



HAL
open science

Caractérisation et optimisation du perçage orbital du Ti6Al4V et d'empilages CFRP / Ti6Al4V

P. A. Rey

► **To cite this version:**

P. A. Rey. Caractérisation et optimisation du perçage orbital du Ti6Al4V et d'empilages CFRP / Ti6Al4V. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2016. Français. NNT: . tel-02073256

HAL Id: tel-02073256

<https://hal.science/tel-02073256>

Submitted on 19 Mar 2019

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.



Université
de Toulouse

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par :

Université Toulouse 3 Paul Sabatier (UT3 Paul Sabatier)

Présentée et soutenue par :

Pierre-André REY

le mercredi 29 juin 2016

Titre :

**Caractérisation et optimisation du perçage orbital du Ti6Al4V
et d'empilages CFRP / Ti6Al4V**

ED MEGEP : Génie mécanique, mécanique des matériaux

Unité de recherche :

Institut Clément Ader

Directeur(s) de Thèse :

Yann LANDON, Maître de conférences, HDR - Université Toulouse III Paul Sabatier

Johanna SENATORE, Maître de conférences - Université Toulouse III Paul Sabatier

Rapporteurs :

Benoît FURET, Professeur - IUT de Nantes

Philippe DARNIS, Professeur - IUT de Bordeaux

Autre(s) membre(s) du jury :

Claire LARTIGUE, Professeur - ENS Cachan (Présidente du jury)

Walter RUBIO, Professeur - Université Toulouse III Paul Sabatier (Examinateur)

Gilles DESSEIN, Professeur - ENI de Tarbes (Invité)

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier l'ensemble des membres du jury pour avoir accepté d'évaluer ces travaux de thèse, tout d'abord Mr Philippe DARNIS professeur de l'Université de Bordeaux 1 que j'ai eu l'occasion d'avoir comme professeur lors de mon DUT GMP et Mr Benoit FURET professeur de l'Université de Nantes qui ont acceptés d'être mes rapporteurs de thèse et qui ont lu méticuleusement ce mémoire. Je remercie également Mme Claire LARTIGUE professeur de l'ENS de Cachan pour avoir présider ce jury et Mr Gilles DESSEIN avec Mr Walter RUBIO pour en avoir fait parti.

Je souhaite évidemment remercier très chaleureusement mes deux directeurs de thèse, Yann et Johanna, pour tout le temps qu'ils m'ont consacré, tous leurs conseils, tous leurs soutiens durant ces travaux de recherche. Mais en plus de leurs compétences ce sont surtout deux personnes extraordinaires qui resteront une des plus belles rencontres durant ces années de thèse.

Je remercie également toutes l'équipe de Génie méca de la fac, Walter pour ces remarques toujours très pertinentes et son sens de l'humour, Fredo pour sa gentillesse et sa disponibilité, Guillaume et Yvan pour leur aide en usinage et leur sympathie, Michel, J-Max, Nico Bi et Nico Bo, Florian, Jeff, Pablo, Steven pour tout le temps qu'on a pu passé ensemble autour d'un café ou durant les pauses repas.

Dans cette équipe il y a également tous les doctorants avec qui j'ai passé d'excellents moments, je pense évidemment à Kamel, Laure, Isa, John, Sonia, Florent, Vivien, Iman, un grand merci a vous tous !

Je tiens également à remercier tous les membres de l'ICA que j'ai pu côtoyer durant ces années de thèse. Je pense particulièrement à Nicolas LAURIEN, Philippe SEITIER pour leur disponibilités.

Mes remerciements vont également à mes contacts industriels dans le cadre de cette étude, Mme Marta RAMOS-FERNANDEZ et Mr Joel BARBOULE d'AIRBUS Saint Eloi qui m'ont apporté à la fois leurs soutiens, et leurs expertises, mais également m'ont mis à disposition tous les moyens a leurs dispositions pour que je puisse réaliser ces travaux dans de bonnes conditions. Je tiens d'ailleurs a remercier les opérateurs Julien, Thomas pour le temps qu'ils m'ont consacré.

Mes remerciements vont aussi à ma famille et mes amis qui, avec cette question récurrente, « quand est-ce que tu la soutiens cette thèse ? », bien qu'angoissante en période fréquente de doutes, m'ont permis de me reconcentrer sur cet objectif final qu'est la soutenance.

Enfin, je remercie ma chérie pour son soutien quotidien indéfectible et son enthousiasme contagieux à l'égard de mes travaux comme de la vie en général.

TABLE DES MATIÈRES

Introduction générale	1
1 ÉTAT DE L'ART	5
1.1 Les matériaux	7
1.1.1 L'alliage de titane Ti6Al4V	7
1.1.1.1 Usinabilité du Ti6Al4V	7
1.1.1.2 Processus de formation du copeau lors de la coupe du Ti6Al4V	9
1.1.1.3 Production et dissipation de la chaleur dans la zone de coupe	12
1.1.1.4 Conditions de coupe pour l'usinage du Ti6Al4V.	14
1.1.1.5 Défauts d'usinage rencontrés lors de la coupe du Ti6Al4V.	15
1.1.1.6 Les outils coupants.	18
1.1.1.7 Synthèse sur l'usinage du titane	25
1.1.2 Le CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic)	25
1.1.2.1 Présentation du matériau	25
1.1.2.2 La coupe du CFRP - Processus d'enlèvement de matière	26
1.1.2.3 Qualité de surface et défauts d'usinage liés au perçage de matériaux composites.	28
1.1.2.4 Synthèse sur l'usinage du CFRP	34
1.1.3 Problématiques liées aux empilages CFRP/Ti6Al4V	36
1.2 Le perçage orbital	38
1.2.1 Principe	38
1.2.2 Intérêt du perçage orbital	38
1.2.2.1 La géométrie variable du perçage	38
1.2.2.2 Diminution des efforts de coupe axiaux	39
1.2.2.3 Évacuation des copeaux	40
1.2.3 Limites du perçage orbital	40
1.2.3.1 Aspects économiques	40
1.2.3.2 Temps de perçage	41
1.2.3.3 Présence de capsules	41
1.2.3.4 Flexion de l'outil en perçage orbital	42
1.2.4 Synthèse	44
1.3 Modélisation de l'opération d'usinage	45
1.3.1 Définition de l'arête de coupe et de la géométrie de coupe	45
1.3.2 Modélisation géométrique du copeau	47
1.3.2.1 Définition générale de la géométrie du copeau en fraisage	47
1.3.2.2 Définition de la trajectoire et de la géométrie du copeau en perçage orbital	49
1.4 Modélisation des efforts de coupe	51
1.4.1 Les approches de la modélisation des efforts de coupe	51
1.4.1.1 L'échelle microscopique	51
1.4.1.2 L'échelle mésoscopique	52
1.4.1.3 L'échelle macroscopique	53

1.4.1.4	Synthèse :	53
1.4.2	Les résolutions mécanistiques de modélisation des efforts de coupe	53
1.4.2.1	Méthode de discrétisation d'arête	54
1.4.2.2	Repères d'expression des efforts de coupe locaux	55
1.4.2.3	Variables des modèles de coupe mécanistiques.	56
1.5	Contexte de l'étude et verrous scientifiques	58
2	MODÉLISATION DE L'OPÉRATION DE PERÇAGE ORBITAL	61
2.1	Modélisation géométrique du copeau	63
2.1.1	Définitions géométriques du perçage orbital	64
2.1.1.1	Définition de la géométrie de l'outil	64
2.1.1.2	Définition géométrique de la trajectoire de la dent dans la matière	65
2.1.1.3	Définition des repères utilisés	65
2.1.2	Calcul de la section de copeau	67
2.1.2.1	Modélisation de la surface usinée	67
2.1.2.2	Modélisation géométrique du copeau	71
2.1.2.3	Modélisation de cas particuliers	75
2.1.2.4	Synthèse :	77
2.2	Modélisation des efforts de coupe	78
2.2.1	Mise en place du modèle d'effort	78
2.2.1.1	Discrétisation de l'arête	78
2.2.1.2	Mise en place du modèle d'effort sur la discrétisation	78
2.2.1.3	Calcul des efforts modélisés dans le repère R_{oi}	79
2.2.2	Identification des coefficients de coupe	84
2.2.2.1	Identification pour la partie axiale	84
2.2.2.2	Identification pour la partie radiale	90
2.2.2.3	Synthèse sur l'identification	92
2.2.3	Validation expérimentale du modèle	93
2.2.3.1	Résultat de la modélisation	94
2.2.3.2	Mesure expérimentale	98
2.2.3.3	Comparaison Modèle/Mesure	98
2.2.3.4	Synthèse et analyse sur la modélisation	101
3	CARACTÉRISATION DU PERÇAGE ORBITAL SUR EMPILAGE CFRP/TI6AL4V	103
3.1	Procédures expérimentales	105
3.1.1	Présentation des moyens d'essais	105
3.1.2	Caractérisation et homogénéisation des moyens d'essais	105
3.2	Durée de vie des outils coupants	109
3.3	Caractérisation de l'influence des avances en perçage orbital	112
3.3.1	Caractérisation du perçage dans l'alliage de titane Ti6Al4V	112
3.3.1.1	Analyse des efforts générés	113
3.3.1.2	Analyse de l'influence des avances sur les diamètres obtenues	113
3.3.1.3	Observations sur la formation de bavures et capsules	116
3.3.2	Caractérisation du perçage orbital dans le CFRP	118
3.3.2.1	Analyse de l'influence des avances sur les efforts de coupe mesurés	119
3.3.2.2	Analyse de l'influence des avances sur les diamètres obtenus	119

