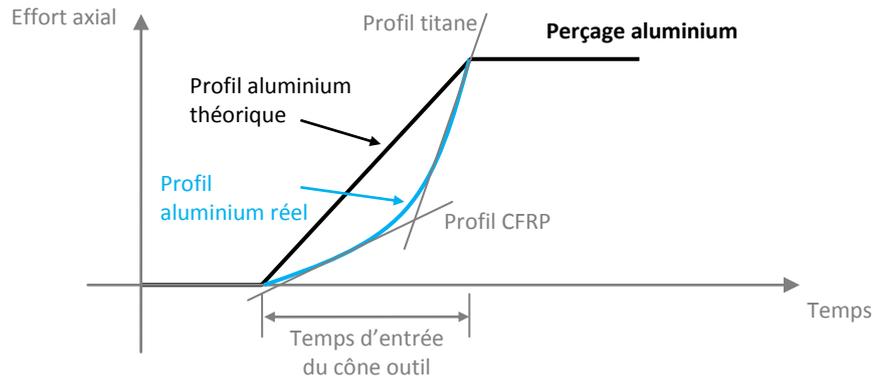


Figure 130 – Inconvénient de la méthode

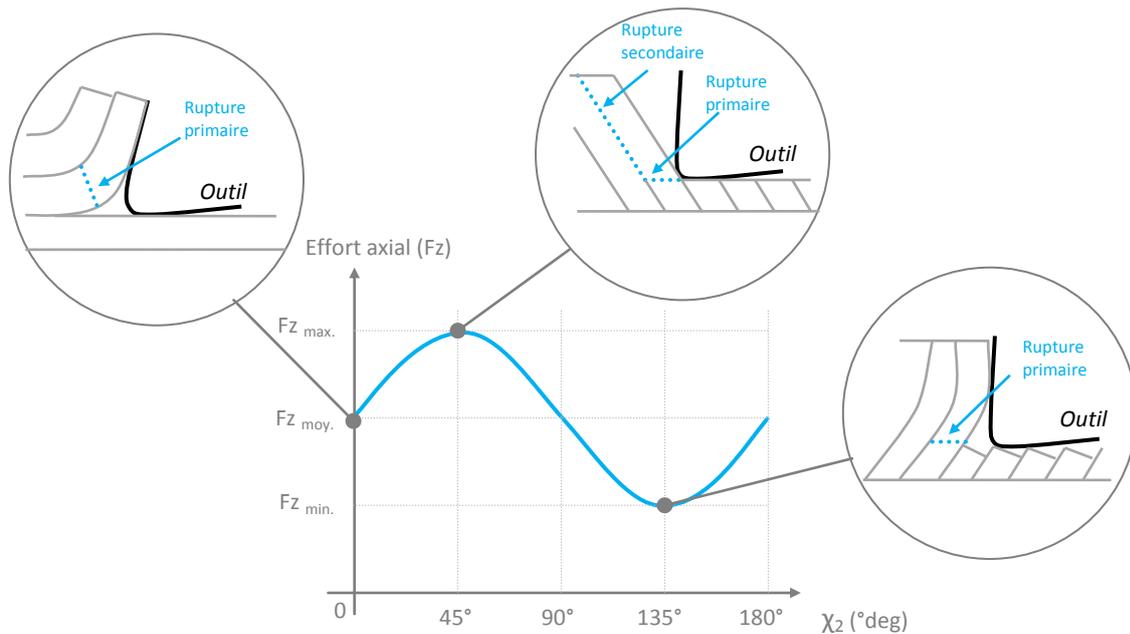
Les méthodes présentées jusqu'ici ne peuvent pas répondre aux contraintes que nous nous étions fixées. De ce fait, nous avons développé une méthode innovante par analyse des modes de coupe, permettant de s'affranchir de l'influence de l'outil et du procédé utilisé.

5 Présentation d'une nouvelle méthode pour la reconnaissance du matériau

5.1 Principe de la méthode d'analyse des modes de coupe

La nature hétérogène et anisotrope des matériaux composites va mettre en jeu des mécanismes de coupe différents de ceux des matériaux métalliques. Ces différences ont été détaillées dans le premier chapitre en s'appuyant sur de nombreuses publications [14], [15], [27–30]. Il a été notamment montré qu'en fonction de l'angle (χ_2) formé entre la direction de coupe et l'orientation des fibres, le comportement de la coupe allait changer (cf. figure 28, figure 29, figure 30).

De nombreuses études ont montré que les efforts de coupe fluctuaient avec la variation de l'angle χ_2 [15], [29], [30]. Ces études montrent que les efforts de coupe augmentent lorsque l'angle χ_2 est compris entre 0° et 60° . Ensuite, lorsque cet angle χ_2 est compris entre 60° et 120° , les efforts ont tendance à diminuer. Puis, pour un angle χ_2 supérieur à 120° les efforts augmentent à nouveau (figure 137).



Plusieurs raisons sont à l'origine du phénomène de fluctuation de l'effort axial. Pour comprendre ces raisons, il est important de comprendre la notion de mode de propagation des fissures dans les composites. Deux modes sont à l'origine de la coupe des composites [15] :

- Dans le mode 1, la fracture générée par l'outil va se propager à mesure que l'entaille s'ouvre.
- Dans le mode 2, la fracture va s'agrandir avec le déplacement longitudinal relatif des deux côtés de l'entaille.

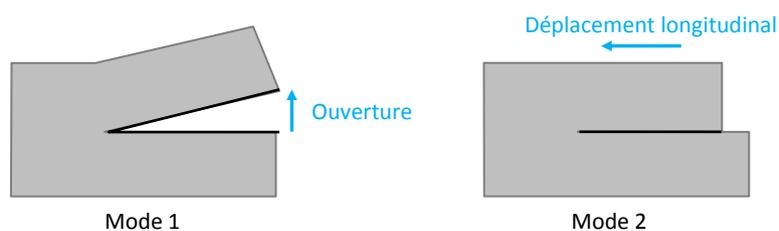


Figure 132 – Modes de propagation de fissure

En fonction de l'orientation des fibres, un mode va prédominer sur l'autre. La figure 139 décrit l'évolution des modes de fissuration en fonction de l'orientation de la fibre, lors du perçage d'un composite. Lorsque la fibre est à 0°, le mode 2 initie la fracture mais va laisser place rapidement au mode 1. L'augmentation de l'angle jusqu'à 60° va favoriser la coupe par le mode 2. Au-delà de 60°, le mode 2 commence à perdre de l'importance. La coupe devient alors principalement liée au mode 1, jusqu'à une valeur d'angle de 150°.

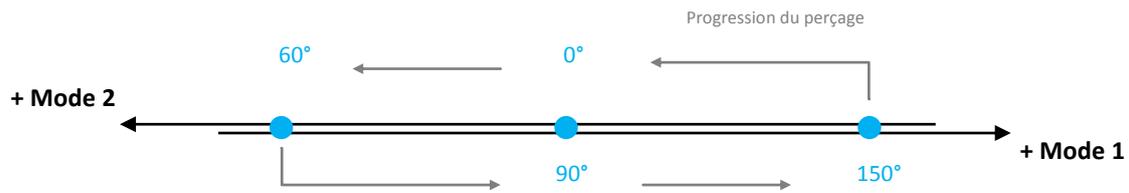


Figure 133 – Evolution des deux modes de fissuration lors du perçage d'un composite

La fibre de carbone est très résistante en compression. En revanche, la flexion ou le flambage de la fibre vont créer un moment qui facilitera la rupture de la fibre. C'est pourquoi le mode 1 entraînera une plus forte sollicitation mécanique que le mode 2. En conséquence, plus le deuxième mode prédominera, moins l'effort axial sera important.

Le phénomène d'oscillation des efforts de coupe se répétant deux fois par tour, une analyse fréquentielle permettra facilement de l'identifier. En effet, lorsque nous faisons une FFT (Fast Fourier Transfert) sur une partie d'un signal d'effort axial mesuré lors d'un perçage dans un matériau métallique avec un foret, nous obtenons classiquement une raie fondamentale qui correspond à la fréquence de passage d'une arête de coupe de l'outil. Cette fréquence fondamentale est associée à plusieurs harmoniques d'amplitudes décroissantes (figure 140). En revanche, en effectuant la même analyse spectrale sur un signal d'effort axial issu du perçage d'un composite unidirectionnel, nous remarquons que l'amplitude de la première harmonique augmente significativement (figure 141). C'est cette différence du comportement fréquentiel qui servira d'indicateur pour discerner les composites, des matériaux homogènes du type métallique.

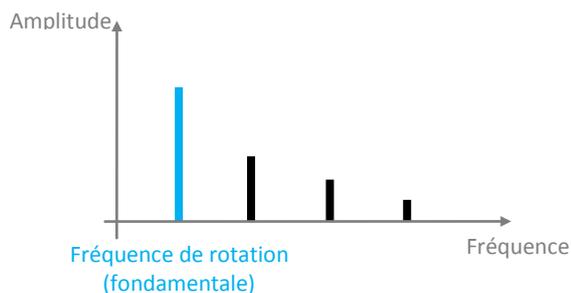


Figure 134 – FFT du signal d'effort F_z mesuré lors du perçage dans un matériau métallique

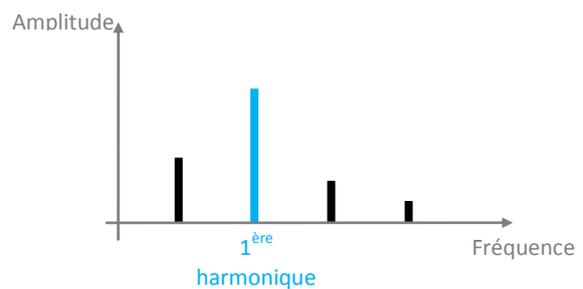


Figure 135 – FFT du signal d'effort F_z mesuré lors du perçage dans un matériau composite

Pour permettre l'identification des matériaux au cours du perçage il est alors nécessaire d'effectuer une analyse fréquentielle, fonction du temps. On parlera alors d'analyse spectrale en temps réel.

5.1.1 Outils d'analyse spectrale en continu

L'objectif de ce paragraphe est de trouver une méthode permettant de représenter, en temps-réel, le signal temporel de l'effort axial (Fz) dans le plan Temps-Fréquence. Ceci implique un échantillonnage du signal fin qui nécessitera une rapidité de calcul suffisante.

Parmi les différents outils disponibles dans la littérature pour la présentation dans le plan Temps-Fréquence, nous nous sommes intéressés aux méthodes de la Transformée de Fourier à Court Terme (TFCT) et de la Transformée par Ondelettes Discrète (TOC). Nous verrons ensuite par quelle technique nous avons répondu au problème de la segmentation du signal en vue d'une analyse en temps réel.

5.1.1.1 Transformée de Fourier à Court Terme (TFCT)

Comme nous l'avons évoqué précédemment, la Transformée de Fourier permet la représentation dans l'espace fréquentiel de signaux dits stationnaires. Elle se définit par l'équation [97] :

$$\hat{x}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} x(t)e^{-j\omega t} dt \quad \text{Equation 25}$$

En utilisant cette transformée sur l'ensemble du signal, toute notion de localisation temporelle disparaît. Pour obtenir une représentation Temps-Fréquence, il faut donc trouver une transformation qui renseigne sur le contenu fréquentiel tout en préservant l'information de la localisation temporelle.

Pour ce faire, on va ajouter à la transformée de Fourier, une variable de description temporelle dans l'expression. On parlera alors de Transformée de Fourier à Court Terme (TFCT). La TFCT se définit de la manière suivante [97] :

$$F_x^h(t, \omega) = \int_{-\infty}^{\infty} x(s)h^*(s-t)e^{-j\omega s} ds \quad \text{Equation 25}$$

La localisation temporelle est obtenue par la fonction $h(t)$, appelée fenêtre temporelle ou de pondération. Ainsi, en effectuant une convolution du signal par cette fenêtre, on va pouvoir effectuer une analyse localisée temporellement et définie sur une période imposée par la largeur de la fenêtre. Il existe différents types de fenêtres : rectangulaire, triangulaire, Hann, Hamming, Blackman, etc. Le choix doit être fait de manière à limiter les artéfacts qui apparaissent aux bords de la fenêtre, entraînant une altération du spectre initial. Le spectre temporel sera ensuite obtenu en faisant glisser cette fenêtre le long du signal. Le signal est alors segmenté (figure 142).

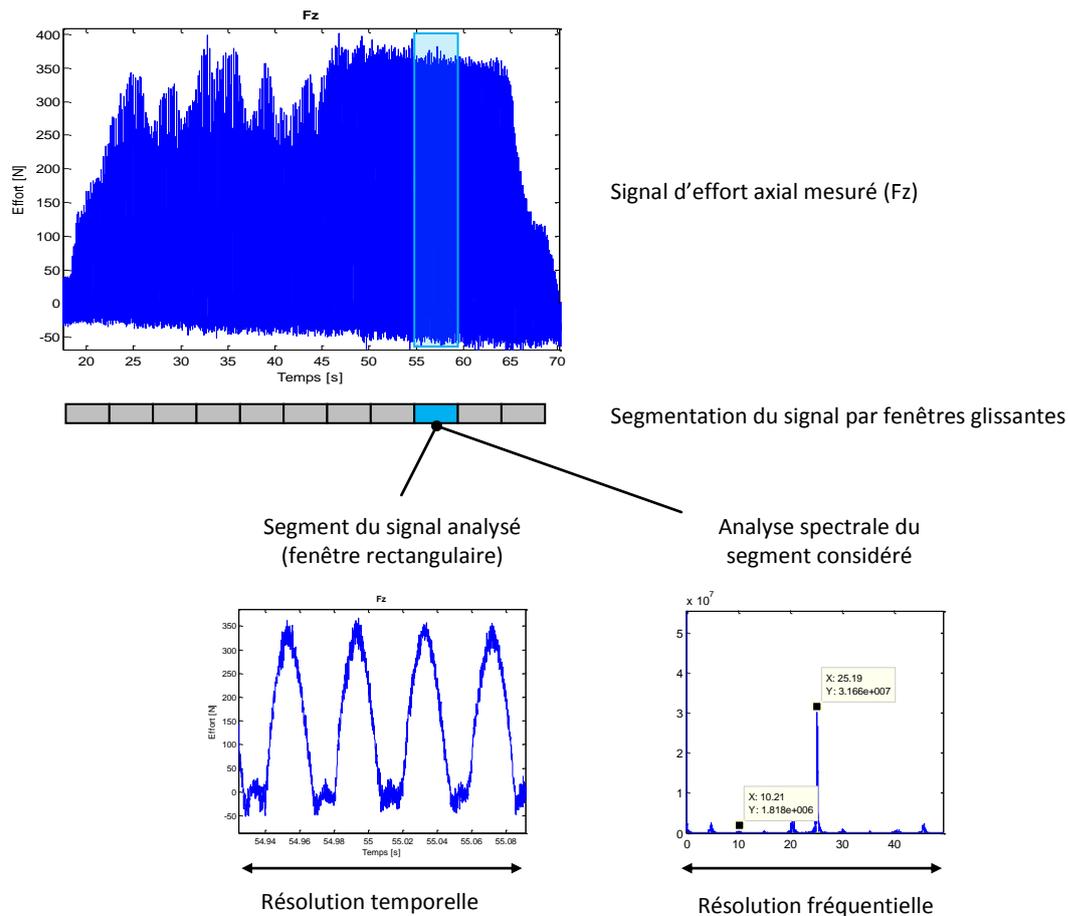


Figure 136 – Principe de la Transformée de Fourier à Court Terme

La TFCT conduit cependant à un compromis difficile à satisfaire entre la longueur temporelle de la fenêtre et la résolution fréquentielle de la transformée. Ainsi, ce qui est gagné en précision de localisation (par une fenêtre petite temporellement), est irrémédiablement perdu en précision sur les fréquences (principe d'incertitude d'Heisenberg). En d'autres termes, en cherchant à préciser les informations temporelles, les informations fréquentielles seront dégradées.