3.3.2.3	Analyse de l'influence des avances sur les défauts	119
3.4	Caractérisation de l'influence de la géométrie de l'outil en perçage orbital .	127
3.5	Caractérisation du perçage orbital des empilages CFRP/Ti6Al4V	132
3.5.1	Cas du perçage pleine matière	134
3.5.2	Cas de perçage en agrandissement	135
3.6	Vers l'optimisation et la surveillance du process	136
3.6.1	Vers l'optimisation du process	136
3.6.2	Vers la surveillance du process	138
3.6.2.1	Détection des passages d'interface	139
3.6.2.2	Détection de la formation de capsule	140
3.6.2.3	Détection de l'usure outil	140
3.6.2.4	Synthèse	142
	Conclusion générale et perspectives	145
	Annexes	151
	A PLAN GÉOMÉTRIE DE L'OUTIL UTILISÉ DANS CE MANUSCRIT	153
	Bibliographie	155

TABLE DES FIGURES

FIGURE 1.1	Microstrucuture du titane pur [Combres, 1999]	8
FIGURE 1.2	Variation de la température de l’outil, mesurée à l’aide d’un thermocouple sur l’outil [Kitagawa et al., 1997]	9
FIGURE 1.3	Classification des différents types de copeaux [Burns and Davies, 2002]	10
FIGURE 1.4	Morphologie du copeau du Ti6Al4V en fonction de la vitesse de coupe et de l’avance en coupe orthogonale (échelles de 100µm) [Barry et al., 2001]	11
FIGURE 1.5	Micrographies d’un copeau segmenté (Ti6Al4V) en coupe orthogonale, $V_c=175\text{m}/\text{min}$ [Daymi et al., 2009]	11
FIGURE 1.6	Zones de cisaillement dans la zone de coupe	12
FIGURE 1.7	Répartition schématisée de la chaleur générée et dissipée lors de l’usinage d’un matériau métallique avec formation de copeaux continus [Swinehart, 1968].	13
FIGURE 1.8	Distribution de la chaleur lors de l’usinage des alliages de titane [Komanduri, 1982]	14
FIGURE 1.9	Répartition de la chaleur lors de l’usinage du Ti6Al4V[Cotterell and Byrne, 2008b]	14
FIGURE 1.10	Comparaison des bavures entre perçage à sec et lubrifié	15
FIGURE 1.11	Types de bavure rencontrés en fraisage	16
FIGURE 1.12	Classification des bavures en perçage [Ko and Lee, 2001]	16
FIGURE 1.13	Bavure apparaissant lors de l’usinage de l’aluminium [Hashimura et al., 1999]	17
FIGURE 1.14	Illustration des sorties de foret pour différentes préparations de bec [Ko et al., 2003]	18
FIGURE 1.15	Influence des paramètres de fraisage sur la rugosité : (a) Vitesse de coupe ; (b) Avance ; (c) Profondeur de passe radiale [Sun and Guo, 2009]	19
FIGURE 1.16	Dureté à chaud de certains matériaux d’outil [Ezugwu, 2005]	20
FIGURE 1.17	Taux d’usure en cratère de quelques matériaux d’outils de coupe lors de l’usinage du Ti6Al4V [Ezugwu, 2005]	22
FIGURE 1.18	Déformation plastique en bout d’outil [Coromant]	22
FIGURE 1.19	Adhésion de titane, (a) sur l’arête, (b) sur les listels, après 8 trous $\varnothing 6\text{ mm}$ à $V_c = 50\text{ m}/\text{min}$ et $f = 0.07\text{ mm}/\text{tr}$ [Cantero et al., 2005]	23
FIGURE 1.20	Adhésion du titane sur la face de coupe, (a) observé au microscope optique, (b) observé au MEB après 0.8min d’usinage [Cantero et al., 2005]	24
FIGURE 1.21	Observtions au MEB de la diffusion entre le carbure et le Ti-6Al-4V (a) avant et (b) après une chauffe de 90 min à 800°C [Jianxin et al., 2008]	24
FIGURE 1.22	Illustration des angles de McKenzie [McKenzie et al., 1960]	26

FIGURE 1.23	Mode de propagation de fissure (Mode I : mode d'ouverture perpendiculaire; Mode II : cisaillement plan ou longitudinal; Mode III : cisaillement anti-plan ou latéral)	27
FIGURE 1.24	Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à 0° (pour un angle de coupe positif (a); pour un angle de coupe négatif (b)) [Koplev et al., 1983]	27
FIGURE 1.25	Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à 90° [Wang et al., 1995]	28
FIGURE 1.26	Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à 45° [Koplev et al., 1983]	28
FIGURE 1.27	Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à -45° [Wang et al., 1995]	29
FIGURE 1.28	Mécanisme de délaminage en entrée de trou [Piquet, 1999]	30
FIGURE 1.29	Mécanisme de délaminage en sortie de trou [Hocheng and Tsao, 2003]	30
FIGURE 1.30	Présence de défauts en perçage de composites [Bonnet, 2010]	31
FIGURE 1.31	Types d'état de surface sur la paroi d'un trou selon le mode de coupe [Landon and Chérif, 2012]	33
FIGURE 1.32	Photo de la surface d'un trou [Sanchez, 2011]	34
FIGURE 1.33	Défaut de circularité en perçage d'un matériau unidirectionnel. [Piquet et al., 2000]	35
FIGURE 1.34	Brûlure de la matrice du composite suite au perçage [Bonnet, 2010]	35
FIGURE 1.35	Comparaison des conditions de coupe pour l'alliage de titane (rouge) et le CFRP (gris) en perçage à sec [Bonnet, 2010]	36
FIGURE 1.36	Profil de l'état de surface primaire le long d'un perçage AlCuMg ₂ /CFRP/TiAl ₆ V ₄ [Brinksmeier and Janssen, 2002]	37
FIGURE 1.37	Trajectoire du perçage orbital	39
FIGURE 1.38	Différents profils de perçage possible en perçage orbital [Lutze, 2008]	39
FIGURE 1.39	Différents copeaux obtenus lors du perçage orbital dans du Ti ₆ Al ₄ V	40
FIGURE 1.40	Formation de capsule en perçage orbital [Lutze, 2008]	42
FIGURE 1.41	Influence de l'avance sur la formation de capsule lors du perçage orbital d'un alliage d'aluminium 2024 : à gauche V _{fa} = 60mm/min, à droite V _{fa} = 180mm/min [Lutze, 2008]	42
FIGURE 1.42	Influence du rapport entre le diamètre outil et le diamètre du perçage	43
FIGURE 1.43	Masse des capsules en fonction de différentes géométries d'outils [Lutze, 2008]	43
FIGURE 1.44	Variation des efforts de coupe en fonction des avances axiale et radiale. Fa : Effort axial; Ff : Effort d'avance; Ffn : Effort normal à l'avance [Denkena et al., 2008]	44
FIGURE 1.45	Géométrie de coupe générale à gauche; géométrie de coupe d'un foret à droite [Bonnet, 2010]	46
FIGURE 1.46	Évolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour des avances et des rayons d'arête différents, lors de la coupe orthogonale du Ti ₆ Al ₄ V [Wyen and Wegener, 2010]	47
FIGURE 1.47	Cinématique de la coupe pour une fraise 2 dents. (a) Fraisage en opposition, (b) Trajectoire des dents, (c) Fraisage en avalant [Fontaine, 2004].	48

FIGURE 1.48	Passage des dents et épaisseur de copeau non déformé h [Fontaine, 2004].	49
FIGURE 1.49	Volumes des différents enlèvements de matière en perçage orbital [Brinksmeier et al., 2008]	50
FIGURE 1.50	Géométrie du copeau périphérique [Brinksmeier et al., 2008]	51
FIGURE 1.51	Les approches de la modélisation d'efforts de coupe [Cherif, 2003]	52
FIGURE 1.52	Principe de la discrétisation d'arête [Campocasso, 2013]	54
FIGURE 1.53	Discrétisation le long de l'hélice [Ryu et al., 2003]	55
FIGURE 1.54	Orientations possibles des efforts locaux par rapport à : (a) la base semi-globale; (b) la face de coupe; (c) aux faces de coupe et de dépouille; (d) la zone d'usure en dépouille (ou l'arrondi d'arête). [Campocasso, 2013]	56
FIGURE 1.55	Évolution des efforts de coupe (f_c effort de coupe normal à la face de coupe) (a) et des efforts d'avances (f_f effort de coupe mesuré dans la direction d'avance) (b) en fonction de h et r_β lors de la coupe orthogonale du Ti6Al4V [Wyen and Wegener, 2010]	58
FIGURE 2.1	Géométrie de l'outil et profil géométrique des arêtes de coupe	64
FIGURE 2.2	Trajectoire hélicoïdale en perçage orbital	66
FIGURE 2.3	Définition des repères utilisés en perçage orbital	67
FIGURE 2.4	Définition des points A_i et A_k	69
FIGURE 2.5	Calcul de la position de l'outil « k » par rapport à la position de l'outil « i »	70
FIGURE 2.6	Surface S_i , usinée précédemment par l'outil définis sur la figure 2.1 (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm/dt}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm/dt}$))	71
FIGURE 2.7	Résultat de la modélisation du copeau (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm}$))	72
FIGURE 2.8	Visualisation de la section du copeau en 2D pour un profil de dent avec coupe au centre	72
FIGURE 2.9	Variation de la section de copeau pour l'outil présenté (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$; $N_{orb} = 20\text{tr/min}$)	73
FIGURE 2.10	Variation de la section de copeau pour l'outil présenté (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$; $N_{orb} = 20\text{tr/min}$)	74
FIGURE 2.11	Évolution de l'épaisseur de copeau le long de l'arête de coupe (dent avec coupe au centre ; Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm/dt}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm/dt}$))	74
FIGURE 2.12	Influence des paramètres d'avances sur la section de copeau pour un $\psi_i = 310^\circ$	75
FIGURE 2.13	Influence des paramètres d'avances sur la géométrie du copeau (pour une dent avec coupe au centre et pour $\psi_i = 310^\circ$)	76
FIGURE 2.14	Surfaces S_i , usinées par l'outil défini sur la figure 2.1 (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm}$)) : cas de l'entrée ($H_{ent} = 0.4\text{mm}$) et cas de la sortie ($H_{sor} = 0.5\text{mm}$)	77
FIGURE 2.15	Discrétisation de la section de copeau pour un angle φ_i donné	79
FIGURE 2.16	Définition des efforts de coupe sur un élément extrait d'arête.	79

FIGURE 2.17	Représentation des efforts de la partie axiale sur un outil avec 3 dents	80
FIGURE 2.18	Représentation des efforts de la partie radiale sur un outil avec 3 dents	84
FIGURE 2.19	Essai pour l'identification du modèle d'effort de la partie axiale. . .	85
FIGURE 2.20	Mesures d'efforts pour l'identification dans la partie axiale ($V_{fa} = 33\text{mm/min}$)	86
FIGURE 2.21	Évolution des coefficients de coupe en fonction de la hauteur de copeau non déformé.	87
FIGURE 2.22	Comparaison des efforts mesurés et des efforts simulés pour l'usinage d'un plot plein de 7mm de diamètre.	88
FIGURE 2.23	Évolution de l'effort du bout d'outil en fonction de l'avance	89
FIGURE 2.24	Essai pour l'identification de la partie radiale.	90
Figure 2.25	Modélisation de l'effort pour l'identification de la partie radiale . . .	91
FIGURE 2.26	Taillage de la dent de l'outil utilisé, photographié à l'aide d'un microscope Dinolyte	92
FIGURE 2.27	Résultat de l'identification de la partie radiale	93
FIGURE 2.28	Efforts résultants appliqués à l'outil	94
FIGURE 2.29	Résultat de la modélisation des efforts de coupe pour l'outil utilisé (3dents) sur trois tours d'outil.	96
FIGURE 2.30	Différence d'épaisseurs de copeau non déformé entre l'avant et l'arrière de l'outil : (a) sur la partie axiale (b) sur la partie radiale. . .	97
FIGURE 2.31	Résultat de la mesure d'effort au cours du perçage orbital du Ti6Al4V	98
FIGURE 2.32	(a) Efforts de coupe mesurés pendant le perçage orbital sur un tour d'orbite ($V_c = 30 \text{ m / min}$; $f_{za} = 0.005\text{mm / dent}$; $f_{zr} = 0.05\text{mm / dent}$); (b) Analyse fréquentielle des efforts de coupe	99
FIGURE 2.33	Comparaison modèle/mesure sur trois tours d'outils	100
FIGURE 2.34	Influence des vitesses d'avances sur l'effort axial F_A simulé	101
FIGURE 2.35	Influence des vitesses d'avances sur l'effort dans le plan normal à l'outil F_{XY} simulé	102
FIGURE 3.1	Banc de perçage ORB80 (Airbus)	106
FIGURE 3.2	Centre d'usinage 5 axes DMG (DMU85)	106
FIGURE 3.3	Comparaison des mesures des efforts sur LCD (en haut) et sur le banc de perçage ORB80 (en bas)	107
FIGURE 3.4	Mesure MMT du rayon du trou percé sur le banc ORB80 en fonction de la position angulaire et du niveau dans le perçage.	108
FIGURE 3.5	Résultat du calcul de la structure du banc (au niveau de l'équerre porte éprouvette) par éléments finis	108
FIGURE 3.6	Mesures d'accélération suivant les trois axes machines au niveau de la pièce sur le banc ORB80	109
FIGURE 3.7	Éprouvette CFRP(16 mm) / Ti6Al4V(19 mm) (210 mm x 80 mm) . .	109
FIGURE 3.8	Évolution des efforts de coupe mesurés sur le banc de perçage lors des essais de durée de vie.	110
FIGURE 3.9	Évolution des diamètres mesurés sur MMT lors des essais de durée de vie (haut CFRP; bas Ti6Al4V)	111
FIGURE 3.10	Bavures et capsules en sortie de trou sur le 26ème perçage des essais de durée de vie	112
FIGURE 3.11	Influence de l'avance axiale sur les efforts mesurés dans le Ti6Al4V .	114

FIGURE 3.12	Influence de l'avance radiale sur les efforts mesurés dans le Ti6Al4V	115
FIGURE 3.13	Influence de l'avance axiale sur les diamètres pour chaque vitesse orbitale, dans le Ti6Al4V	116
FIGURE 3.14	Influence de la rotation orbitale sur les diamètres pour chaque vitesse d'avance axiale, dans le Ti6Al4V	117
FIGURE 3.15	Différents types de capsule observé dans le Ti6Al4V	118
FIGURE 3.16	Influence de l'avance axiale sur les efforts mesurés dans le CFRP	120
FIGURE 3.17	Influence de la rotation orbitale sur les efforts mesurés dans le CFRP	121
FIGURE 3.18	Influence de l'avance axiale sur les diamètres pour chaque vitesse orbitale dans le CFRP	122
FIGURE 3.19	Influence de la vitesse orbitale sur les diamètres pour chaque avance axiale, dans le CFRP	123
FIGURE 3.20	Évolution des diamètres de perçages dans le CFRP	124
FIGURE 3.21	Capsule de type 1 en CFRP	124
FIGURE 3.22	Évolution de la qualité des perçages dans le CFRP	125
FIGURE 3.23	Diagramme explicatif des paramètres de portance (source Alicona)	126
FIGURE 3.24	Valeurs absolues à gauche ; valeurs normées par rapport à la valeur maximale à droite	126
FIGURE 3.25	Différentes géométries d'outils	127
FIGURE 3.26	Profils moyens des perçages pour les différents outils	128
FIGURE 3.27	Modélisation des efforts de coupe pour l'outil n°1 en entrée, milieu et sortie du perçage.	130
FIGURE 3.28	Modélisation des efforts de coupe pour l'outil n°2 en entrée, milieu et sortie du perçage.	131
FIGURE 3.29	Influence de l'angle κ_r sur la géométrie du copeau axial	132
FIGURE 3.30	Modélisation des efforts de coupe pour l'outil n°3 en entrée, milieu et sortie du perçage.	133
FIGURE 3.31	Profil moyen du perçage orbital pleine peau sur un empilage CFRP/Ti6Al4V	134
FIGURE 3.32	Représentation de l'effort radial mesuré F_R lors du perçage orbital du Ti6Al4V	135
FIGURE 3.33	Profil moyen en perçage orbital du perçage avec pré-perçage, de 8mm sur un empilage CFRP/Ti6Al4V	136
FIGURE 3.34	Différents profils de programmation en perçage orbital sur des empilages CFRP/Ti6Al4V	137
FIGURE 3.35	Résultats dimensionnelles d'un perçage avec un profil optimisé et un profil linéaire mesurés sur MMT	137
FIGURE 3.36	Détection de passage d'interface à partir de la mesure d'effort au cours d'un perçage orbital d'un empilage CFRP/Ti6Al4V	139
FIGURE 3.37	Détection de formation de capsule à partir de la mesure d'effort au cours d'un perçage orbital Ti6Al4V	140
FIGURE 3.38	Photo de l'usure de la coupe au centre avant et après le premier perçage	141
FIGURE 3.39	Mesures d'effort lors du premier perçage pour un outil neuf (en haut : mesure complète du perçage ; en bas : zoom sur la zone de rodage)	141

FIGURE 3.40	Mesures d'effort au cours d'un bris d'outil dans le Ti6Al4V (en haut : mesure complète du perçage ; en bas : zoom sur la zone du bris)	142
FIGURE 3.41	Mesures d'effort montrant des bourrages de copeaux en bout d'outil dans le Ti6Al4V	142

LISTE DES TABLEAUX

TABLE 1.1	Composition chimique du Ti6Al4V (AFNOR L14-601)	7
TABLE 1.2	Propriétés mécaniques et physiques du Ti6Al4V et du 45SCD6 [Leyens and Peters, 2003 , Lutjering and Williams, 2003]	8
TABLE 1.3	Expression analytique des principaux modèles locaux	59
TABLE 2.1	Données géométriques de l'outil utilisé pour la modélisation	64
TABLE 2.2	Moyennes et écart-types des efforts mesurés F_{c_tip} et F_{n_tip} lors des essais d'identification de la partie axiale (en N).	86
TABLE 2.3	Relevé d'effort sur plot plein de 7mm de diamètre à différentes avances	87
TABLE 2.4	Synthèse des coefficients de coupe identifiés	93
TABLE 3.1	Valeurs du plan d'expériences sur l'usinage du Ti6Al4V	112
TABLE 3.2	Valeurs du plan d'expériences sur l'usinage du CFRP	119
TABLE 3.3	Les différents efforts maxi pour chaque outil.	132

LISTE DES SYMBOLES

χ_1	Angle entre la tangente à l'arête de coupe et la fibre
χ_2	Angle entre la vitesse de coupe et la fibre
δ	Angle de taillage de la zone non coupante au centre par rapport à l'axe de l'outil (en degrés)
κ_r	Angle de pointe (en degrés)
λ	Angle d'hélice mesuré par rapport à l'axe de l'outil (en degrés)
f_{za}	Avance axiale à la dent (en mm)
f_{zr}	Avance radiale à la dent (en mm)
N	Vitesse de rotation de l'outil (en tr/min)
N_{orb}	Vitesse de rotation orbitale (en tr/min)
P	Pas de l'hélice orbitale (en mm)
R_b	Rayon du bec de l'outil (en mm)
R_h	Rayon du trou percé (en mm)
R_t	Rayon théorique du perçage (en mm)
R_{cc}	Rayon non coupant des dents sans coupe au centre (en mm)
R_{off}	Rayon d'hélice de la trajectoire en perçage orbital (en mm)
V_{fa}	Vitesse d'avance axiale (en mm/min)
Z	Nombre de dent de l'outil
Z_{cc}	Nombre de dent sans coupe au centre

INTRODUCTION GÉNÉRALE

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Le secteur aéronautique constitue un secteur d'excellence connu pour la complexité des techniques et des matériaux employés. Le contexte économique et environnemental actuel incite les constructeurs à repousser sans cesse les limites technologiques pour proposer des avions de plus en plus performants. La réduction de poids constitue, pour les compagnies aériennes, un enjeu majeur afin de limiter les coûts d'exploitation. Une part croissante d'alliages de titane et de matériaux composites à fibres de carbone est intégrée aux pièces de structures pour les alléger, tout en conservant d'excellentes propriétés mécaniques. En parallèle de cette recherche de performances, il y a également une politique de réduction des coûts de production afin d'être le plus compétitif possible. Cela passe par des process innovants d'un point de vue procédé ou méthode. Mais l'utilisation massive de nouveaux matériaux et de nouveaux processus de fabrication apporte de nouvelles difficultés dans la chaîne de fabrication.