5.1.1.2 Transformée par ondelettes discrètes et Analyse Multi-Résolution en Ondelettes (AMRO)

Une autre méthode d'analyse spectrale temporelle considère l'usage de la technique des ondelettes [98]. L'analyse par ondelettes permet de représenter un signal, comme le font les fonctions trigonométriques dans l'analyse de Fourier. Cependant, elle est basée sur un concept quelque peu différent du concept de fréquence: le concept d'échelle. Ce nouveau concept offre à la fenêtre la possibilité de changer de taille avec la fréquence.

La décomposition du signal est réalisée à partir d'un ensemble d'ondelettes de base obtenu à partir des détails d'une ondelette « mère ». L'analyse se fait grâce à la dilatation et à la translation de l'ondelette mère. Cette transformation décrit les détails d'un signal pour chaque niveau de

résolution. Ces détails correspondent à la différence d'information entre deux niveaux de résolutions successives. Elles autorisent une bonne localisation en temps et en fréquence. Par ailleurs, Mallat a eu l'idée de considérer l'analyse par ondelettes comme une décomposition du signal par cascade de filtres, associant une paire de filtres à chaque niveau de résolution [97]. Le signal est par la suite décomposé en approximations (A_i) correspondant aux basses fréquences et les détails (D_i) correspondant aux plus hautes d'entre elles. Notons que dans cet algorithme seules les approximations sont décomposées (figure 143).

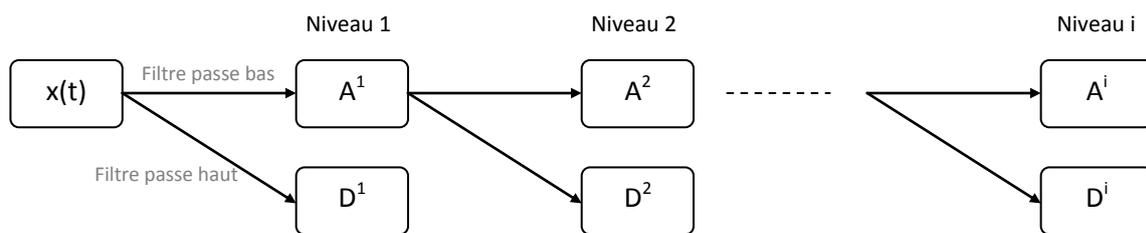


Figure 137 – Schématisation d'un algorithme de décomposition en ondelettes

5.1.2 Problème d'une application en temps réel : la segmentation

Indépendamment de la méthode choisie (TFCT ou AMRO), l'application de l'analyse spectrale temporelle au cas de la reconnaissance des matériaux en temps réel oblige à segmenter le signal. Ce morcellement implique une transformation sur un signal à longueur finie. Sans appliquer de correction, le résultat obtenu sera biaisé par des artéfacts à chacune des extrémités des segments. Le but de la correction est de créer une continuité de la transformation. Mais pour chacun des segments (n), il est nécessaire de connaître le segment suivant ($n+1$) et précédant ($n-1$). Cependant, il n'est pas possible de connaître les segments suivants, étant donné qu'ils n'ont pas été encore mesurés. Une première méthode consiste donc à utiliser des techniques d'extension comme le zero-padding, le lissage, la symétrie, etc. [97]. Par exemple, l'extension par du zero-padding fait l'hypothèse que le signal est nul en dehors du segment. Néanmoins, ces techniques d'extensions par des valeurs présumées, créent tout de même des distorsions aux limites de chaque morceau. De plus, ces distorsions vont s'accroître avec l'augmentation du niveau de décomposition [100]. Une deuxième technique consiste à faire se chevaucher les segments. Cependant cette méthode crée également des erreurs et des redondances dans le processus de décomposition.

Devant ce problème, Rajmic [101] propose une nouvelle méthode de segmentation qui permet de réaliser une transformée par ondelette en temps réel : la transformée en ondelettes par segmentation.

5.1.3 Transformée en Ondelettes par Segmentation (SegWT)

La méthode de Rajmic [102] consiste à faire une extension du signal, à gauche par un nombre d'échantillons du précédent segment précis, et à droite à partir d'un autre nombre d'échantillons provenant du segment suivant. Dans ce problème, les paramètres suivants jouent un rôle crucial : la longueur des filtres d'ondelettes (m) ; le niveau de transformée (J) et la longueur des segments (s). Par ailleurs, il montre que les longueurs d'extensions peuvent être amenées à évoluer d'un segment à l'autre. La longueur des extensions est alors régie par une liste de règles sophistiquées. L'algorithme de la Transformée en Ondelettes par Segmentation est détaillée dans l'article [103]. Cet algorithme comprend les étapes suivantes (figure 144) :

- Réception du signal brut par paquets (dans notre cas, le signal brut correspond à l'effort axial)
- Extension de ces segments, à droite et à gauche, suivant les règles définies
- Calcul des coefficients d'ondelettes

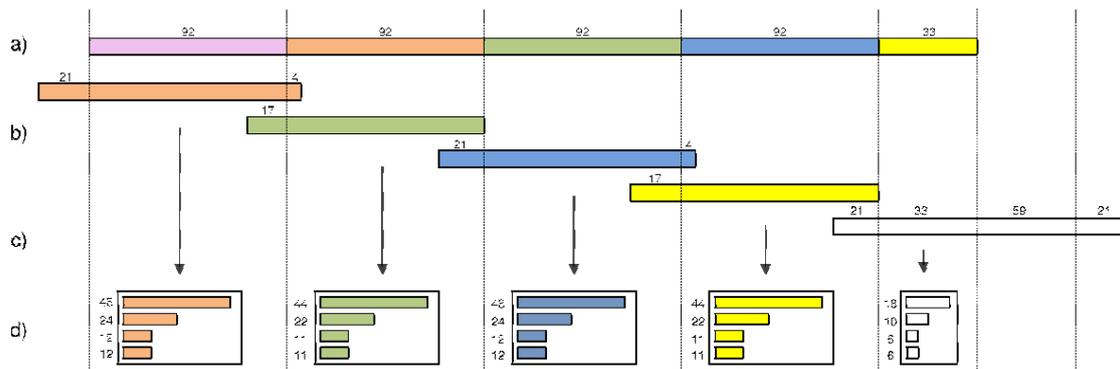


Figure 138 – Description de l'algorithme de la SegWT - a) Signal segmenté brut, b) Segment allongé (à gauche et à droite par une longueur différente d'un segment à l'autre), c) Calcul de la fin du signal, d) Calcul des coefficients d'ondelettes.

Le principal avantage de cet algorithme est qu'il n'est pas nécessaire de connaître le nombre de segments.

Cette méthode de segmentation a été intégrée dans notre algorithme de reconnaissance de matériaux qui va être décrit par la suite.

5.2 Technique de reconnaissance des matériaux par analyse fréquentielle

5.2.1 Description de l'algorithme

L'algorithme permettant la reconnaissance des matériaux par analyse fréquentielle peut se décomposer en différentes étapes :

- Calcul des paramètres élémentaires pour la détection : la fréquence de rotation et la première harmonique.
- En fonction des valeurs des fréquences à surveiller, le niveau de transformée (J) et la longueur du

segment seront déterminés. On choisira de préférence une longueur des segments minimale (ex : tableau 24) pour permettre une haute résolution temporelle.

- Pour chacun de ces segments, la méthode d'AMRO par segmentation de Rajmic [102] est appliquée sur le signal F_z , en utilisant le filtrage par ondelettes symétriques (Symlets). Nous obtenons alors un signal d'effort décomposé en approximations et en détails.
- A la suite de ce premier traitement, une simple FFT sur le signal d'approximation du segment considéré, au dernier niveau de décomposition, permet de faire ressortir les différentes raies fréquentielles servant à la détection.

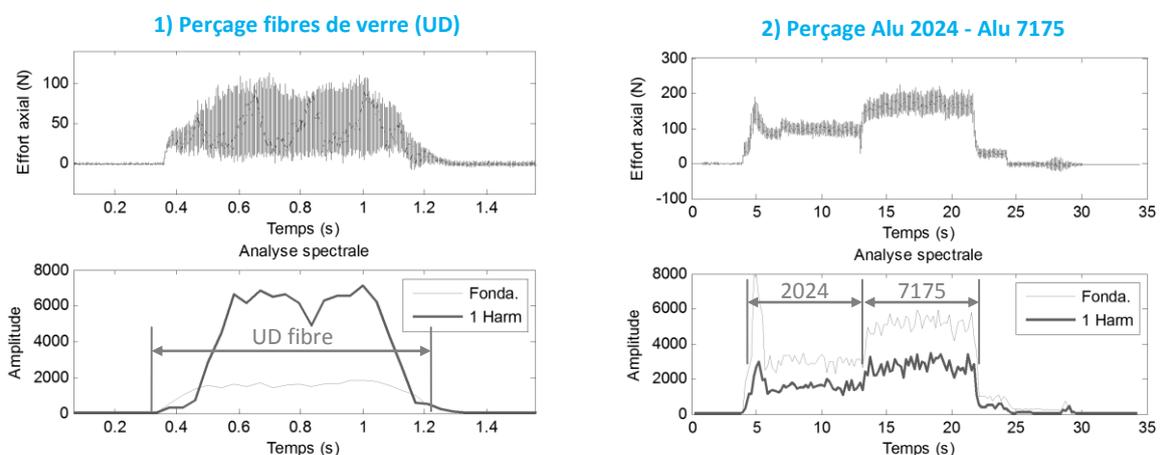
5.2.2 Validation expérimentale de la technique d'analyse fréquentielle

Nous avons testé notre technique dans différents multi-matériaux et pour diverses configurations de perçage. Les différents paramètres des essais sont présentés dans le tableau ci-dessous :

#	Outil	Matière	Moyen	Paramètres N (tr/min) – f (mm/tr)
1	Foret hélicoïdal - \varnothing 6	UD – fibres de verre	CNC machine 1	N: 7500
2	Foret 3/4 - \varnothing 9.52	2024 - 7175	UPA pneumatique	N: 2300 – f: 0.04
3	Foret 3/4 - \varnothing 9.52	7175 - T800	UPA pneumatique	N: 1700 – f: 0.04
4	Foret 3/4 - \varnothing 9.52	T800- 7175	UPA pneumatique	N: 1700 – f: 0.04
5	Foret hélicoïdal - \varnothing 9.52	T800 - TA6V	UPA électrique	N: 1000 – f: 0.03
6	Foret hélicoïdal - \varnothing 6.35	NC2 - 7175	CNC machine 2	N: 4800
7	Foret hélicoïdal - \varnothing 9.52	T800 - 7175 – TA6V	UPA pneumatique	N: 590 – f: 0.04

Tableau 23 – Liste des essais

Chacun des graphiques de la figure 145 représente, dans le quadrant du haut le signal d'effort axial mesuré en fonction du temps et dans le quadrant du bas le suivi temporel des deux fréquences étudiées (fondamentale et 1^{ère} harmonique).



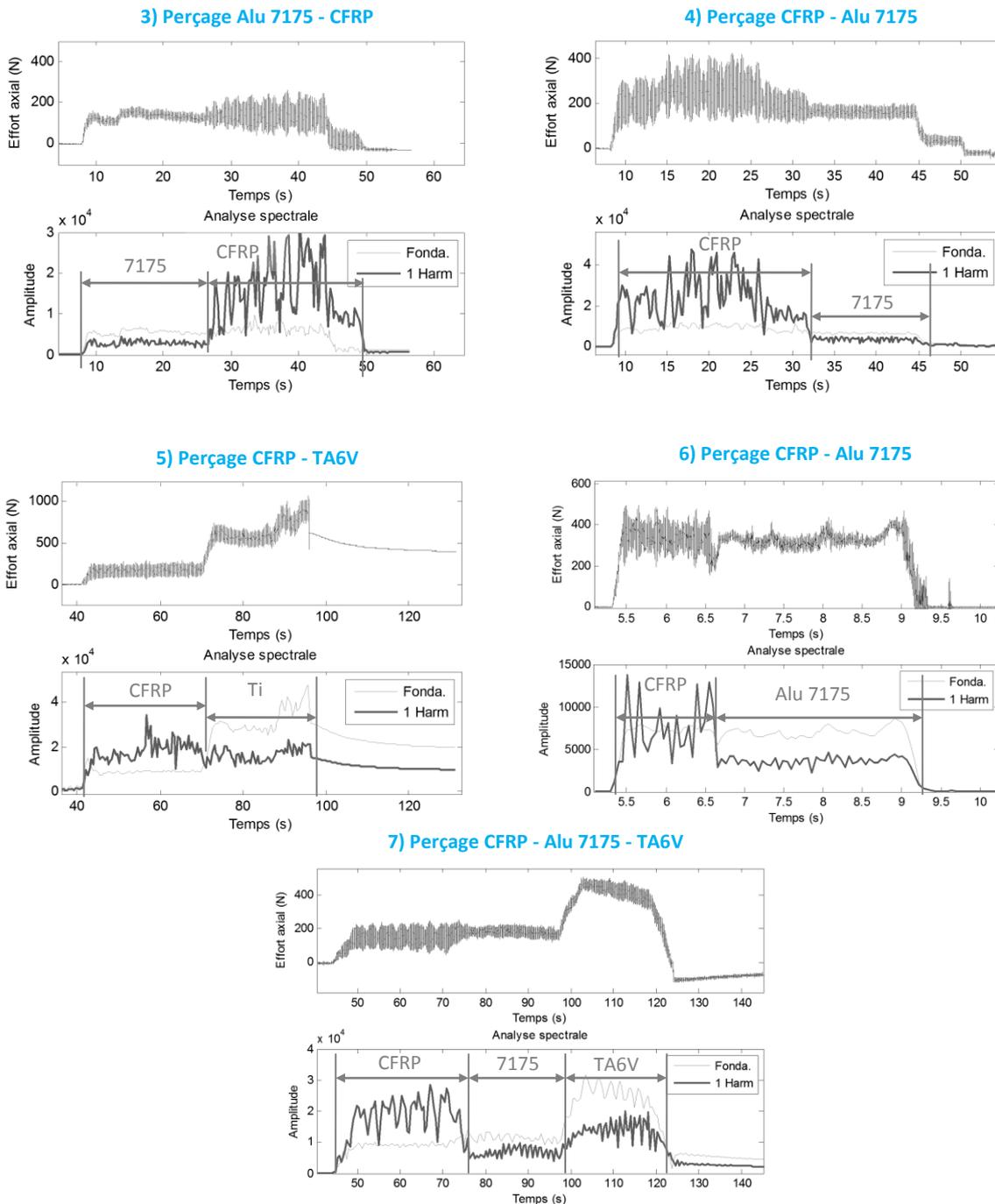


Figure 139 – Simulation de la détection des matériaux pour les sept configurations testées

Comme attendu, on remarque que l’amplitude de la 1ère harmonique s’amplifie lors du passage dans le composite. De plus, nous remarquons que ce phénomène est indépendant de la nature de la fibre (verre, carbone), de sa longueur (courte, longue), du foret (diamètre, géométrie) et du procédé utilisé (CNC, UPA). Au travers des différents essais réalisés dans les empilages composés de CFRP et d’aluminium, il est possible d’évaluer la performance de cette technique. En effet, en étudiant les signaux bruts 3, 4, 5 et 7, on constate que le niveau de l’effort axial moyen est sensiblement identique dans les couches de composite et d’aluminium. Or, après traitement du signal par la

technique d'analyse fréquentielle, la différence est très marquée. C'est pourquoi, la méthode peut être qualifiée de robuste et flexible. Néanmoins, deux points de cette technique fréquentielle restent perfectibles.

Premièrement, nous pouvons constater que le signal correspondant à la 1^{ère} harmonique est très perturbé lors du passage dans le composite, à l'exception du perçage réalisé dans de l'unidirectionnel. Comme nous l'avons vu précédemment, le niveau de l'effort axial est influencé par l'angle formé entre l'orientation des plis et la vitesse de coupe. Lors du perçage, l'arête de l'outil est amenée à couper plusieurs plis simultanément. Pour un composite ayant un arrangement de plis unidirectionnels, l'ensemble des angles formés entre la direction de coupe et l'orientation des fibres coupées demeurent identiques le long de l'arête. En revanche, pour un séquençage multidirectionnel, cela va entraîner une hétérogénéité de ces angles le long de l'arête de coupe. Ce constat est partagé par Bonnet [15]. Ainsi, pour des composites ayant un arrangement de plis multidirectionnel, la fluctuation cyclique de l'effort axial sera perçue comme une superposition de plusieurs phénomènes cycliques déphasés. La conséquence d'un point de vue fréquentiel est que la 1^{ère} harmonique apparaîtra perturbée, et le niveau de cette harmonique pourra devenir ponctuellement inférieur à celui de la fréquence fondamentale.

La deuxième limite concerne la résolution temporelle de l'algorithme de détection. Le tableau 24 évalue la performance de l'algorithme suivant ce critère pour les sept simulations introduites précédemment. Malgré un temps de traitement du signal très faible (de l'ordre de 2 secondes), la résolution temporelle apparaît relativement importante. Lorsque l'on étudie le tableau 24, il apparaît clairement que la résolution temporelle dépend de la fréquence de rotation de la broche. Plus la fréquence de rotation est élevée, plus courte est la longueur des segments et meilleure sera à la localisation temporelle. Ceci s'explique notamment par le niveau de décomposition. Ce dernier paramètre se définit en fonction de la fréquence de rotation, par la relation suivante :

$$d = \text{NextPowerofTwo} \left(\frac{fs}{Fq_{rot} \cdot 4 \cdot k} \right) - 1 \quad \text{Equation 26}$$

avec :

fs = fréquence d'échantillonnage

Fq_{rot} = fréquence surveillée (fréquence rotation broche)

k = coefficient de réglage

En étudiant cette équation, on comprend que plus la fréquence de rotation est basse plus le niveau de décomposition devra être élevé. Or, une décomposition importante oblige à augmenter le nombre d'échantillons par segment et donc diminue la résolution temporelle.

#	Fréquence de rotation (Hz)	Longueur minimale du segment (en échantillon)	Fréquence d'échantillonnage (échantillon/seconde)	Résolution temporelle (en seconde)	Temps de calcul cumulé sur l'ensemble du signal (en seconde)
1	125	2088	50000	0.042	1.31
2	38	4176	20000	0.209	1.40
3	28	4176	20000	0.209	1.92
4	28	4176	20000	0.209	2.00
5	16	8352	20000	0.418	2.45
6	80	1048	20000	0.053	1.45
7	10	8384	20000	0.419	2.66

Tableau 24 – Evaluation de la vitesse de la résolution temporelle

La figure 146 illustre l'influence du niveau de décomposition sur la performance de la technique de reconnaissance des matériaux par analyse fréquentielle, au travers d'un exemple de perçage réalisé dans un empilage de CFRP-Aluminium-Titane (identique à l'essai n°7, tableau 23). On remarque que seul avec le niveau de décomposition calculé, la fréquence correspondant à la première harmonique est supérieure à la fondamentale. Il est donc indispensable de toujours respecter ce niveau optimal.

Il convient alors de trouver un autre indicateur complémentaire à celui-ci, nécessitant un niveau de décomposition plus faible, pour permettre une meilleure localisation temporelle. Nous nous sommes alors intéressés aux hautes fréquences qui peuvent être analysées sur de plus petites périodes. Cependant, il se trouve que le phénomène de variation d'effort axial n'a pas de répercussions notables sur les hautes fréquences. Néanmoins, on s'est aperçu que la phase comportait une source d'informations non négligeables.

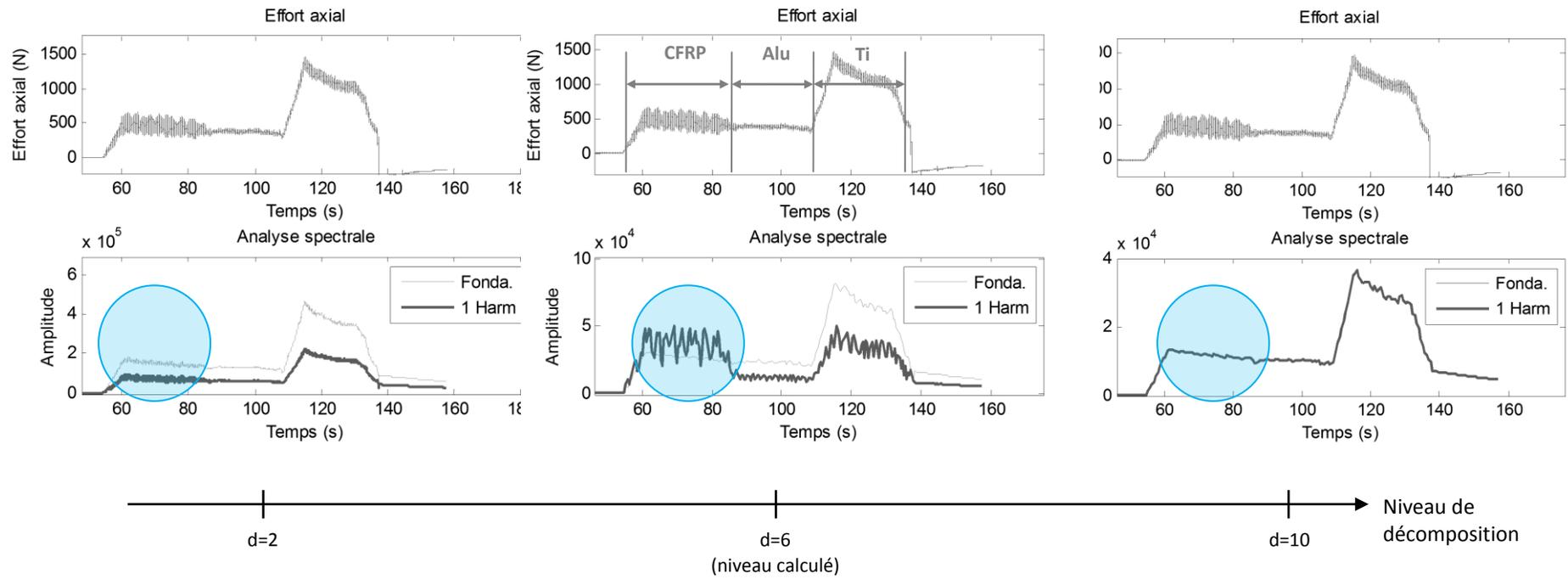


Figure 140 – Influence du niveau de décomposition sur la performance de la méthode de détection

5.3 Technique de reconnaissance des matériaux par analyse de phase

5.3.1 Description de la technique

A l’instar de l’analyse fréquentielle, la technique de reconnaissance des matériaux par analyse de phase consiste à observer les variations de phase de la fréquence fondamentale et de celle de son harmonique. La valeur de la phase est obtenue en faisant l’arc-tangente du quotient entre les parties imaginaire et réelle de la transformée de Fourier.

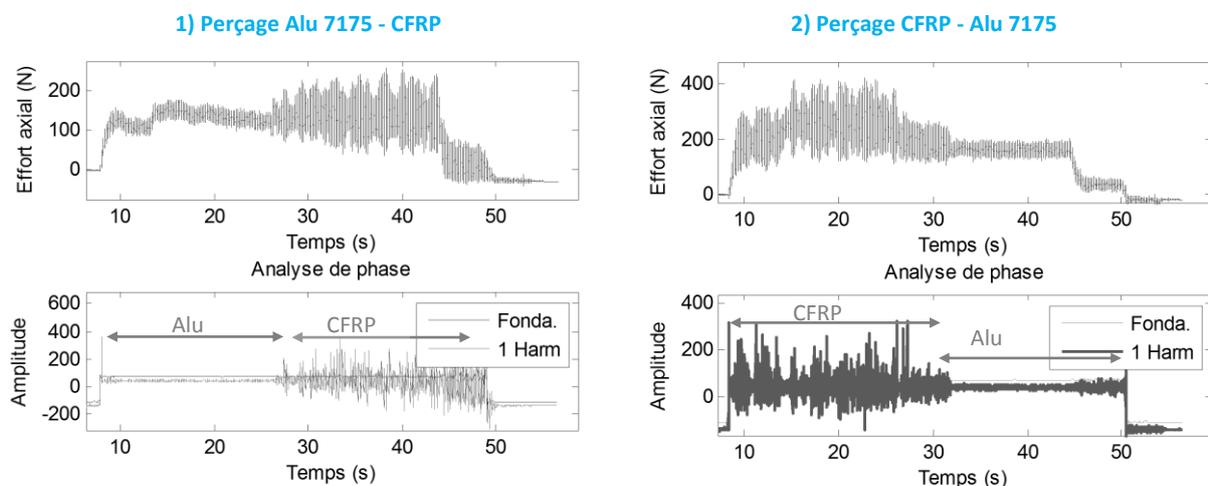
5.3.2 Validation expérimentale de la technique

Comme nous l’avons fait précédemment, nous avons testé notre technique dans différent multi-matériaux et pour différentes configurations de perçage. Les différents paramètres des essais sont présentés dans le tableau ci-dessous :

#	Outil	Matière	Moyen	Paramètres N(tr/min) – f(mm/min)
1	Foret 3/4 - Ø 9.52	7175 - T800	UPA pneumatique	N: 1700 – f: 0.04
2	Foret 3/4 - Ø 9.52	T800- 7175	UPA pneumatique	N: 1700 – f: 0.04
3	Foret hélicoïdal - Ø 6.35	NC2 - 7175	CNC machine 2	N: 4800
4	Foret hélicoïdal - Ø 9.52	T800 - 7175 – TA6V	UPA pneumatique	N: 590 – f: 0.04

Tableau 25 – Liste des essais

Chacun des graphiques de la figure 147 représente, dans le quadrant du haut le signal d’effort axial mesuré en fonction du temps, et dans le quadrant du bas le suivi temporel des deux phases étudiées (correspondant à la fréquence fondamentale et à sa 1^{ère} harmonique).