L'étude présentée dans ce mémoire traite du perçage orbital de l'alliage de titane Ti6Al4V et du composite à fibres de carbone CFRP sur des structures épaisses. Ce cas d'étude est extrait d'une problématique industrielle, provenant de la société Airbus qui souhaite intégrer à la structure primaire du mât de réacteur des longerons en CFRP afin de diminuer sa masse. Mais l'association de ces deux matériaux aux propriétés antagonistes pose de nombreux problèmes en matière de perçage. C'est la raison pour laquelle les industriels ont cherché de nouvelles alternatives au perçage classique. Parmi ces alternatives possibles, le perçage orbital avec micro-lubrification a montré des perspectives intéressantes. C'est pourquoi il a été choisi dans cette application industrielle. Mais ce procédé reste encore assez peu étudié et il existe donc peu de retours d'expériences et beaucoup de développements à réaliser.

Le procédé de perçage orbital est très différent du perçage axial conventionnel. L'alésage est réalisé avec un outil de diamètre inférieur au trou, qui décrit une trajectoire hélicoïdale dans le matériau. D'un point de vue économique, ce procédé présente quelques inconvénients (temps de perçage plus long, durée de vie d'outil plus faible, coût de l'outil plus élevé, comparés au perçage axial). Mais cette technologie permet de réduire de façon importante les efforts de coupe et par conséquent les bavures métalliques ou l'endommagement des composites. Cela permet d'envisager d'éviter le démontage et l'ébavurage des pièces après perçage. Cette technologie présente aussi un intérêt majeur par rapport au perçage axial : la maîtrise des épaisseurs de copeaux axiale et latérale, permettant un contrôle du chargement de l'outil et donc de la qualité de perçage. C'est ainsi que ce procédé se justifie dans le secteur aéronautique où les exigences de qualité et de santé matière sur les logements de fixation sont particulièrement sévères et où l'objectif d'assemblage sans démontage est visé afin de diminuer les coûts de fabrication.

Les travaux présentés dans ce manuscrit font parti du projet de recherche Aerosat OPOSAP (Optimisation de Perçage Orbital multi-matériaux par Surveillance Active du Process). Ce projet OPOSAP, réunissant plusieurs industriels (AIRBUS Opérations, ISP System, MAPAL, SPIE SO, Sud-Ouest Système), est destiné à développer le procédé de perçage orbital dans des empilages multi-matériaux CFRP/Ti6Al4V, et à apporter des

solutions d'optimisation, si possible en temps réel, des paramètres de coupe en fonction du matériau percé ainsi que de l'usure outil. L'objectif de la thèse est de caractériser la coupe (influence des paramètres opératoires sur la qualité du trou) et l'usure de l'outil, dans le but d'élaborer des stratégies d'optimisation de l'opération de perçage. Tout ceci dans le but d'être capable de maîtriser la qualité de perçage en jouant sur les paramètres de pilotage du procédé, sur des applications mono- ou multi-matériaux (Titane-Titane et Titane-Carbone). Pour cela il est nécessaire d'identifier les causes de perte de qualité, ainsi que leur lien avec les conditions opératoires, et donc de comprendre le déroulement du processus de coupe. Plusieurs verrous scientifiques sont à lever. Tout d'abord, la trajectoire de chaque dent de l'outil dans la matière étant très complexe, une modélisation tridimensionnelle de la coupe doit être mise en place afin d'être en mesure d'identifier les épaisseurs de copeau à chaque instant, et par conséquent de connaître le chargement mécanique généré par le perçage. Ensuite, une caractérisation de la coupe dans chaque matériau est nécessaire afin de caractériser les phénomènes pouvant dégrader la qualité globale de perçage (flexion d'outil, formation de capsules - copeaux plats circulaires qui se forment lorsque l'outil sort de la matière, délaminage, vibrations, usure outil, ...). Finalement, le modèle établi permettra d'expliquer et de simuler l'évolution des sollicitations mécaniques au cours du perçage et de les relier aux critères de qualité de l'alésage. Ce modèle pourra ensuite être mis en œuvre dans un but d'optimisation du processus (conception de l'outil coupant, choix des conditions opératoires), mais aussi de surveillance active (modification en temps réel des conditions opératoires en fonction des sollicitations mesurées).

Le chapitre 1 de ce mémoire est consacré à l'étude bibliographique. Les compositions, les structures et les propriétés des deux matériaux sont tout d'abord répertoriées. Ensuite, un état de l'art sur la modélisation de l'opération d'usinage est présenté avec une partie dédiée aux travaux scientifiques menés essentiellement sur la cinématique du perçage orbital. Ce chapitre se termine par un état de l'art sur la modélisation des efforts de coupe.

Le chapitre 2 présente les travaux menés dans le cadre de cette thèse sur la modélisation de l'opération d'usinage mise en place afin de reconstruire la géométrie du copeau en fonction des paramètres de coupe et de la géométrie de l'outil. On juxtapose à cette première modélisation cinématique une modélisation des efforts de coupe, basée sur un modèle semi empirique. La procédure d'identification des coefficients de coupe nécessaire au calcul des efforts de coupe est présentée.

Le chapitre 3 est dédié à la caractérisation de l'opération. Il présente l'influence des conditions de coupe, de la géométrie de l'outil et de son usure sur les défauts et la qualité finale du perçage.

Première partie

ÉTAT DE L'ART

 ÉTAT DE L'ART

1.1 LES MATÉRIAUX

1.1.1 L'alliage de titane Ti6Al4V

L'alliage de titane utilisé dans notre étude est le Ti6Al4V. Cet alliage est le plus utilisé dans l'industrie aéronautique [Leyens and Peters, 2003]. Il est un des tous premiers alliages de titane à être fabriqué et développé au début des années 1950 aux États-Unis, à l'Institut de Technologie de l'Illinois. Sa composition chimique est présentée dans le tableau 1.1, selon la norme AFNOR.

Élément	Ti	Al	V	Fe	O	C	N	H
%poids	Base	5.5-6.75	3.5-4.5	<0.25	<0.2	<0.08	<0.05	<0.01

TABLE 1.1 – Composition chimique du Ti6Al4V (AFNOR L14-601)

Il est intéressant de noter que le titane pur a pour particularité d'être présent à l'état solide sous deux formes cristallographiques. Il y a donc une transformation allotropique aux alentours de 880°C qui fait passer l'arrangement des atomes de titane d'une structure cristallographique hexagonale compacte (hc) appelée α , à une structure cubique centrée (cc) appelée β (figure 1.1). Dans notre étude, l'alliage de Ti6Al4V a la particularité d'être composé des deux structures cristallographiques, c'est un alliage de titane α et β .

Les caractéristiques de l'alliage de titane Ti6Al4V sont données dans le tableau 1.2 et sont comparées à un acier à titre indicatif. Les caractéristiques de cet alliage, souvent décrit comme un matériau difficile à mettre en forme, montre pourtant un module d'Young deux fois moins important que celui de l'acier (45SiCrMo6), cela nous amène à nous intéresser à l'usinabilité de cet alliage.

1.1.1.1 Usinabilité du Ti6Al4V

L'usinabilité est un terme utilisé pour décrire l'aptitude d'un matériau à subir une mise en forme par enlèvement de matière. Les principaux paramètres de l'usinabilité peuvent se mesurer à travers la durée de vie de l'outil (par exemple l'évolution de l'usure au cours du temps), le taux d'enlèvement de matière (productivité), les efforts de coupe et la puissance consommée lors de l'usinage, l'intégrité de surface, le respect des tolérances dimensionnelles et géométriques, et à travers l'observation des copeaux. L'usinabilité est affectée significativement par les propriétés (mécaniques et thermiques)

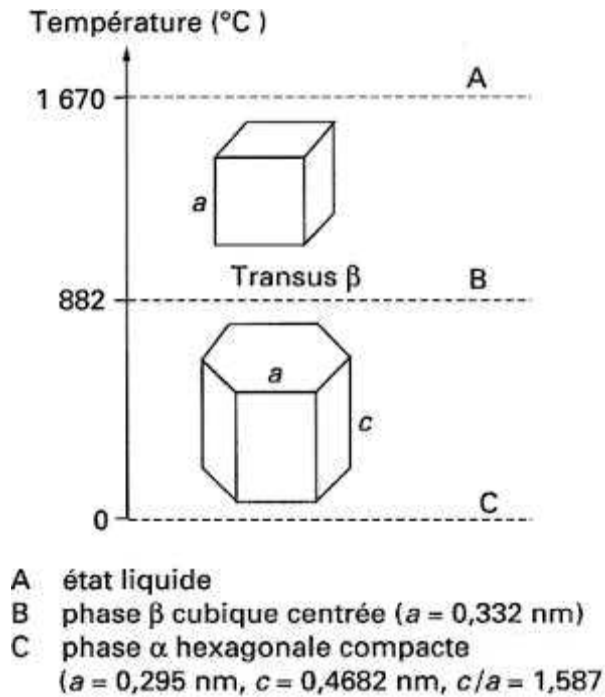


FIGURE 1.1 – Microstructure du titane pur [Combres, 1999]

Propriété	Ti6Al4V	Acier 45SiCrMo6
HV : Dureté	300-400	220
E : Module d'Young (GPa)	110-140	220
Re : Limité délasticité (MPa)	800-1100	1000-1400
Rm Résistance maximale à la traction (MPa)	900-1200	1150-1600
A : Allongement à la rupture (%)	13-16	10-18
ρ : Masse volumique (kg/m ³)	4430	7850
λ : Conductivité thermique (J/kg.K)	7	50
T β : Transformation allotropique	995°C	Ø

TABLE 1.2 – Propriétés mécaniques et physiques du Ti6Al4V et du 45SCD6 [Leyens and Peters, 2003, Lutjering and Williams, 2003]

de la matière à usiner, les propriétés et la géométrie de l'outil de coupe, les conditions de coupe utilisées et l'environnement de coupe [Ezugwu, 2005].