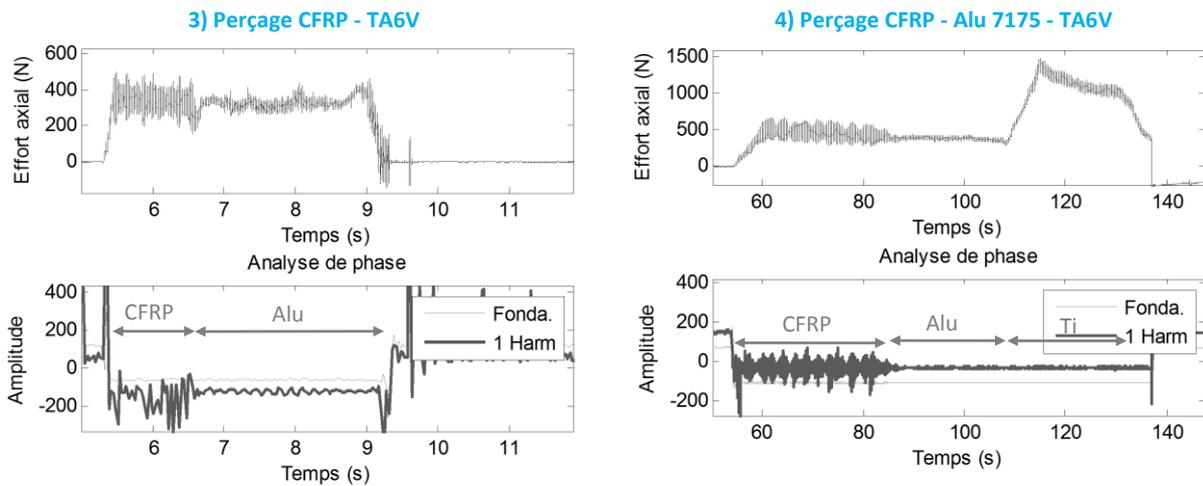
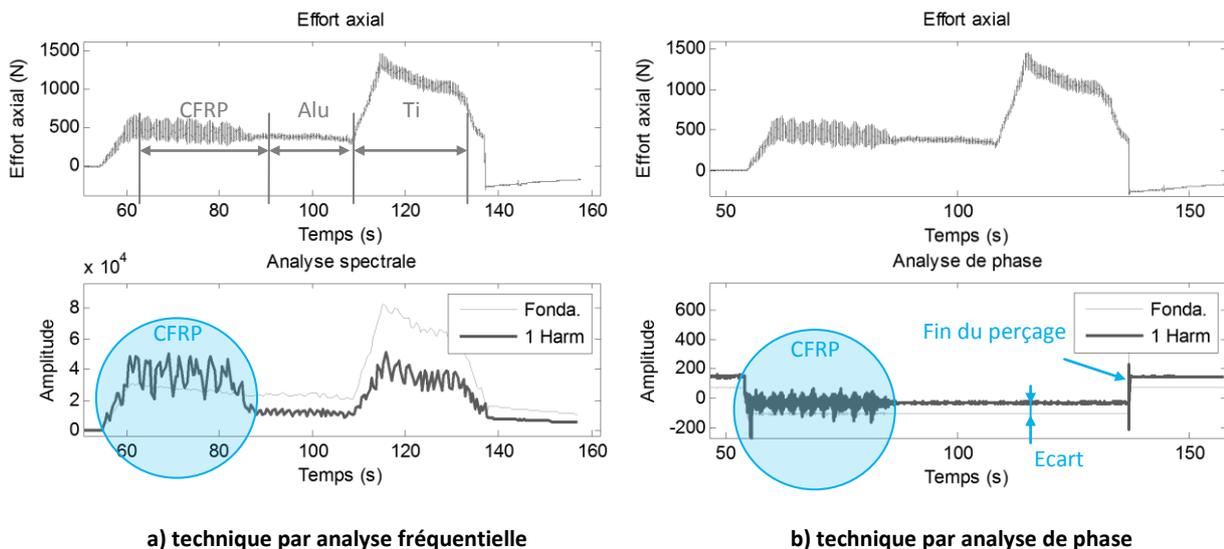


Figure 141 – Simulation de la détection des matériaux pour les quatre configurations testées

On remarque que dans chacune des simulations la partie composite se démarque nettement. Ainsi, la technique paraît performante. Les graphiques a et b de la figure 148, comparent les techniques de reconnaissance par analyse fréquentielle et par analyse de phase. Dans le cas de la technique par analyse de phase, on constate que la valeur de la phase de la fréquence fondamentale reste relativement constante au cours du perçage. Cependant, la valeur de la phase de l'harmonique devient perturbée lors de la coupe du CFRP. Ainsi, l'écart d'amplitude entre les deux phases mises sous surveillance évoluera lors du passage dans le composite.



a) technique par analyse fréquentielle

b) technique par analyse de phase

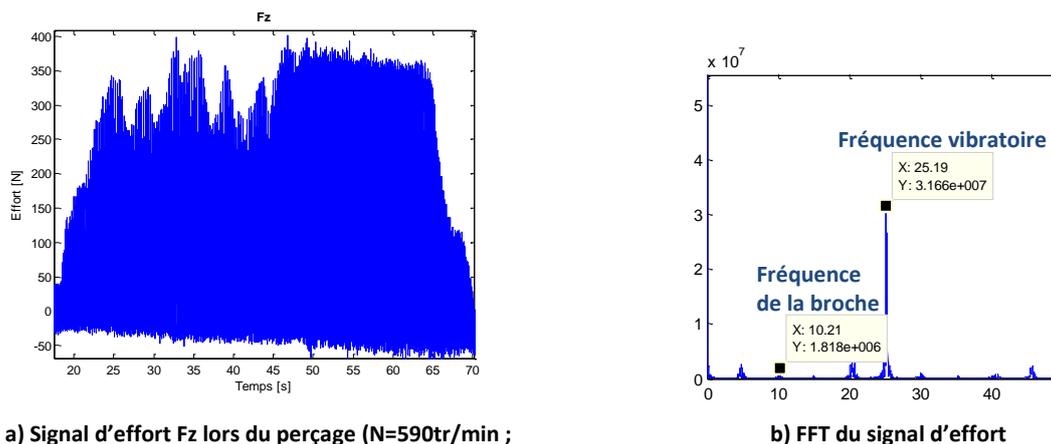
Figure 142 – Comparaison entre les deux techniques de reconnaissance

En conséquence, les deux techniques développées permettent d’identifier efficacement la présence de composite dans l’empilage. Par ailleurs, on observe que l’analyse de phase permet de marquer nettement le début et la fin du perçage. Cette technique pourra donc venir compléter l’algorithme de détection des transitions.

Néanmoins, le principal avantage de cette deuxième technique n’apparaît pas sur la figure 148. En effet, l’intérêt de l’analyse de phase est le faible niveau de décomposition nécessaire. Rappelons que la fréquence est la dérivée de la phase. Le signal de phase aura alors une meilleure définition temporelle. De ce fait, l’analyse fréquentielle nécessitera une décomposition d’environ 6 niveaux (en fonction de la fréquence de rotation), alors que l’analyse de phase en comptera seulement 2. La conséquence directe est que la longueur du segment qui est de 8384 échantillons (équivalent une résolution temporelle de 0.42s) pour une décomposition à 6 niveaux, sera réduit à 1204 échantillons (soit une résolution temporelle de 0.06s). Ainsi, l’analyse de phase permet une analyse 7 fois plus rapide et une localisation accrue.

5.4 Reconnaissance des matériaux lors du perçage en mode vibratoire

Lors du chapitre précédent, nous avons vu que l’ajout du mode vibratoire est bénéfique au perçage de multi-matériaux. Cependant, comme l’illustre la figure 149b, le mouvement oscillatoire imposé par le système vibratoire, va ajouter une fréquence supplémentaire proche de celle de la broche. De surcroît, on peut noter que l’amplitude de cette fréquence prédomine. Il convient donc de s’assurer que la méthode d’analyse des modes de coupe n’est pas affectée par la présence du mode vibratoire.



a) Signal d’effort Fz lors du perçage (N=590tr/min ; f=0.038mm/tr) d’un multi-matériau (CFRP-Alu 7175) en mode vibratoire (5 lobes – 0.2mm d’amplitude)

b) FFT du signal d’effort

Figure 143 – Exemple d’une FFT obtenue à partir d’un signal d’effort Fz mesuré lors du perçage d’un multi-matériau en mode vibratoire

Nous avons donc appliqué notre méthode sur l'exemple du signal d'effort de la figure 149a, à l'aide de la technique d'analyse fréquentielle et d'analyse de phase. Les résultats de la simulation sont présentés par la figure 150.

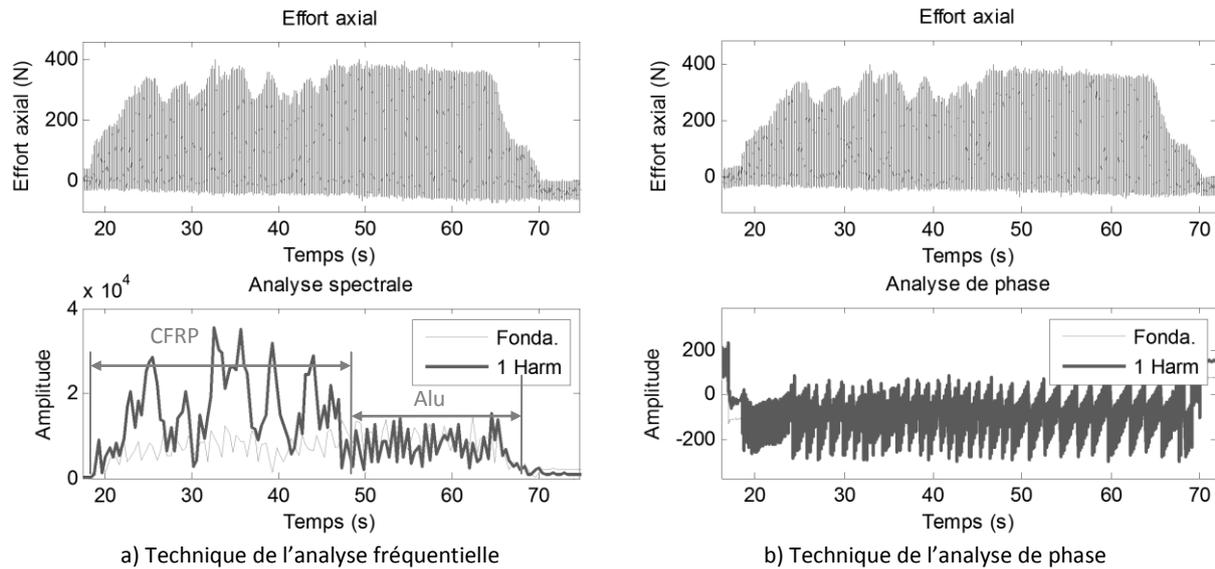


Figure 144 – Reconnaissance des matériaux percés à l'aide de la technique d'analyse spectrale et d'analyse de phase

En étudiant le signal d'effort brut, il est difficile de différencier les deux matériaux. Cependant, en appliquant la technique de l'analyse fréquentielle (figure 150a), la position des deux couches se distingue nettement. De plus, l'amplification de la première harmonique, en début de perçage montre la présence d'un matériau composite. En revanche, lorsque le même signal est traité à l'aide de la technique de l'analyse de phase, le résultat obtenu ne permet pas d'identifier la nature des couches constituant l'empilage.

La figure 151 synthétise la structure de l'algorithme pour la reconnaissance des matériaux.

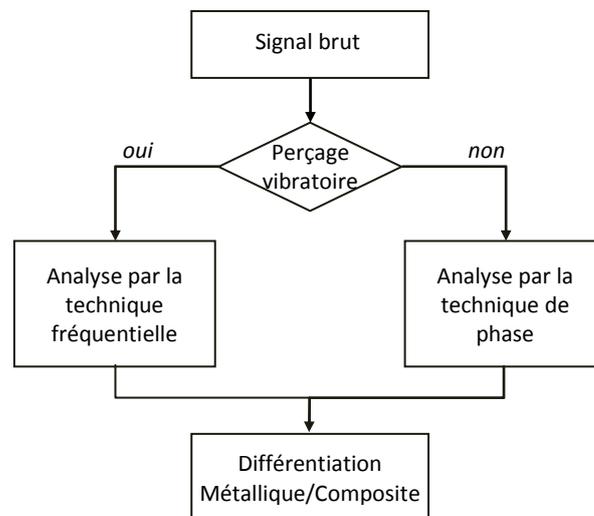


Figure 145 – Synthèse de l'algorithme de la partie « reconnaissance des matériaux »

6 Synthèse du chapitre

6.1 Synthèse du chapitre

La technique du perçage auto-adaptatif a été introduite au cours de ce chapitre. Cette technique vise à ajuster les paramètres de coupe à chacune des couches percées, dans le but d'améliorer les conditions de coupe, la qualité du perçage et la durée de vie des outils. Le principe du perçage auto-adaptatif consiste tout d'abord à détecter la transition entre les couches, puis, d'identifier la nature du matériau percé. En vue de l'intégration du perçage auto-adaptatif dans des UPA, type électrique, il est important que l'analyse puisse être réalisée en temps réel et de manière robuste. Par ailleurs, nous avons vu que la reconnaissance des matériaux est la phase la plus délicate. L'état de l'art des différentes méthodes permettant l'identification des matériaux, a montré leurs insuffisances respectives vis-à-vis des contraintes fixées. C'est pour cela qu'une nouvelle méthode basée sur les modes de coupe a été développée pour différencier les couches métalliques, des couches composites.

L'application de cette méthode se fait par l'intermédiaire de deux techniques de traitement du signal : l'analyse fréquentielle et l'analyse de phase. La première technique consiste à comparer le niveau de la fréquence de rotation à celui de son harmonique. Grâce à un suivi temporel, on s'aperçoit que l'amplitude de la première harmonique est supérieure à celle de la fréquence fondamentale. Cette technique s'avère performante malgré le nombre élevé de niveaux de décompositions nécessaires. La deuxième technique permet également de distinguer les matériaux hétérogènes orientés (type composites), des matériaux homogènes (type métalliques par exemple). De plus, elle présente l'avantage de nécessiter seulement 2 niveaux de décomposition et donc présente une meilleure résolution temporelle. En revanche, elle s'avère inefficace dans le cas d'un perçage vibratoire car perturbée par la fréquence des oscillations ajoutées par le système vibratoire.

6.2 Perspectives

La méthode de reconnaissance des matériaux peut encore être améliorée sur un certain nombre de points. Tout d'abord, il est important que la méthode puisse aller plus loin dans l'identification des matériaux, notamment pour la famille des métalliques. En effet, comme l'illustre la figure 152, il serait intéressant de pouvoir discerner les alliages d'aluminium, de ceux de titane (niveau futur). Malgré son manque de flexibilité, on peut accéder à ce niveau de précision en utilisant la méthode seuil (présentée précédemment) en l'associant, par exemple, à un processus d'apprentissage (type réseau de neurone [18]). Autrement, pour atteindre une meilleure flexibilité, il faut pouvoir isoler un phénomène de coupe qui lui est propre, tout comme pour le composite. Pour la famille titane, on

pourrait éventuellement identifier des phénomènes vibratoires, engendrés par son faible module d'élasticité, et qui se localiseraient dans les hautes fréquences.

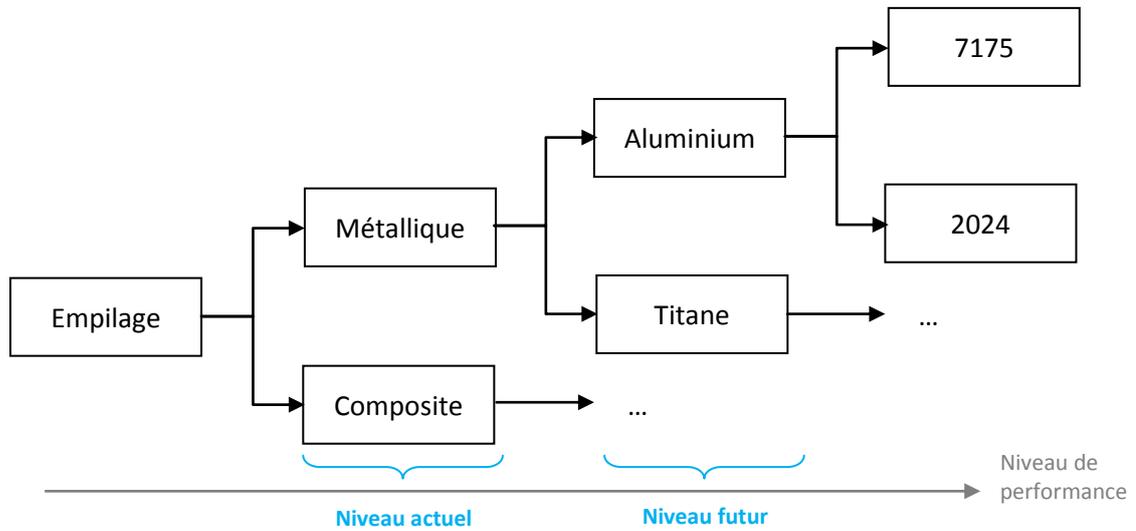


Figure 146 – Evolution du niveau de performance de la méthode de reconnaissance des matériaux

Ensuite, plusieurs améliorations peuvent également être faites sur l'algorithme permettant la différenciation matériaux composite - métallique. Les perfectionnements pourraient concerner la nature des filtres servant à la décomposition ou encore à la technique de la transformée de Fourier.

Enfin, en vue d'une application industrielle, il est important de mettre sous surveillance une grandeur physique autre que l'effort axial. Comme nous avons évoqué, l'intensité des courants d'alimentation des différents moteurs serait un choix judicieux et industriellement plus facile à mettre en œuvre, à condition que cette grandeur retranscrive de manière assez fine les différents phénomènes de coupe servant à la reconnaissance des matériaux.

Conclusion et perspectives

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués dans le cadre du projet U2MI. L'objectif de ce projet vise à diminuer le coût des opérations de perçage effectuées dans des multi-matériaux (CFRP/7175 et CFRP/7175/TA6V). Pour cela, trois axes distincts ont été explorés :

- L'outil coupant.
- La technique du perçage assisté par des vibrations axiales forcées.
- La technique de l'auto-adaptation des paramètres opératoires.

Dans le chapitre 1, nous nous sommes intéressés à la conception d'un outil de type foret. Pour appréhender la complexité de la géométrie des forets, une analyse fonctionnelle de l'outil a été mise en place. Cinq fonctions élémentaires ont alors été identifiées :

- L'étude de la fonction « scinder/couper la matière » se focalise principalement sur les paramètres géométriques et la microtopographie de l'arête de coupe, qui agissent directement sur les sollicitations thermomécaniques.
- La fonction « créer une surface fonctionnelle » est assurée par le bec et le listel. Tous deux s'apparentent à une arête coupante. De ce fait, une démarche de conception similaire à la première fonction est utilisée pour caractériser cette zone de l'outil.
- L'analyse du processus associé à la fonction « former le copeau » montre qu'il est préférable d'éviter les copeaux mi-courts et de type ruban. Les résultats de l'étude bibliographique révèlent que l'angle de pointe, la forme de la goujure et celle de l'arête de coupe sont essentiels.
- La fonction « évacuer le copeau » vient dans le prolongement de la fonction « former le copeau ». Dès lors, la définition de la goujure prend une part prépondérante. Elle se définit par la surface frontale de passage qui doit être la plus grande possible, sans toute fois fragiliser l'outil. Mais la définition de la goujure se fait également au travers de l'angle d'hélice qui doit être choisi en fonction de l'angle de pointe du foret.
- Contrairement aux autres, la dernière fonction « maintenir un même niveau de performance dans le temps » est liée principalement à l'intégrité de l'arête de coupe. Cette fonction passe d'abord, par le choix judicieux d'un substrat avec un taux de cobalt maîtrisé. L'utilisation d'un revêtement adapté semble être également indispensable, notamment pour lutter contre

l'abrasion qui intervient lors de l'usinage du composite. Le titane, quant à lui, va imposer une lubrification performante pour limiter l'échauffement pendant la coupe. Il sera donc important de bien dimensionner et positionner les canaux qui acheminent le brouillard huileux. Cette optimisation portera en particulier sur le diamètre, l'entraxe et la position des canaux par rapport aux arêtes de coupe.

La méthodologie de conception de l'outil évalue tous les paramètres géométriques avec la même pondération. Elle n'évoque pas de chronologie particulière. Or, il est important de respecter un ordre logique de conception. En effet, certains paramètres sont interdépendants et découlent de choix antérieurs de conception. Il convient alors de faire évoluer la méthode de conception pour intégrer ces notions. On peut imaginer, par exemple, le processus suivant pour la conception d'un outil hélicoïdal non-étagé pour application sur UPA :

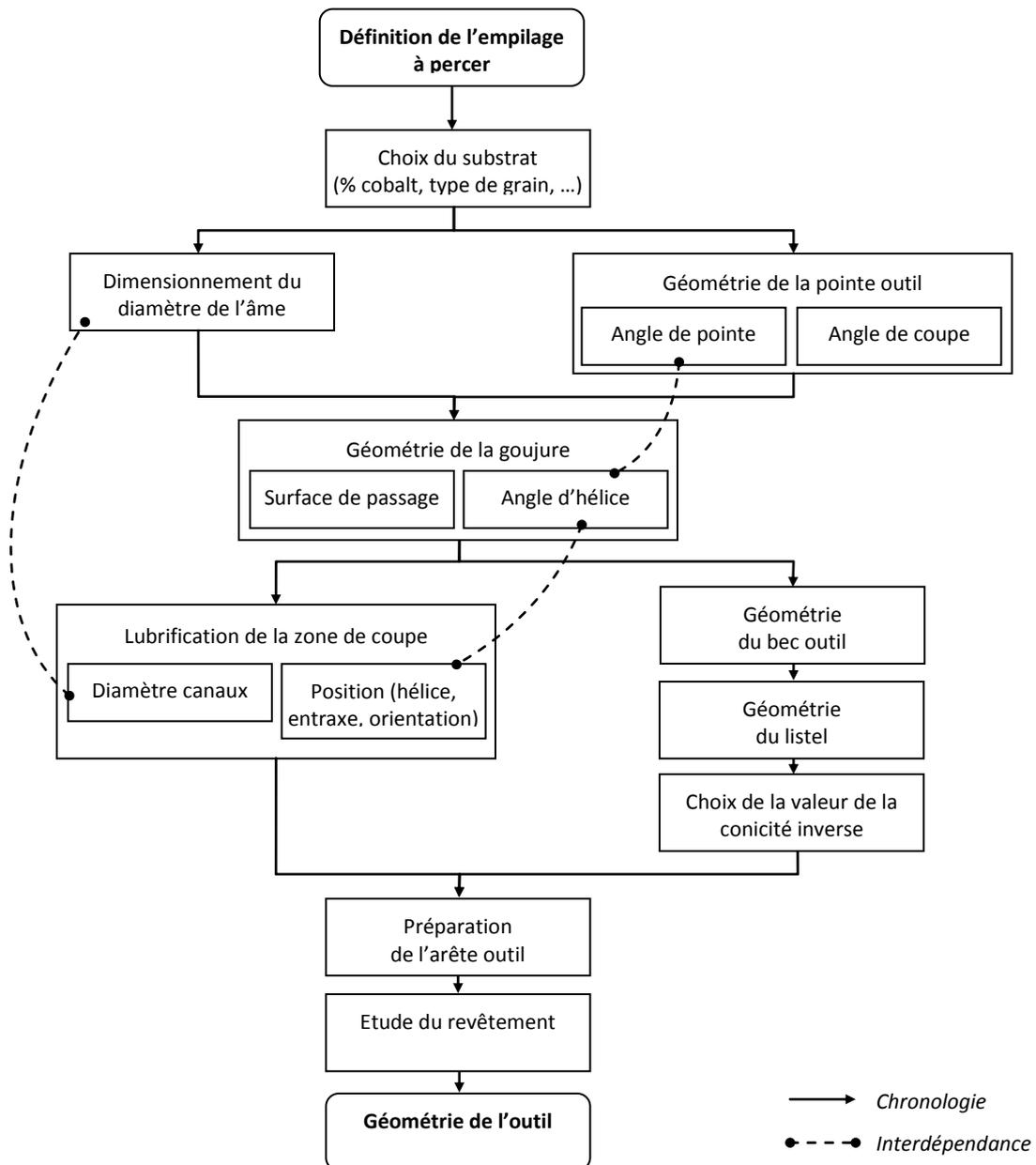


Figure 147 – Etapes principales du processus de conception d'un outil hélicoïdal non-étagé

Le chapitre 3 présente un axe d'étude qui considère l'utilisation du perçage assisté par un mouvement d'oscillation axial forcé. Cette technique est une solution aux problèmes d'évacuation des copeaux métalliques et de la chaleur générée par la coupe, qui peuvent conduire à des défauts dans la pièce et à la casse de l'outil.

Le mouvement d'oscillation d'axial est obtenu grâce à un système vibratoire, intégré à l'UPA. Ce système, proposé par MITIS [8], emploie une technologie à came qui génère des oscillations à basse fréquence et à haute amplitude. Pour optimiser l'effet de la coupe vibratoire, il est important d'adapter la définition de la came (nombre et amplitude des lobes) aux paramètres du procédé (vitesse d'avance, nombre de lèvres de l'outil, etc...). Pour cela, cinq critères de décision sont proposées pour conduire à un choix de came optimal. Ensuite, une étude comparative de la qualité d'un perçage obtenu avec et sans mode vibratoire est présentée. Il en résulte que le perçage vibratoire n'a pas d'effet notable sur la rugosité et sur le dimensionnel des couches métalliques, mais contribue à la diminution de la bavure en sortie. La partie composite présente un résultat similaire en ce qui concerne le dimensionnel du trou. Cependant, il est difficile de statuer sur l'influence du vibratoire sur le critère de rugosité dans les couches de carbone. En effet, le critère de R_a , usuellement utilisé dans l'industrie, montre que les oscillations détériorent l'état de la surface usinée. Lorsque l'on étudie le profil de rugosité brut, on constate que le vibratoire crée des arrachements de fibres plus profonds. Enfin, les nouvelles contraintes apportées par le mode vibratoire sur la définition de la géométrie de l'outil sont mises en évidence. Parmi celles-ci, il est notamment question du problème du talonnage de l'outil lors des entrées matières. L'angle de dépouille doit alors être dimensionné en fonction des paramètres de la came et de la vitesse d'avance.

L'association du mode vibratoire au cycle de perçage, engendre une excitation de la structure (pièce et montage d'usinage). Ce comportement dynamique n'a pas été pris en compte dans la modélisation qui sert de base à notre étude sur le perçage vibratoire. Par la suite, il sera important de l'intégrer, pour prendre en compte les phénomènes d'amortissement des oscillations qui influent sur l'amplitude des vibrations et donc sur le choix l'amplitude de la came. Outre les phénomènes d'amortissement qui restent une problématique industrielle, la coupe vibratoire soulève encore de nombreuses interrogations. Par exemple, l'origine exacte de la diminution de la chaleur au niveau de la zone de coupe reste encore floue. On peut alors s'interroger sur le rôle du recul cyclique de l'outil par rapport à la matière : permet-il un meilleur refroidissement de l'outil ou bien favorise-t-il la lubrification de la zone de coupe et donc l'écoulement du copeau chaud ? Dans de futurs travaux, il serait intéressant d'approfondir la modélisation et les essais du perçage vibratoire pour permettre de mieux comprendre tous les phénomènes nouveaux spécifiques à ce mode de coupe.

Le dernier chapitre s'intéresse aux interactions entre les paramètres de coupe et la durée de vie de l'outil. L'étude bibliographique sur les paramètres de coupe conclut qu'il n'existe pas une unique configuration opératoire (vitesse de coupe – vitesse d'avance) optimale adaptée au perçage de multi-matériaux composés de couches métalliques et composites. Dès lors, une adaptation de ces paramètres de coupe, au cours de l'usinage, s'impose. La principale difficulté de l'application de cette technique est que le séquençage, la nature des empilages ainsi que l'épaisseur des couches sont amenés à évoluer d'un endroit à l'autre de la structure à percer. C'est pourquoi nous chercherons à détecter le matériau, au début de son perçage, pour pouvoir lui associer les paramètres de coupe adéquats : c'est le principe de l'auto-adaptation. Tout au long du chapitre, il est proposé d'appliquer le perçage auto-adaptatif aux UPA électriques. Pour ce faire, un algorithme d'identification des matériaux est détaillé. Ce dernier comporte deux principales phases : La première consiste à détecter les transitions, c'est-à-dire le passage d'un matériau à l'autre. La deuxième phase, qui fait l'intérêt principal de la recherche, consiste à identifier le matériau percé. Une méthode est alors introduite pour permettre de discerner les matériaux composites, des métalliques. Le principe de la méthode est de tirer parti de la différence entre le processus de coupe discontinu et anisotrope des fibres de carbone et celui homogène des métalliques. Cette différence de comportement est identifiée au moyen d'une analyse fréquentielle sur les signaux d'effort. Deux techniques découlent de ce principe. La première consiste à surveiller temporellement la raie correspondant à la fréquence de rotation et celle de son harmonique. Lors du perçage d'un composite, l'amplitude de l'harmonique sera supérieure à la fondamentale. Le phénomène s'inversera pour les métalliques. La deuxième technique reprend ce même principe mais l'analyse se fait grâce aux phases de ces fréquences. Ainsi, on obtient une meilleure résolution temporelle, qui conduit à une meilleure réponse en temps réel. Cependant, cette deuxième technique s'avère inefficace lorsque le mode vibratoire est utilisé. Dans ce cas de figure, nous serons contraint d'utiliser la première technique proposée.