Selon Ezugwu et al. [Ezugwu and Wang, 1997], les alliages de titane peuvent être classés dans une catégorie dite « à faible usinabilité » en comparaison aux aciers. Siekman [Siekman, 1955] fut l'un des premiers à souligner sa mauvaise usinabilité. Pourtant si l'on s'intéresse aux pressions spécifiques de coupe [Coromant], on peut remarquer qu'elles sont plus faibles pour le titane que pour l'acier (Acier C45 : 2100 N/mm² pour $t = 0,4 \text{ mm}$; Ti6Al4V : 1700 N/mm² pour $t = 0,4 \text{ mm}$ [Coromant]). Sur le plan purement mécanique, l'enlèvement de matière du titane est donc moins difficile que l'acier. Ce n'est donc pas ce critère qui explique sa mauvaise usinabilité, mais ses propriétés intrinsèques :

- Un faible module d'élasticité, environ deux fois inférieur à celui de l'acier (Acier XC48 : 202 GPa à 20° - Ti6Al4V : 110 GPa à 20° [Combres, 1999]), qui tend à déformer la matière sous la pression exercée par la coupe, et engendrant un retour de la matière libre après le passage de l'arête de coupe. Cette matière vient donc en contact avec la face en dépouille de l'outil. Ce phénomène de retour élastique initie du talonnage sur l'outil, ainsi que des vibrations et broutement de celui-ci [Ezugwu and Wang, 1997, Brinksmeier and Janssen, 2002]. Ceci contribue à l'échauffement localisé de l'outil [Molinari et al., 2002].
- Une faible conductivité thermique qui a pour conséquence une mauvaise évacuation de la chaleur générée par la coupe. Selon Kitagawa et al. [Kitagawa et al., 1997], les températures moyennes mesurées dans l'outil sont très élevées. Estimées, en tournage, à environ 700°C pour une vitesse de coupe V_c de 50 m/min et une avance de 0,1 mm, elles atteignent 1100°C à $V_c = 200$ m/min et une avance de 0,1mm/tour (figure 1.2).

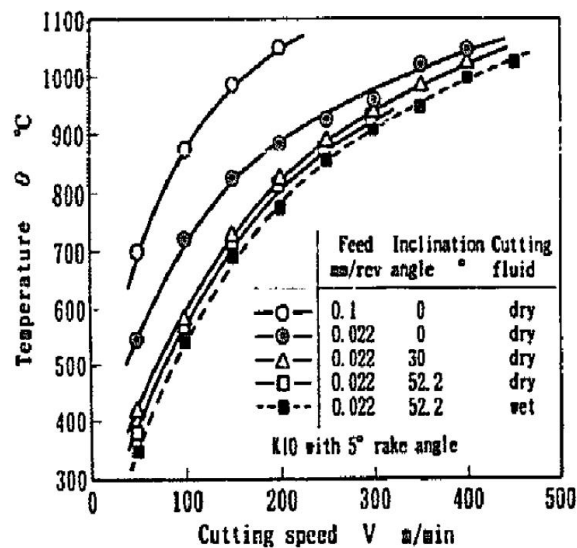


FIGURE 1.2 – Variation de la température de l'outil, mesurée à l'aide d'un thermocouple sur l'outil [Kitagawa et al., 1997]

- Une forte réactivité chimique avec l'outil lorsque la température de coupe dépasse 600°C [Jianxin et al., 2008].

1.1.1.2 Processus de formation du copeau lors de la coupe du Ti6Al4V

Selon la nature des matériaux usinés et usinants, les conditions de coupe et les caractéristiques de la machine outil, différents types de copeaux peuvent être obtenus. Ces copeaux sont habituellement classés en trois grandes familles selon Burns et Davies [Burns and Davies, 2002] :

- copeaux continus : l'état de déformation plastique est stable dans le temps, les champs mécaniques et thermiques sont quasi constants (figure 1.3(i)). A l'échelle de la formation du copeau, on parle de coupe stable.
- copeaux continus avec formation d'une arête rapportée : la zone de stagnation de la matière en pointe de l'outil peut être le lieu d'une adhésion de la matière usinée sur l'outil. Une nouvelle arête de coupe se forme plus ou moins périodiquement,

entraînant de fortes perturbations sur l'état de surface de la pièce finale et sur les sollicitations mécaniques et thermiques (figure 1.3(ii)).

- copeaux discontinus : l'état de déformation n'est pas stationnaire. Soit le copeau est formé par une suite de copeaux élémentaires issus principalement d'un mécanisme de rupture (cas de l'usinage de fonte par exemple) ; soit la localisation plus ou moins importante de la déformation plastique conduit à un copeau dentelé, on parle aussi de copeaux festonnés ou segmentés ou encore de copeaux à dents de scies (figure 1.3 (iii)). A l'échelle de la formation du copeau, on parle de coupe instable.

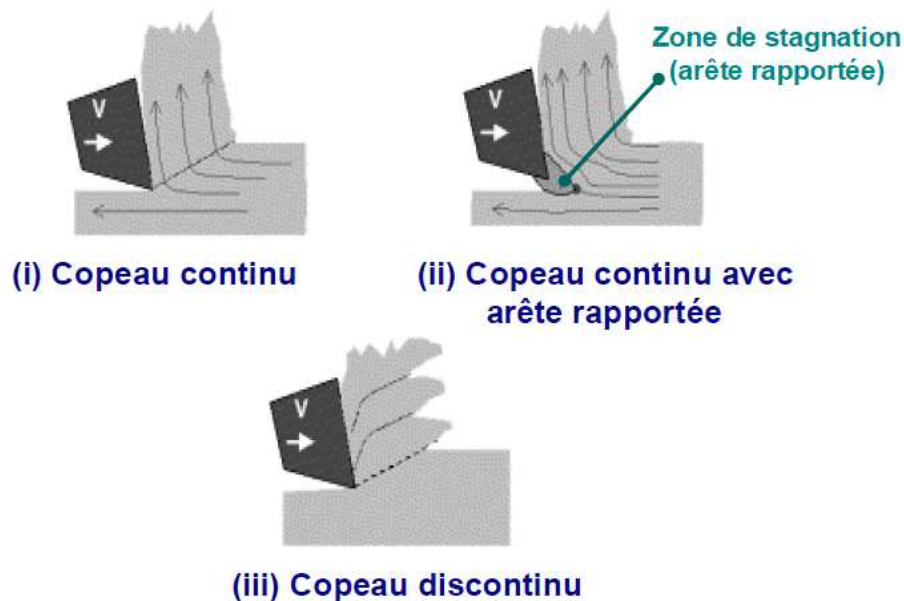


FIGURE 1.3 – Classification des différents types de copeaux [Burns and Davies, 2002]

La formation du copeau affecte le processus de coupe (efforts de coupe, température et qualité de la surface usinée). Par conséquent, la compréhension de ce mécanisme est importante. L'usinage des alliages de titane a pour caractéristique de produire des copeaux segmentés ou en dents de scie. Les copeaux en dents de scies ont été identifiés pour la première fois par Shaw [Shaw, 1951] lors de l'usinage d'un alliage de titane possédant une faible conductivité thermique. Beaucoup d'autres études ont observé cette particularité lors de l'usinage de ces alliages, notamment celui du Ti6Al4V [Arrazola et al., 2009, Calamaz et al., 2008, Gente et al., 2001, Nouari et al., 2008]. Barry et al. [Barry et al., 2001] observent cette segmentation dentelée du copeau sous des conditions d'usinage conventionnelles (figure 1.4). La périodicité des dents est fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. L'usinage avec des vitesses de coupe faibles et/ou des vitesses d'avance faibles, produit un copeau aperiodique (points blancs). Les copeaux périodiques (points noirs) se situent dans la région à hautes vitesses de coupe et des avances élevées.

Pour expliquer ce phénomène, deux théories ont été développées. La première (la plus répandue) explique la formation du copeau segmenté ou en dents de scie par un mécanisme de cisaillement thermoplastique catastrophique, appelé encore le cisaillement adiabatique, dans la zone de cisaillement primaire (figure 1.5) [Zhen-Bin and Komanduri, 1995, Komanduri and Von Turkovich, 1981]. Pour cette première théorie, Zhen-bin et al. [Zhen-Bin and Komanduri, 1995] montrent que la formation du copeau dentelé est

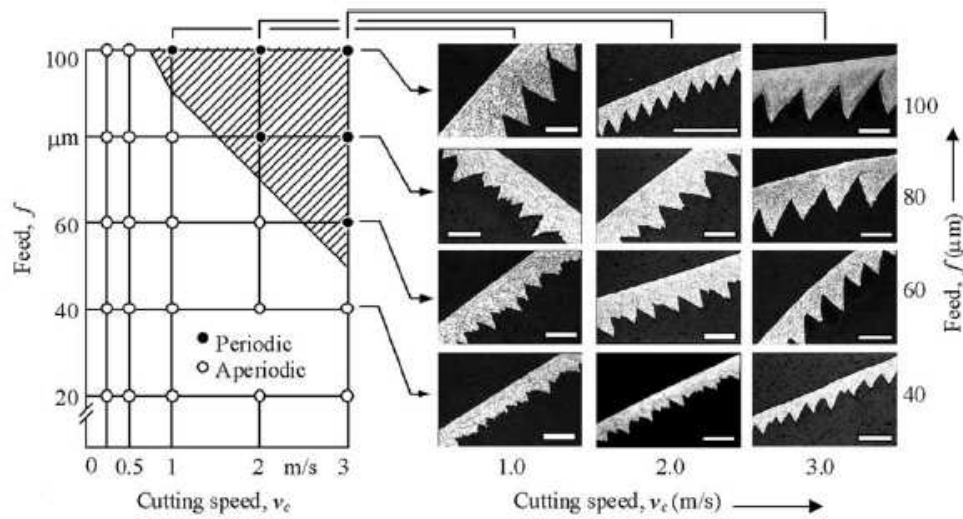


FIGURE 1.4 – Morphologie du copeau du Ti6Al4V en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance en coupe orthogonale (échelles de 100 μ m) [Barry et al., 2001]

due à une instabilité pendant le processus de coupe qui résulte d'une compétition entre l'adoucissement thermique et l'écroissage dans la zone de cisaillement primaire. La formation de ces bandes de cisaillement très locales (ou bandes de cisaillement adiabatique) résulte des mauvaises propriétés thermiques du matériau (faible conductivité et capacité thermique massique) qui conduisent à la concentration de l'énergie thermique dans ces bandes. Sans transfert de chaleur dans la matière, ces zones localisées portées à hautes températures sont le siège d'un adoucissement thermique du matériau qui fait chuter ses caractéristiques mécaniques.

La seconde théorie, explique sa formation en raison de l'initiation de fissures au niveau de la surface libre de la matière et de leur propagation dans la zone de cisaillement primaire vers l'arête de coupe de l'outil [Shaw and Vyas, 1998, Hua and Shivpuri, 2004].

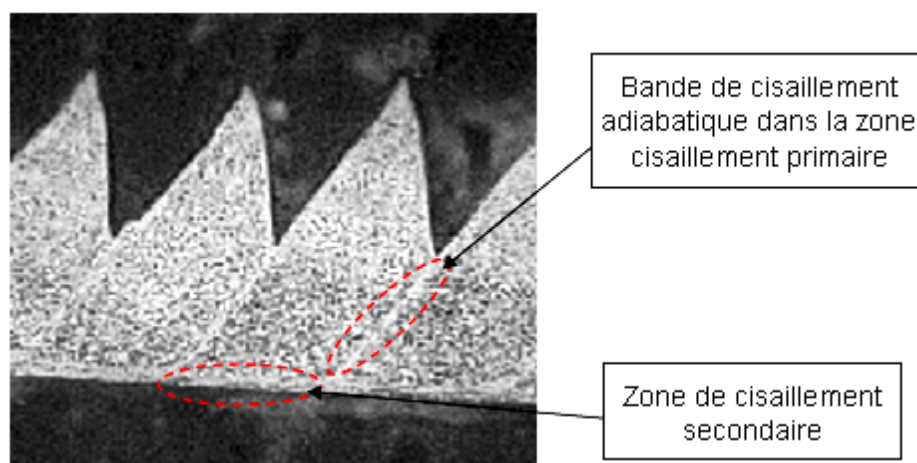


FIGURE 1.5 – Micrographies d'un copeau segmenté (Ti6Al4V) en coupe orthogonale, $V_c=175\text{m/min}$ [Daymi et al., 2009]

Quelques auteurs ont analysé ces deux théories. D'après Cotterell et al. [Cotterell and Byrne, 2008a], la formation du copeau en dents de scie est due à un cisaillement thermo-plastique instable. Ils observent cela pour des vitesses de coupe faibles à élevées ($V_c = 4-140$ m/min). Ils corroborent ainsi l'hypothèse selon laquelle la formation de copeaux segmentés serait due au cisaillement adiabatique. Bai et al. [Bai and Dodd, 1992] affirment que l'existence de bandes de cisaillement adiabatique n'exclue pas la possibilité de formation de copeaux segmentés par initiation et propagation d'une fissure dans la zone de cisaillement primaire. Ils suggèrent même que les bandes de cisaillement adiabatique sont généralement les initiateurs à l'apparition de fissures.

Velasquez [Puerta Velasquez, 2007], dans une partie de sa thèse sur l'étude morphologique et métallurgique des copeaux, s'est intéressé à la transformation de phase dans les bandes de cisaillement. Pour cela il a étudié des copeaux de Ti6Al4V, obtenus en tournage grande vitesse à sec, par diffraction des rayons X et par microscopie électronique. Il a observé la présence du titane α et β dans tout le volume du copeau après l'usinage, et cela pour toutes les vitesses de coupe étudiées (60-180-300-360-420-540-600 m/min). Il en conclut qu'il n'y a pas de transformation de phase dans la bande de cisaillement adiabatique et donc dans le copeau. Ses résultats sont clairement différents de ceux rapportés par Bayoumi et al. [Bayoumi and Xie, 1995]. En effet, ils observent une transformation de phase dans les copeaux ayant comme conséquence la disparition de la phase Ti β . Selon Velasquez, des erreurs dans l'indexation des diffractogrammes ont été faites et ont conduit à une mauvaise interprétation des résultats. Par ailleurs, il a observé une absence de fissures et/ou de cavités à l'intérieur des bandes de cisaillement adiabatique, ce qui lui a permis de privilégier la théorie selon laquelle la formation du copeau dentelé est due au cisaillement adiabatique.

1.1.1.3 Production et dissipation de la chaleur dans la zone de coupe

La zone de coupe est couramment décomposée en trois zones de cisaillement distinctes [Bodart, 1990] (figure 1.6) : la zone de cisaillement primaire, la zone de cisaillement secondaire et la zone de cisaillement tertiaire.

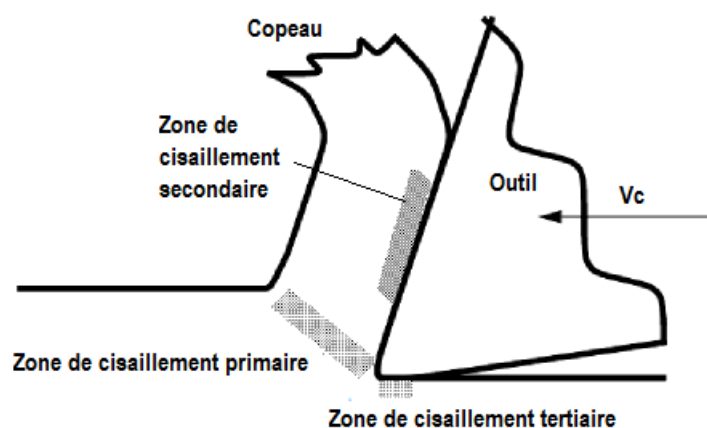


FIGURE 1.6 – Zones de cisaillement dans la zone de coupe

On a vu précédemment que lors de l'usinage du titane il y a une forte montée en température. La faible conductivité thermique des alliages de titane ne permet pas une diffusion de la chaleur [Molinari et al., 2002], l'échauffement est donc très localisé dans

la zone de coupe, d'après Chandler [Chandler, 1989]. Il est donc important de connaître la répartition de cette chaleur dans la zone de coupe pour connaître les zones qui pourraient être impactées par cette température. Cependant, cette distribution est peu discutée dans la littérature du fait qu'il est très difficile de l'estimer. Des expérimentations avec des thermocouples fixés sur l'outil et/ou sur la pièce ont été réalisées [Kitagawa et al., 1997], cependant on sait cet équipement peu réactif aux changements rapides de température, mais il peut s'avérer intéressant lorsque la coupe est continue comme le cas du tournage. D'autres méthodes, avec des caméras infrarouges [Cotterell and Byrne, 2008b, Swinehart, 1968], ont été mise en œuvre, mais il est difficile de mesurer précisément dans la zone de coupe avec ces systèmes de vision.

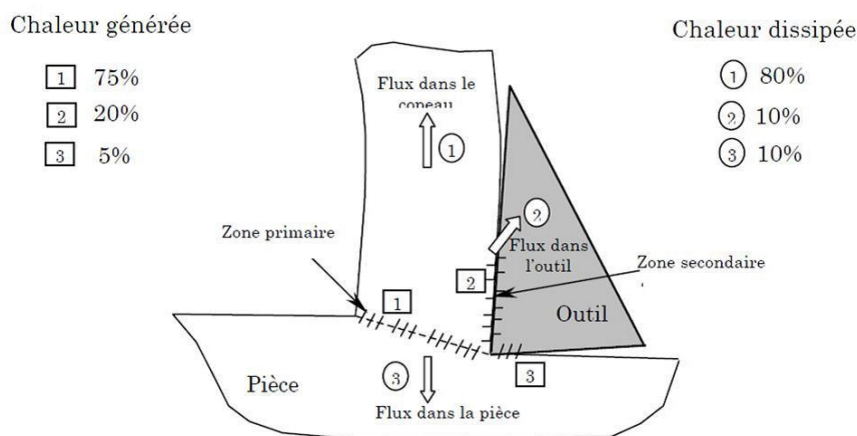


FIGURE 1.7 – Répartition schématisée de la chaleur générée et dissipée lors de l'usinage d'un matériau métallique avec formation de copeaux continus [Swinehart, 1968].

La distribution de la chaleur lors de la formation d'un copeau continu, lors de l'usinage d'un matériau métallique, a été étudiée par Swinehart [Swinehart, 1968]. Cette répartition est illustrée sur la figure 1.7. D'après ces travaux, 80% de la chaleur générée par la coupe est évacuée par le copeau contre seulement 10% par l'outil. Il estime que la source majeure de cette chaleur provient de la zone de cisaillement primaire, et qu'elle est donc évacuée par le copeau. Seuls 20% de la chaleur est produite par la zone secondaire. En ce qui concerne la zone de cisaillement tertiaire il estime qu'elle est quasi-négligeable, représentant seulement 5% de la production de chaleur. Komanduri et al [Komanduri, 1982] avancent l'idée selon laquelle la formation non continue du copeau de titane modifie la distribution rencontrée dans le cas d'une formation continue tel que l'acier. Lors de l'usinage du titane et de ses alliages, la déformation et la chaleur produite dans la zone de cisaillement primaire restent localisées dans des bandes étroites. Une partie de ce flux de chaleur passe dans l'outil de part la proximité des bandes avec la face de coupe.

Les mauvaises propriétés thermiques du titane, mais également la forme festonnée du copeau, entraînent une distribution de la chaleur différente de celle observée dans les aciers. Selon Komanduri et al. [Komanduri, 1982], le flux reçu par l'outil atteint 80% de la chaleur totale. Ceci corrobore les résultats de König [König, 1978] sur la répartition de chaleur lors de l'usinage du titane (figure 1.8).