Les perspectives d'étude en relation de la méthode de détection par analyse des modes de coupe sont à envisager sous deux angles. Sur un plan industriel, les gains de productivité apportés par l'application du perçage auto-adaptatif sont certains. Cependant pour appliquer notre méthode dans un contexte de production, il faut dans un premier temps développer l'usage des UPA électriques. Mais il est également nécessaire de travailler sur des indicateurs autres que l'effort axial (ex : courant moteurs), pour permettre une meilleure intégration du système de détection dans l'unité de perçage. Sur un plan scientifique, il serait intéressant d'approfondir la méthode en se rapprochant du domaine de l'acoustique. En effet, on pourrait envisager d'équiper l'éprouvette de transducteurs ultrasonores pour recueillir le signal acoustique généré par la coupe. Il serait peut-être possible de

créer une signature spécifique pour les différents matériaux couramment employés (CFRP, Aluminium et Titane).

Bibliographie

- [1] P. Fonta, "L'avion face aux enjeux du développement durable," *Conférence de l'Académie de l'Air et de l'Espace (AAE)*, Toulouse, 2010.
- [2] CCE, "Communication de la commission sur les transports et le CO2," Bruxelles, 1998.
- [3] J. Cinquin, "Les composites en aérospatial," *Techniques de l'Ingénieur*, 2002.
- [4] R. Garrick and Precorp Inc., "Drilling advanced aircraft structures with PCD drills," *Rapport SAE international*, 2007.
- [5] CETIM, "Assemblage métal composite : Quel procédé d'assemblage choisir ?," *Conférence sur l'assemblage métal-composite*, 2010.
- [6] DGE, "Technologies clés 2010," 2010.
http://www.industrie.gouv.fr/techno_cles_2010/html/prod_76.html. [Accès: 2011].
- [7] M. Ramulu, T. Branson, and D. Kim, "Study on the drilling of composite and titanium stacks," *Composite Structures*, vol. 54, pp. 67-77, 2001.
- [8] G. Peigne, "Dispositif d'usinage axial," Brevet No. WO2011061678A22011, 2011.
- [9] D. A. Dornfeld, L. J. Chen, J. S. Kim, H. Dechow, and J. Hewson, "Drilling burr formation in titanium alloy, Ti-6Al-4V," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 48, no. 1, pp. 73-76, 1999.
- [10] Norme ISO 8015, "Spécification géométrique des produits (GPS) - Principes fondamentaux - Concepts, principes et règles," 2011.
- [11] D. Kim and M. Ramulu, "Drilling process optimization for graphite / bismaleimide – titanium alloy stacks," *Composite Structures*, vol. 63, pp. 101-114, 2004.

- [12] S. Kumar, T. S. N. Sankara Narayanan, S. Ganesh Sundara Raman, and S. K. Seshadri, "Thermal oxidation of Ti6Al4V alloy: Microstructural and electrochemical characterization," *Materials Chemistry and Physics*, vol. 119, no. 1-2, pp. 337-346, Jan. 2010.
- [13] E. Persson, I. Eriksson, and L. Zackrisson, "Effects of hole machining defects on strength and fatigue life of composite laminates," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 28, no. 2, pp. 141-151, 1997.
- [14] S. Catché, R. Piquet, F. Lachaud, B. Castanié, and A. Bénaben, "Influence de l'état de surface du trou après perçage sur le comportement en matage de matériaux composite à fibres de carbone unidirectionnelles et résine en époxy," *17ème Journées Nationales sur les Composites*, Poitiers, 2011.
- [15] C. Bonnet, "Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/CFRP," Thèse de doctorat - Arts et Métiers ParisTech, Cluny, 2010.
- [16] V. H. C. D. Albuquerque, J. M. R. S. Tavares, and L. M. P. Durão, "Evaluation of Delamination Damages on Composite Plates using Techniques of Image Processing and Analysis and a Backpropagation Artificial Neural Network," *International Conference on Engineering Optimization*, vol. 1, no. June, pp. 01-08, 2008.
- [17] S. R. Karnik, V. N. Gaitonde, J. Campos Rubio, A. Esteves Correia, A. M. Abrão, and J. Paulo Davim, "Delamination analysis in high speed drilling of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using artificial neural network model," *Materials and Design*, vol. 29, pp. 1768-1776, 2008.
- [18] M. Roudge, "Modelisation experimentale par les reseaux de neurones du perçage multi-materiaux," Thèse de doctorat - Université de Bordeaux, Bordeaux, 2011.
- [19] R. Piquet, B. Ferret, F. Lachaud, and P. Swider, "Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 31, no. 10, pp. 1107-1115, Oct. 2000.
- [20] M. Roudgé, M. Cherif, O. Cahuc, P. Darnis, and M. Danis, "Multi-layer Materials . Qualitative Approach of the Process," *International Journal of Material Forming*, vol. 2008, pp. 949 - 952, 2008.

- [21] Rotofair, "moteur pneumatique à palettes," 2010. [http://www.rotofair.com/moteur pneumatique centre.htm](http://www.rotofair.com/moteur_pneumatique_centre.htm). [Accès: 2011].
- [22] P. Beater, "*Pneumatic Drives*," Edition Springer, ISBN-10 3-540-69470-6, 2007.
- [23] S. Laporte, "Comportement et endommagement de l'outil en perçage à sec : applications aux assemblages aéronautiques," Thèse de doctorat - Université de Bordeaux, Bordeaux, 2005.
- [24] F. Dargnat, "Modélisation semi-analytique par approche énergétique du procédé de perçage de matériaux monolithiques," Thèse de doctorat - Université de Bordeaux, Bordeaux, 2006.
- [25] S. Subbiah and S. N. Melkote, "Effect of finite edge radius on ductile fracture ahead of the cutting tool edge in micro-cutting of Al2024-T3," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 474, no. 1-2, pp. 283-300, Feb. 2008.
- [26] S. Bahi, "Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques," Thèse de doctorat - Arts et Métiers ParisTech, Bordeaux, 2010.
- [27] L. M. Pereira Durão, "Machining of hybrid composites," Thèse de doctorat - Université de Porto, Porto, 2005.
- [28] R. Teti, "Machining of Composite Materials," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 51, no. 2, pp. 611-634, 2002.
- [29] M. Ramulu, "Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic composites," *Sadhana*, vol. 22, pp. 449-472, 1997.
- [30] K. A. Calzada, "Mechanisms in machining of carbon fiber-reinforced composites," Thèse de doctorat - Université de l'Illinois, Urbana, 2010.
- [31] D. Iliescu, "Usinage à sec des composites," Thèse de doctorat - Arts et Métiers Paristech, Bordeaux, 2008.
- [32] W. M. McKenzie, "Fundamental aspects of the woodcutting process," *Forest Products Journal*, vol. 10, no. 9, pp. 447-56, 1960.
- [33] Y. Landon and M. Cherif, "Characterization of the surface quality of holes drilled in CFRP laminates," *Advanced Materials Research*, 2012.

- [34] L. Benezech, Y. Landon, and W. Rubio, "Study of manufacturing defects and tool geometry optimisation for multi-material stack drilling," *Conférence ICSAAM*, Roumanie, 2011.
- [36] R. Zitoune and F. Collombet, "Numerical prediction of the thrust force responsible of delamination during the drilling of the long-fibre composite structures," *Composites: Part A*, vol. 38, pp. 858-866, 2007.
- [37] H. Hocheng and C. Tsao, "Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 46, no. 12-13, pp. 1403-1416, Oct. 2006.
- [38] L. Lasri, "Modélisation macromécanique et micromécanique de l'usinage des composites à matrice polymère et fibres longues," Thèse de doctorat - Arts et Métiers Paristech, Châlons en Champagne, 2009.
- [39] P. F. Zhang, N. J. Churi, Z. J. Pei, and C. Treadwell, "Mechanical drilling processes for titanium alloys : a literature review," *Machining Science and Technology*, vol. 12, no. 4, pp. 417-444, 2008.
- [40] J. Mathew, N. Ramakrishnan, and N. K. Naik, "Investigations into the effect of geometry of a trepanning tool on thrust and torque during drilling of GFRP composites," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 91, no. 1-3, pp. 1-11, 1999.
- [41] E. O. Ezugwu and Z. M. Wang, "Titanium alloys and their machinability," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 68, pp. 262-274, 1997.
- [42] R. Li and a Shih, "Spiral point drill temperature and stress in high-throughput drilling of titanium," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, no. 12-13, pp. 2005-2017, Oct. 2007.
- [43] J. C. Roukema, "Mechanics and dynamics of drilling," Thèse de doctorat - Université de Delft, Delft, 2006.
- [44] W.-chou Chen, "Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (CFRP) composite laminates," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 37, no. 8, pp. 1097-1108, 1997.

- [45] A. Faraz, D. Biermann, and K. Weinert, "Cutting edge rounding : An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 49, no. 15, pp. 1185-1196, 2009.
- [46] C. J. Cortes Rodriguez, "Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing," *Kassel University Press*, 2009.
- [47] Y.-C. Yen, A. Jain, and T. Altan, "A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 146, no. 1, pp. 72-81, Feb. 2004.
- [48] Y. Karpat and T. Özel, "Mechanics of high speed cutting with curvilinear edge tools," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, no. 2, pp. 195-208, Feb. 2008.
- [49] N. Fang, "Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool — Part I : new model and theory," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 51, pp. 715-742, 2003.
- [50] N. Fang, "Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool — Part II : analysis of the size effect and the shear strain-rate," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 51, pp. 743-762, 2003.
- [51] D. J. Waldorf, R. E. Devor, and S. G. Kapoor, "A slip-line field for ploughing during orthogonal cutting," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 120, Issue 4, pp 693-699, 1998.
- [52] M. Malekian, M. G. Mostofa, S. S. Park, and M. B. G. Jun, "Modeling of minimum uncut chip thickness in micro machining of aluminum," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 212, no. 3, pp. 553-559, Mar. 2012.
- [53] D. J. Waldorf, "A Simplified Model for Ploughing Forces in Turning," *Industrial and Manufacturing Engineering*, 2002.
- [54] M. N. a. Nasr, E.-G. Ng, and M. a. Elbestawi, "Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, no. 2, pp. 401-411, Feb. 2007.

- [55] J. Donea, S. Giuliani, and J. P. Halleux, "An arbitrary lagrangian-eulerian finite element method for transient dynamic fluid-structure interactions," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, pp. 689-723, 1982.
- [56] J. Rech, "Cutting edge preparation and surface issues," in *Smart solutions for metal cutting*, pp. 1-12, 2005.
- [57] G. Moraru, "Etude du comportement du systeme « piece – outil – machine » en regime de coupe vibratoire," Thèse de doctorat - Arts et Métiers Paristech, 2002.
- [58] D. Biermann and I. Terwey, "Cutting edge preparation to improve drilling tools for HPC processes," *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, vol. 1, pp. 76-80, 2008.
- [59] R. Zitoune, V. Krishnaraj, and F. Collombet, "Study of drilling of composite material and aluminium stack," *Composite Structures*, vol. 92, pp. 1246-1255, 2010.
- [60] J. C. Aurich, D. Dornfeld, P. J. Arrazola, V. Franke, L. Leitz, and S. Min, "Burrs—Analysis, control and removal," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 58, no. 2, pp. 519-542, 2009.
- [61] S.-lim Ko and J.-eun Chang, "Development of drill geometry for burr minimization in drilling," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 52, no. 1, pp. 45-48, 2003.
- [62] J. Jallageas, M. Cherif, J. Y. K'nevez, and O. Cahuc, "Etude du perçage vibratoire sur un empilage CFRP/Titane," *Journée technique AMAC 2012*, ONERA Châtillon, Mai 2012.
- [63] F. Lachaud, R. Piquet, F. Collombet, and L. Surcin, "Drilling of composite structures," *Composite Structures*, vol. 52, pp. 511-516, 2001.
- [64] G. List, "Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure Wc-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau application a l'usinage a sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351," Thèse de doctorat - Arts et Métiers Paristech, Bordeaux, 2004.
- [65] I. S. Jawahir and X. D. Fang, "A Knowledge-Based Approach for Designing Effective Grooved Chip Breakers - 2D and 3D Chip Flow , Chip Curl and Chip Breaking," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol.10, pp. 225-239, 1995.

- [66] F. Ke, J. Ni, and D. a. Stephenson, "Continuous chip formation in drilling," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 45, no. 15, pp. 1652-1658, Dec. 2005.
- [67] W. W. Olson and S. A. Batzer, "Modeling of chip Dynamics in drilling," in *CIRP international workshop on modeling of machining operations*, 1998.
- [68] S. K. Sahu, O. Burak Ozdoganlar, R. E. DeVor, and S. G. Kapoor, "Effect of groove-type chip breakers on twist drill performance," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, no. 6, pp. 617-627, May 2003.
- [69] C. Claudin, "Influence des conditions opératoires sur le procédé de perçage : application aux structures mécano-soudées en acier bas carbone," Thèse de Doctorat - Arts et Métiers Paristech, Cluny, 2006.
- [70] J. Rech, "Les revêtements pour outils-coupants," Editions Universitaires Européennes, 2002, pp. 65-127.
- [71] K.-H. Park, A. Beal, D. (Dae-W. Kim, P. Kwon, and J. Lantrip, "Tool wear in drilling of composite/titanium stacks using carbide and polycrystalline diamond tools," *Wear*, vol. 271, no. 11-12, pp. 2826-2835, Sep. 2011.
- [72] D. Allehaud, S. Auger, A. Devillez, S. Romeder, and D. Lebreton, "US3A-Projet usinage à sec des alliages d'aluminium aéronautiques: comment accroître la compétitivité des composants usinés," 5èmes Assises Machines et Usinage à Grande Vitesse, Nantes, 2008.
- [73] Sandvik, "Présentation des carbures à liant métallique Des matériaux."
- [74] F. Klocke and T. Krieg, "Coated Tools for Metal Cutting - Features and Applications," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 48, no. 2, pp. 515-525, Jun. 1999.
- [75] E. Brinksmeier and R. Janssen, "Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 51, no. 1, pp. 87-90, 2002.
- [76] R. Li, P. Hegde, and A. J. Shih, "High-throughput drilling of titanium alloys," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 47, pp. 63-74, 2007.

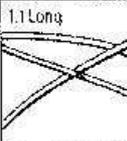
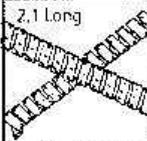
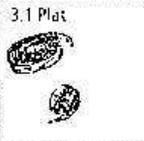
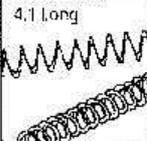
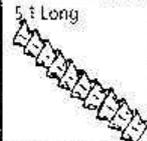
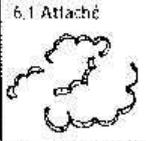
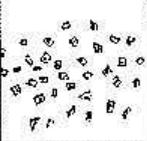
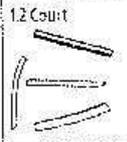
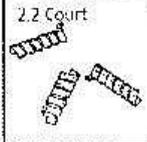
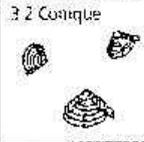
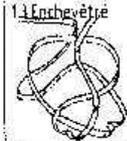
- [77] K. Weinert, I. Inasaki, J. W. Sutherland, and T. Wakabayashi, "Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 53, no. 2, 2004.
- [78] R. Heinemann, S. Hinduja, G. Barrow, and G. Petuelli, "Effect of MQL on the tool life of small twist drills in deep-hole drilling," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 46, no. 1, pp. 1-6, Jan. 2006.
- [79] G. Byrne, D. Dornfeld, and B. Denkena, "Advancing Cutting Technology," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 52, no. 2, pp. 483-507, 2003.
- [80] I. Shyha, S. L. Soo, D. K. Aspinwall, S. Bradley, S. Dawson, and C. J. Pretorius, "Drilling of Titanium/CFRP/Aluminium Stacks," *Key Engineering Materials*, vol. 447-448, pp. 624-633, Sep. 2010.
- [81] N. Guibert, "Etude et modélisation de l'influence des phénomènes de coupe sur les performances du forage vibratoire," Thèse de doctorat - Université Joseph Fourier, Grenoble, 2008.
- [82] S.-lim Ko and J.-K. Lee, "Analysis of burr formation in drilling with a new-concept drill," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 113, no. 1-3, pp. 392-398, Jun. 2001.
- [83] B. Denkena, D. Boehnke, and J. Dege, "Helical milling of CFRP-titanium layer compounds," *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, vol. 1, no. 2, pp. 64-69, 2008.
- [84] NOVATOR, "Drilling report - CFRP / Titanium," www.novator.eu. [Accès 2011].
- [85] N. Guibert and H. Paris, "Simulation of the ploughing effect on the vibrating drilling," *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, Vol. 3, 2008.
- [86] A. P. Robert and E. E. Richard, "Air feed peck drill with pneumatic safety system," Brevet No. US5295770, 1994.
- [87] G. Moraru, "Dispositif de perçage à oscillations axiales," Brevet No. FR 2892959, 2005.
- [88] G. Peigne, "Roulement à bague à déplacement axial et outillage de façonnage équipé d'un tel roulement," Brevet No. WO 2008/0009352006, 2006.
- [89] J. Jakelski, "Cinématique vibratoire," Brevet No. EP1500780A12004, 2004.

- [90] M. Cherif and Y. Landon, "Perçage des composites et multimatériaux," *Conférences JEC, Paris*, 2012.
- [91] Technologies Groupe Europe, "A3DE HEXTOOL." http://www.oratech-et.fr/page_42-rt.html. [Accès: 2012].
- [92] Seti-Tec, "Notice technique - ST1200," 2010.
- [93] Z. Deyuan and W. Lijiang, "Investigation of chip in vibration drilling," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 38, no. 3, pp. 165-176, Feb. 1998.
- [94] K. Okamura, H. Sasahara, T. Segawa, and M. TSUTSUMI, "Low-Frequency Vibration Drilling of Titanium Alloy," *Jsm International Journal*, vol. 49, no. 1, pp. 76-82, 2006.
- [95] S. Gouleau, S. Garnier, and B. Furet, "Perçage d'empilages multi-matériaux," *Mécanique & Industries*, vol. 8, pp. 463-469, 2007.
- [96] R. Zitoune, B. S. E. Bouacif, F. Collombet, V. Krishnaraj, O. Zindulka, and A. Jolin, "Etude de la qualité d'usinage lors du perçage d'un multi-matériau de type CFRP/Aluminium," in *Comptes Rendus des JNC 17*, 2011.
- [97] F. Hlawatsch, F. Auger, and J.-P. Ovarlez, "La Réallocation," *Temps-fréquence : concepts et outils*, Hermès Science Publications, 2003.
- [98] F. Truchetet, "Ondelettes pour le signal numérique," Editions Hermès, 1998.
- [99] M. K. Babouri and N. Ouelaa, "Application de l'analyse Multirésolution en Ondelettes Pour la Prédiction de l'Usure des Outils de Coupe," *10ème Congrès Français d'Acoustique*, Lyon, 2010.
- [100] J. Vlach, P. Rajinic, J. Prinosip, J. Vyoral, and I. Mica, "Optimized discrete wavelet transform to real-time digital signal processing," *International Federation for Information Processing*, vol. 245, pp. 514-520, 2007.
- [101] P. Rajmic, "Vyuziti waveletove transformace a matematicke statistiky pro separaci signalu a sumu," Thèse de doctorat - Université de Brno, Brno, 2004.
- [102] P. Rajmic and J. Vlach, "Method of segmented wavelet transform for real-time signal processing," *Česká studentská sekce AES*, 2006.

- [103] P. Rajmic, J. Vlach, and J. Vyoral, "Real-time wavelet transform with overlap of signal segments," *International Conference on Signals and Electronic Systems*, Cracovie, 2008.
- [104] P. Boissoles, "A propos des intégrales elliptiques," *ENS-Cachan*, 2005.
- [105] "Airbus relève sa prévision de demande mondiale d'avions à long terme," *La tribune*, pp. 1-11, 2009.
- [106] Airbus, "Bienvenue dans le monde d'Airbus." 2008.
- [107] J. D. Thiele, S. N. Melkote, and T. George, "Effect of Tool Edge Geometry on Workpiece Subsurface Deformation and Through- Thickness Residual Stresses for Hard Turning of AISI 52100 Steel," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 2, no. 4, 2000.
- [108] J.L. Cantero, M.M. Tardio, J.A. Canteli, M. Marcos, M.H. Miguélez, "Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 45, 2005.
- [109] T. Cselle, "Influence of Edge Preparation on the Performance of Coated Cutting Tools," *International Conference on Metallurgical Coatings and Thin Films*, San Diego, 2007.
- [110] S. Palanisamy, S. D. McDonald, and M. S. Dargusch, "Effects of coolant pressure on chip formation while turning Ti6Al4V alloy," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 49, no. 9, pp. 739-743, Jul. 2009.

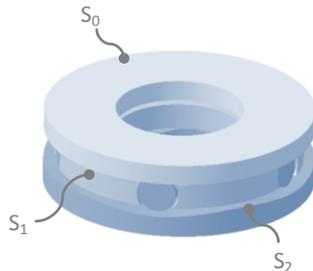
Annexes

Annexe A : Classification des copeaux selon la norme ISO/DIS 3685

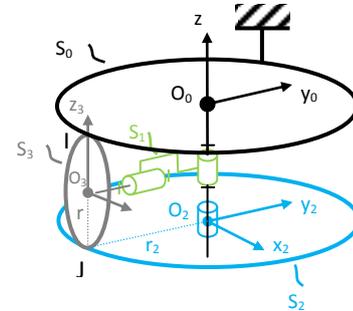
1 Copeau ruban	2 Copeau tubulaire	3 Copeau en spirale	4 Copeau hélicoïdal en rondelle	5 Copeau hélicoïdal conique	6 Copeau en arc	7 Copeau élémentaire	8 Copeau aiguille
1.1 Long 	2.1 Long 	3.1 Plat 	4.1 Long 	5.1 Long 	6.1 Attaché 		
1.2 Court 	2.2 Court 	3.2 Conique 	4.2 Court 	5.2 Court 	6.2 Detaché 		
1.3 Enchevêtré 	2.3 Enchevêtré 		4.3 Enchevêtré 	5.3 Enchevêtré 			

Annexe B : Modélisation cinématique du système oscillant

1 - Variables du système



S0 : Bague lisse
 S1 : Cage à rouleaux
 S2 : Came
 S3 : Rouleau



Système vibratoire MITIS (Concept SINEHOLING®)

L'ensemble des paramètres est énuméré ci-dessous :

$\dot{\theta}$	Vitesse de rotation de l'outil (tr/min)	n_z	Nombre de dents de l'outil
$\dot{\theta}_1$	Vitesse de rotation de la cage des rouleaux (tr/min)	f	Avance (mm/tr)
$\dot{\theta}_2$	Vitesse de rotation de la (tr/min)	p	Pas du filetage de la broche (mm/tr)
$\dot{\theta}_3$	Vitesse de rotation d'un rouleau (tr/min)	$\dot{z}(t)$	Vitesse d'oscillation axiale
$\dot{\theta}_b$	Vitesse de rotation de la broche (tr/min)	a	Amplitude de la came (mm)
r_2	Rayon de roulement (mm)	$\bar{\alpha}$	Angle α moyen de la tangente à la came
r_3	Rayon d'un rouleau (mm)	f_{vib}	Fréquence vibratoire de l'outil (Hz)

2 - Hypothèses simplificatrices

On admettra les hypothèses suivantes :

- Les solides {0, 1, 2, 3} seront considérés indéformables.
- Le roulement entre S2/S3 en J et entre S0/S3 en I est sans glissement.
- Les points de contacts entre les deux bagues appartiennent au même cylindre.

3 - Mise en équation du système vibratoire

A chacun des solides {0, 1, 2, 3} sera associé le torseur cinématique suivant :

$$\left[\mathbf{V}_{S_1/S_0} \right] = \left. \begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega}_{S_1/S_0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_1 \end{Bmatrix} \\ \overrightarrow{V}_{O_1 S_1/S_0} = \vec{0} \end{array} \right|_{R_1} ; \left[\mathbf{V}_{S_3/S_0} \right] = \left. \begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega}_{S_3/S_0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \dot{\theta}_3 \\ \dot{\theta}_1 \end{Bmatrix} \\ \overrightarrow{V}_{O_3 S_3/S_0} = \vec{0} \end{array} \right|_{R_1} ; \left[\mathbf{V}_{S_2/S_0} \right] = \left. \begin{array}{l} \overrightarrow{\Omega}_{S_2/S_0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1 \end{Bmatrix} \\ \overrightarrow{V}_{O_2 S_2/S_0} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{z} \end{Bmatrix} \end{array} \right|_{R_1}$$

La vitesse de $J \in S_2 / S_0$ a pour expression :

$$\overrightarrow{V}_{J S_2/S_0} = \overrightarrow{V}_{O_2 S_2/S_0} + \overrightarrow{\Omega}_{S_2/S_0} \wedge \overrightarrow{O_2 J} = \begin{bmatrix} r_2 \dot{\theta}_2 \\ 0 \\ \dot{z} \end{bmatrix}_{R_2}$$

La condition de roulement supposée sans glissement entre S_3 / S_0 en I permet d'écrire la vitesse de

$J \in S_3 / S_0$:

$$\overrightarrow{V}_{J S_3/S_0} = \overrightarrow{V}_{I S_3/S_0} + \overrightarrow{\Omega}_{S_3/S_0} \wedge \overrightarrow{IJ} = \begin{bmatrix} -r_3 \dot{\theta}_3 (1 + \cos(\alpha)) \\ r_3 \dot{\theta}_1 \sin(\alpha) \\ -r_3 \dot{\theta}_3 \sin(\alpha) \end{bmatrix}_{R_1}$$

De même, le roulement étant considéré sans glissement entre S_2/S_3 en J, on obtient :

$$\overrightarrow{V}_{J S_3/S_0} = \overrightarrow{V}_{J S_3/S_2} + \overrightarrow{V}_{J S_2/S_0}$$

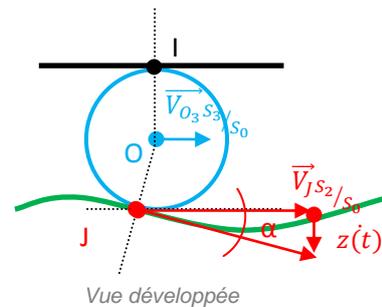
D'où :

Avec :

$$\begin{bmatrix} -r_3 \dot{\theta}_3 (1 + \cos(\alpha)) \\ -r_3 \dot{\theta}_1 \sin(\alpha) \\ r_3 \dot{\theta}_3 \sin(\alpha) \end{bmatrix}_{R_1} = \begin{bmatrix} -r_2 \dot{\theta}_2 \cos(\theta_2 - \theta_1) \\ r_2 \dot{\theta}_2 \sin(\theta_2 - \theta_1) \\ \dot{z} \end{bmatrix}_{R_1} \quad \left[{}^2A_1 \right] = \begin{bmatrix} \cos(\theta_2 - \theta_1) & -\sin(\theta_2 - \theta_1) & 0 \\ \sin(\theta_2 - \theta_1) & \cos(\theta_2 - \theta_1) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}_{R_1}$$

Ainsi on en déduit $\dot{\theta}_3$:

$$\begin{cases} \dot{\theta}_3 = \frac{r_2 \dot{\theta}_2 \cos(\theta_2 - \theta_1)}{r_3 (1 + \cos(\alpha))} \\ \dot{\theta}_3 = \frac{\dot{z}}{r_3 \sin(\alpha)} \end{cases}$$



La vitesse de $O_3 \in S_3 / S_0$ s'écrit sous la forme :

$$\overrightarrow{V_{O_3 S_3/S_0}} = \overrightarrow{V_{O_1 S_1/S_0}} + \overrightarrow{\Omega_{S_1/S_0}} \wedge \overrightarrow{O_1 O_3} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} r_3 \cdot \dot{\theta}_3 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_{R_1} = \begin{bmatrix} r_2 \cdot \dot{\theta}_1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_{R_1}$$

D'où : $\dot{\theta}_1 = \dot{\theta}_2 \cdot p_2$ Avec : $p_2 = \frac{\cos(\theta_2 - \theta_1)}{1 + \cos(\alpha)}$

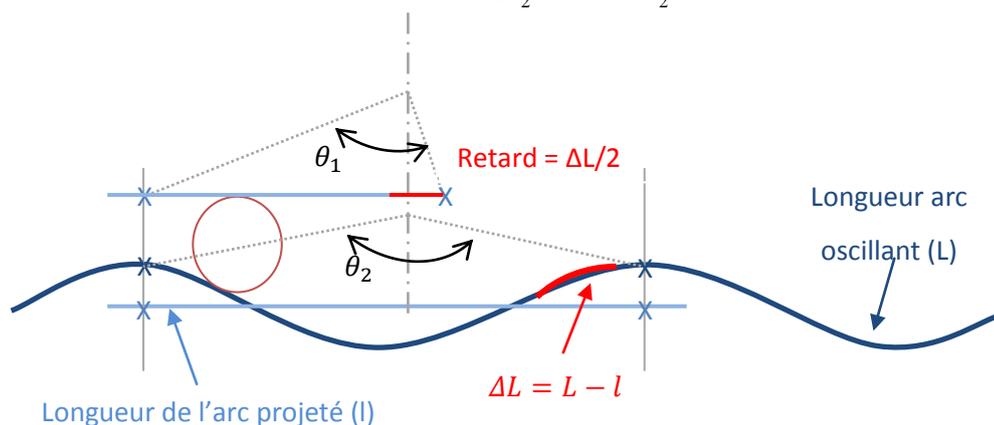
On obtient deux inconnues α et $\cos(\theta_2 - \theta_1)$ que nous devons déterminer :

- Calcul de $\alpha \equiv \bar{\alpha}$ sur une période :

$$\begin{aligned} \bar{\alpha} &= \tan^{-1} \left(\frac{n_1}{2\pi} \int_0^{2\pi/n_1} -n_1 \cdot \frac{a}{2} \cdot \sin(n_1 \cdot \theta_2) \cdot d\theta_2 \right) \\ &= \tan^{-1} \left(\frac{n_1}{2\pi} \cdot \frac{a}{2} \cdot 4 \cdot [\cos(n_1 \cdot \theta_2)]_0^{2\pi/n_1} \right) \\ \bar{\alpha} &= \tan^{-1} \left(\frac{n_1 \cdot a}{\pi} \right) \end{aligned}$$

- Pour calculer $\cos(\theta_2 - \theta_1)$, nous allons exprimer les angles θ_1 et θ_2 en fonction de leurs arcs

de cercle respectifs. On obtient ainsi : $\theta_1 = \frac{L}{2r_2}$ et $\theta_2 = \frac{l}{r_2}$.