Ces résultats sont en contradiction avec les récents travaux de Cotterell [Cotterell and Byrne, 2008b] illustrés sur la figure 1.9. La distribution de l'énergie proposée par Cotterell et al [Cotterell and Byrne, 2008b] est établie à partir d'une démarche semi-analytique,

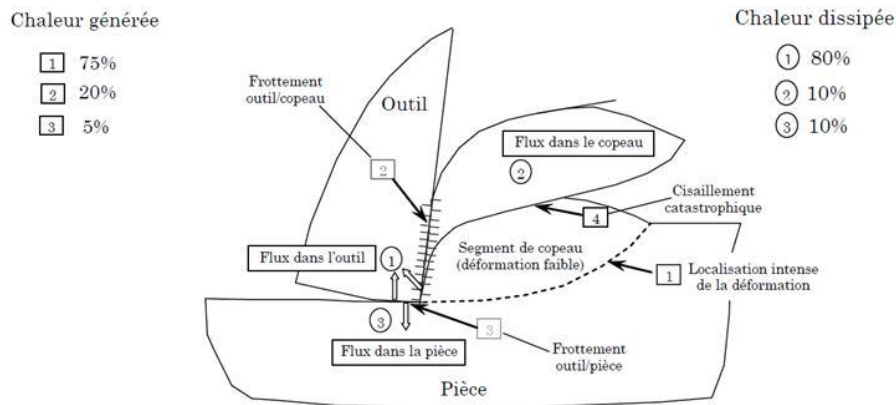


FIGURE 1.8 – Distribution de la chaleur lors de l'usinage des alliages de titane [Komanduri, 1982]

s'appuyant sur l'observation de la morphologie des copeaux par caméra rapide. La majeure partie de la chaleur est ici évacuée par le copeau. A la vitesse de coupe $V_c = 80$ m/min, 70% de la chaleur est évacuée par le copeau, 10% part dans la pièce et 20 % dans l'outil. Lorsque la vitesse diminue, l'outil et la pièce reçoivent une part plus importante de chaleur (figure 1.9). Pour des vitesses de coupe faibles, les distributions se rapprochent de celles proposées précédemment (figure 1.8).

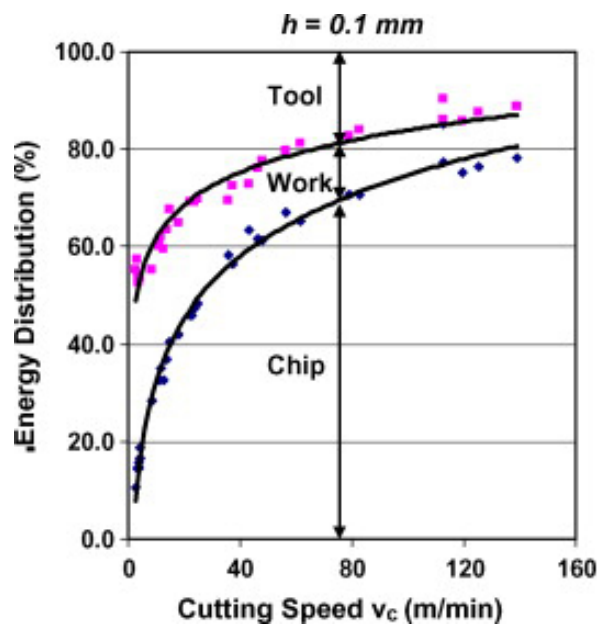


FIGURE 1.9 – Répartition de la chaleur lors de l'usinage du Ti6Al4V [Cotterell and Byrne, 2008b]

1.1.1.4 Conditions de coupe pour l'usinage du Ti6Al4V.

Dans le cas du fraisage, Chandler [Chandler, 1989] recommande de travailler à basses vitesses de coupe pour limiter la montée en température de l'arête et ainsi augmenter la durée de vie de l'outil, ce qui est en adéquation avec les derniers travaux de Cotterell [Cotterell and Byrne, 2008b]. Pour le cas du perçage, Li et al [Li et al., 2007] choisissent

des vitesses de coupe de l'ordre de $V_c=10$ m/min, tandis que Dornfeld et al. [Dornfeld, 1999] proposent 35 m/min.

Il semble que la température soit moins sensible à l'avance. Selon Li et al [Li et al., 2007], privilégier des avances importantes permet de garder une bonne productivité et de réduire le temps de travail de l'outil. En tout état de cause, l'avance doit être supérieure à l'épaisseur de la couche écrouie par le précédent passage de l'outil.

L'utilisation abondante de fluide de coupe favorise le refroidissement de la pièce et de l'outil. L'action chimique du fluide de coupe peut réduire le frottement, sous réserve qu'il pénètre au niveau de l'interface. L'arrosage par le centre permet une meilleure évacuation des copeaux selon Chandler [Chandler, 1989]. Pour limiter les risques d'inflammation, les émulsions à 5-10% sont préférées aux huiles entières.

D'après Dornfeld et al. [Dornfeld, 1999], la lubrification est un facteur important, elle a un effet de refroidissement de la zone de coupe et permet également de limiter considérablement la formation des bavures en sortie et en entrée de trou.

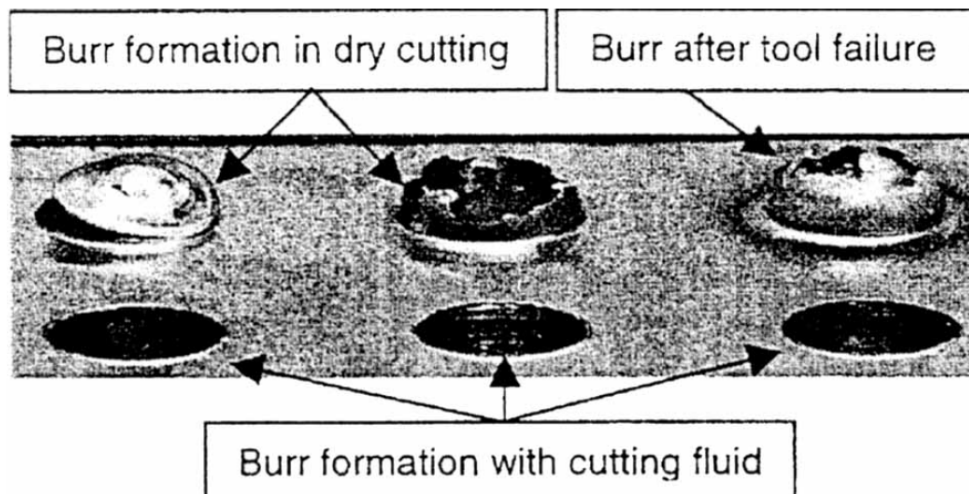


FIGURE 1.10 – Comparaison des bavures entre perçage à sec et lubrifié

1.1.1.5 Défauts d'usinage rencontrés lors de la coupe du Ti6Al4V.

Lors de l'usinage, des défauts peuvent apparaître sur la pièce. Les principaux défauts sont d'ordre géométrique avec des formations de bavures (figure 1.10), des mauvais états de surface (rugosité) ou encore des défauts dimensionnels. Dans ce paragraphe nous traiterons ces trois principaux défauts.

A. Bavures :

Dans le secteur aéronautique, le surcoût de fabrication engendré par des opérations supplémentaires d'ébavurage et de nettoyage est estimé à environ 30% par Dornfeld et al. [Dornfeld, 1999], il est donc important de limiter ou d'éliminer la formation de ces bavures. Les bavures se forment aux bords libres des surfaces usinées (figure 1.11). Le type de bavure dépend de la géométrie de la coupe dans ces zones.

En perçage, les bavures sont observées en entrée et en sortie de plaque métallique. La bavure de sortie est de plus grande taille et a fait l'objet de nombreuses recherches. Elle se crée suite à une accumulation de déformations plastiques sous la

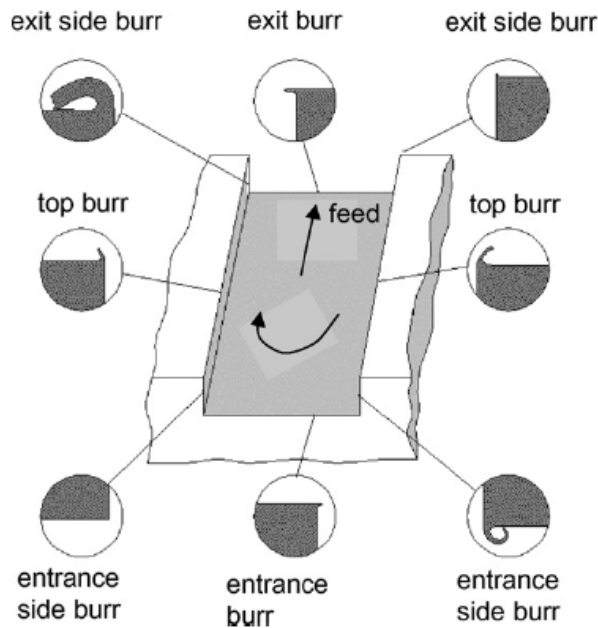


FIGURE 1.11 – Types de bavure rencontrés en fraisage

pointe du foret et à la rupture de la matière refoulée lorsque la limite à la rupture est atteinte. La localisation du point de rupture donne la forme de la bavure. Selon Ko et al. [Ko and Lee, 2001], trois catégories de bavures peuvent être identifiées :

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

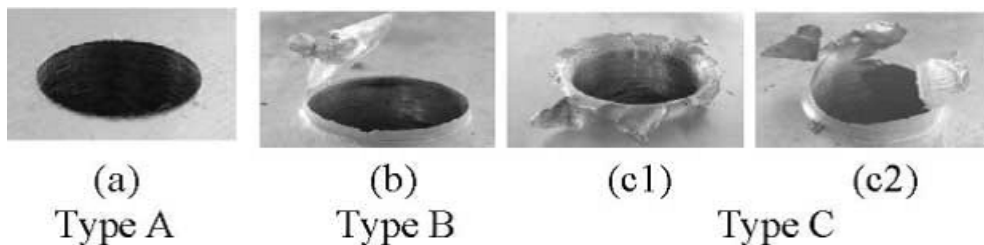


FIGURE 1.12 – Classification des bavures en perçage [Ko and Lee, 2001]

Hashimura [Hashimura et al., 1999], cité dans les travaux de Aurich [Aurich et al., 2009], présente les mécanismes de formation de bavures dans le cas de la coupe orthogonale, en fonction du type de matériau. Selon Hashimura, la formation de bavure s'explique par les zones de déformation plastique se formant au devant de l'outil lors de la coupe. Les matériaux ductiles formeront des bavures positives (bavure sortant de la matière), alors que les matériaux fragiles formeront des bavures négatives, ou chanfreins (arrachement de la matière en sortie), dus à l'arrachement du copeau (figure 1.13).