Représentation sous forme développée du système vibratoire

On remarque une nouvelle inconnue (L) que nous devons déterminer.

En considérant une infinitésimale portion de la courbe de dL on peut par le théorème de Pythagore en déduire que :

$$dL^2 = dx^2 + dy^2$$

$$dL = \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2} dx$$

La développée de l'arc (L) peut être approximée par une fonction $y(\theta)$. La dérivée de cette fonction est supposée continue sur l'intervalle considéré.

D'où :
$$L(\theta) = \int_0^{\theta_2} \sqrt{1 + y'^2(\theta)} d\theta \quad \text{avec : } y(\theta) = a \cdot \sin(n_L \cdot \theta)$$

Ainsi il convient de résoudre :

$$L(\theta_2) = \int_0^{\theta_2} \sqrt{1 + (a \cdot n_L)^2 \cdot \cos^2(n_L \cdot \theta)} d\theta$$

En appliquant le théorème de Pythagore : $(a \cdot n_L)^2 \cdot \cos^2(n_L \cdot \theta) = (a \cdot n_L)^2 - (a \cdot n_L)^2 \cdot \sin^2(n_L \cdot \theta)$, il est alors possible de mettre sous la fonction $L(\theta)$ sous la forme d'une l'intégrale elliptique de deuxième espèce [104] :

$$L(\theta_2) = \int_0^{\theta_2} \sqrt{1 + (a \cdot n_L)^2 - (a \cdot n_L)^2 \cdot \sin^2(n_L \cdot \theta)} d\theta$$

On obtient une fonction intégrale de la forme :

$$L(\theta_2) = \sqrt{1 + (a \cdot n_L)^2} \int_0^{\theta_2} \sqrt{1 - m^2 \cdot \sin^2(n_L \cdot \theta)} d\theta \quad \text{avec : } m = \sqrt{\frac{(a \cdot n_L)^2}{1 + (a \cdot n_L)^2}}$$

Une approximation par un développement limité au voisinage de 0 de la fonction $L(\theta)$ permettra d'être résolue après une intégration terme à terme :

$$\sqrt{1 - m^2 \cdot \sin^2(n_L \cdot \theta)} = (1 - x)^{1/2} = 1 + \frac{1}{2} x - \frac{1}{8} x^2 + \dots + (-1)^n \cdot \frac{1 \cdot 1 \cdot 3 \cdot 5 \dots (2n - 3)}{2^n n!} x^n + o(x^n)$$

Un développement d'ordre suffisamment grand permettra de limiter l'erreur [104].

$$\cos(\theta_2 - \theta_1) = \cos\left(\frac{\theta_2 - \frac{L(\theta_2)}{2}}{r_2}\right)$$

Ainsi le déplacement axial du système peut s'exprimer de la manière suivante :

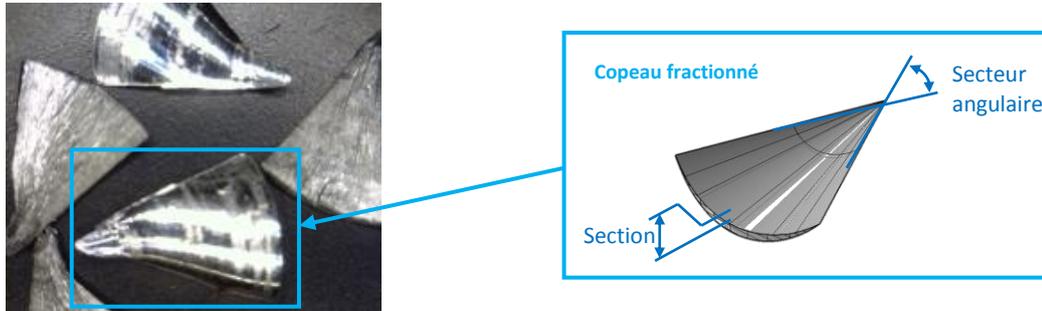
$$z(\theta_2) = \frac{a}{2} \cdot \sin(n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot \theta_2) \quad \text{avec : } p_2 = \frac{\cos\left(\frac{\theta_2 - \frac{L(\theta_2)}{2}}{r_2}\right)}{1 + \cos\left(\tan^{-1}\left(\frac{n_1 \cdot a}{\pi}\right)\right)}$$

On peut également exprimer la fréquence de vibration du système :

$$f_{vib} = n_1 \frac{(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_1)}{60} = n_1 \frac{\dot{\theta}_2 \cdot (1 - p_2)}{60}$$

Annexe C : Algorithme permettant la simulation de la morphologie du copeau

Basé sur les travaux de Deyuan [93], l'algorithme décrit ci-après permet de simuler la morphologie du copeau en fonction de la position angulaire de l'outil et des différents paramètres d'usinage (avance, paramètre vibratoire, outil etc..).



Copeau fragmenté

La section du copeau s'obtient en déterminant le minimum entre la position de « la surface à usiner » et la position de l'arête de coupe usinant à chaque position angulaire de l'outil. On appelle « la surface à usiner » la position axiale de la surface que l'outil doit couper à un instant du perçage. Cette surface résulte du passage de n lèvres.

Début

$n = 1$

TantQue $\left| a \cdot \sin\left(\frac{1}{2} \cdot n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot n\right) \right| > \frac{f}{n_z} \cdot n$

$n = n + 1$

Calcul le nombre de passages de lèvre nécessaire pour générer « la surface à usiner »

Fin boucle TantQue

Pour $i = n$ à 0

Pour $\theta = 0$ à 2π

$$\Delta\theta(i) = \frac{2\pi \cdot i}{n_z}$$

Calcul du déphasage angulaire entre 2 dents se succédant

Calcul de la position axiale de la dent considérée

$$Z_{\text{arête}}(\theta, i) = \frac{f}{2\pi} \cdot (\theta - \Delta\theta(i)) + \frac{a}{2} \cdot \sin(n_1 \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot (\theta - \Delta\theta(i)))$$

Si $i = n$

$$\text{Copeau}(\theta) = Z_{\text{arête}}(\theta, i)$$

A cet instant de l'algorithme la variable Copeau (θ) représente « la surface à usiner »

Sinon

Si $i > n$

$$\text{Copeau}(\theta) = \min(\text{Copeau}(\theta), Z_{\text{arête}}(\theta, i))$$

Sinon

$$\text{Copeau}(\theta) = \min(\text{Copeau}(\theta), Z_{\text{arête}}(\theta, i)) - \text{Copeau}(\theta)$$

Fin Si

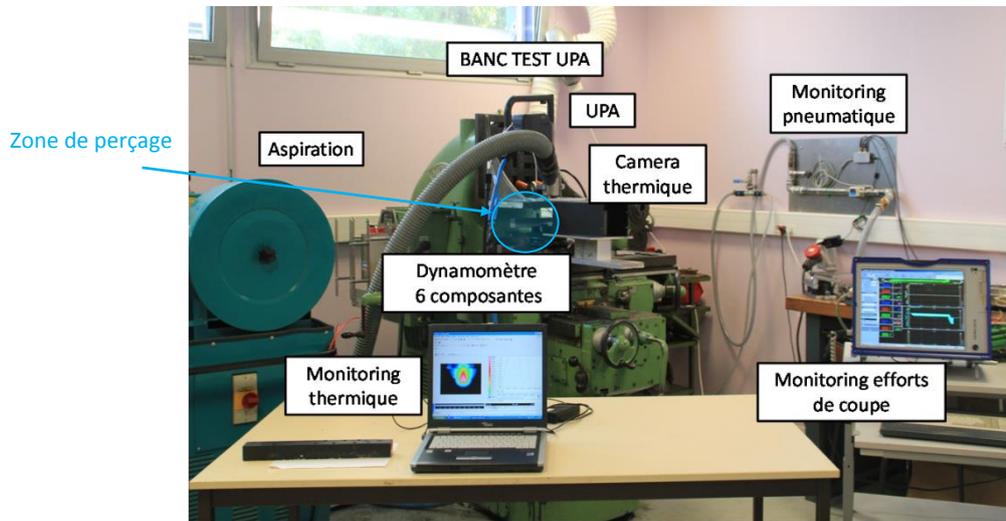
Fin Si

Fin boucle θ

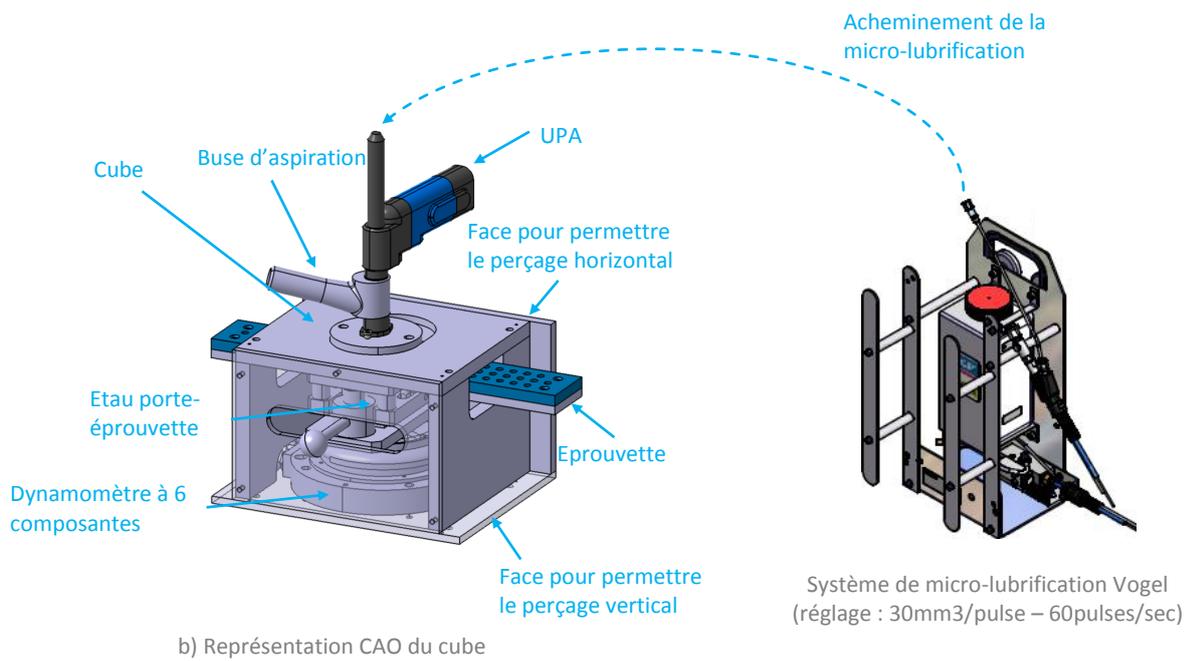
Fin boucle i

Fin

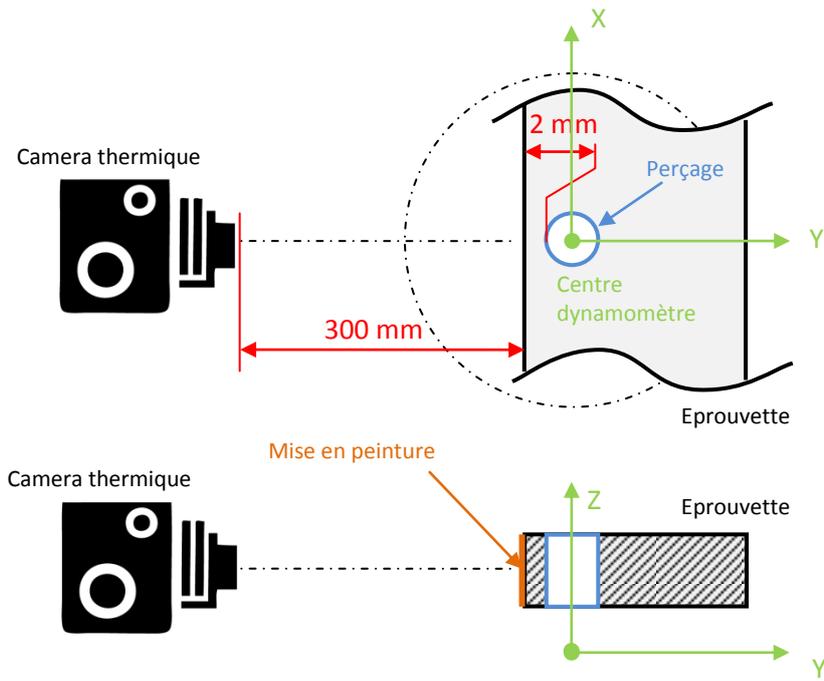
Annexe D : Description du banc de perçage



a) Photographie du banc



b) Représentation CAO du cube



Positionnement de la caméra thermique