Selon Dornfeld et al. [Dornfeld, 1999], la taille des bavures en sortie de trou est fortement liée à la quantité de chaleur produite par la coupe au moment de la sortie. Elle dépend donc de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance qui influe sur la

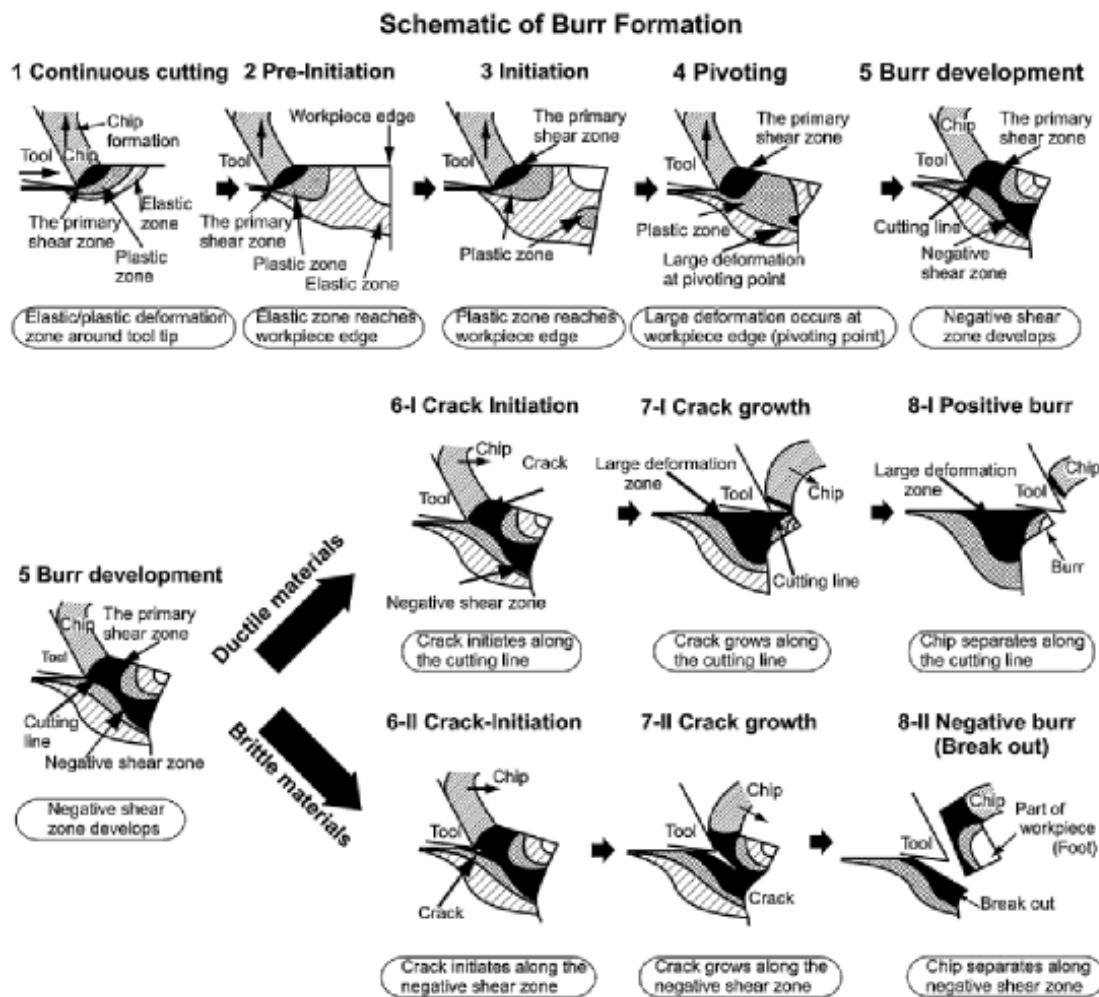


FIGURE 1.13 – Bavure apparaissant lors de l'usinage de l'aluminium [Hashimura et al., 1999]

température. La bavure sera d'autant plus importante que la vitesse d'avance sera grande et la vitesse de coupe faible [Pilny et al., 2012]. La géométrie de l'outil, ainsi que son usure, sont des facteurs ayant également une influence sur la taille des bavures [Ko and Lee, 2001]. Afin de minimiser les bavures, Ko et al. préconisent un petit rayon de bec ou un chanfrein avec un angle faible. Il est important de réduire la part non coupée de matière au niveau du bec de l'outil et de prolonger la coupe de l'arête principale, afin de retarder et diminuer la flexion de la matière (figure 1.14) [Ko et al., 2003]. De même, un amincissement d'âme, permettant de réduire les efforts de coupe, ainsi que la montée en température de la zone de coupe, peut avoir une influence sur la formation de bavure. L'usure de l'outil puisqu'elle a tendance à augmenter les efforts générés, ainsi que la température peut engendrer la formation de bavures plus importantes.

B. Rugosité :

Geng et Xu [Geng and Xu, 2008] étudient l'influence du fraisage à grande vitesse, notamment de la vitesse de coupe, sur l'état de surface et la durée de vie en fatigue d'un alliage de titane (Ti-6Al-2Zr-1Mo-1V). Ils observent que la rugosité diminue lorsque la vitesse de coupe augmente. Plus généralement, l'utilisation d'une vitesse

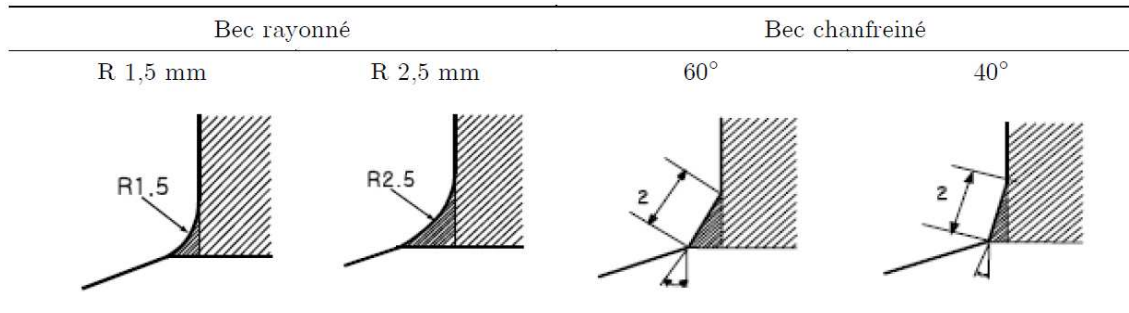


FIGURE 1.14 – Illustration des sorties de foret pour différentes préparations de bec [Ko et al., 2003]

de coupe élevée permet d'améliorer l'état de surface. En ce qui concerne l'alliage Ti6Al4V, de nombreux auteurs ont étudié et tenté de comprendre l'influence des conditions de coupe sur l'état de surface de la pièce usinée. Elmagrabi et al. [Elmagrabi et al., 2008] étudient l'état de surface et la durée de vie de l'outil lors du fraisage à sec d'un Ti6Al4V en utilisant deux types d'outil (non revêtu et revêtu PVD) et en faisant varier les paramètres d'usinage comme la vitesse de coupe, l'avance et la profondeur de passe. Parmi tous les paramètres, l'avance est celle qui influence de manière significative la rugosité (lorsque l'avance augmente, la rugosité augmente). Sun et Guo s'intéressent à la compréhension des caractéristiques de la surface lors du fraisage du Ti6Al4V [Sun and Guo, 2009]. L'augmentation de l'avance et de la profondeur de passe radiale font croître la rugosité. Celle-ci varie beaucoup moins avec la vitesse de coupe.

c. Défaut dimensionnel :

Selon Brinksmeier et al. [Brinksmeier and Janssen, 2002], le faible module d'Young entraîne une déformation de la matière devant l'arête de coupe puis un retour élastique après son passage. Dans le cas du perçage, cela peut entraîner un retreint du trou après le passage de l'outil. Il est regrettable de constater qu'aucune étude sur les variations dimensionnelles des trous percés dans les alliages de titane n'a été diffusée. Cependant, certains travaux publiés sur la déformation du trou qui concernent le perçage des alliages d'aluminium, peuvent être étendus vers d'autres matériaux. Plus particulièrement une étude numérique a été menée par Bono et Ni [Bono and Ni, 2001] sur la dilatation thermique d'un trou, soumis à un flux de chaleur, dans les alliages aluminium. Elle montre que la matière s'éloigne du centre lorsqu'elle est chauffée, puis se contracte au moment du refroidissement. Le foret subit lui aussi une expansion thermique. Par conséquent, le diamètre final est une dualité entre les mouvements de la matière et la dimension du foret. Ils remarquent que les conditions opératoires influencent grandement le diamètre après refroidissement. Le diamètre des trous n'est pas constant suivant la profondeur considérée. C'est en entrée de perçage que le diamètre peut s'avérer être le plus faible, quand la lubrification est utilisée (action de refroidissement). A sec, au contraire, le diamètre du trou est plus grand en surface.

1.1.1.6 Les outils coupants.

A. Les matériaux d'outil :

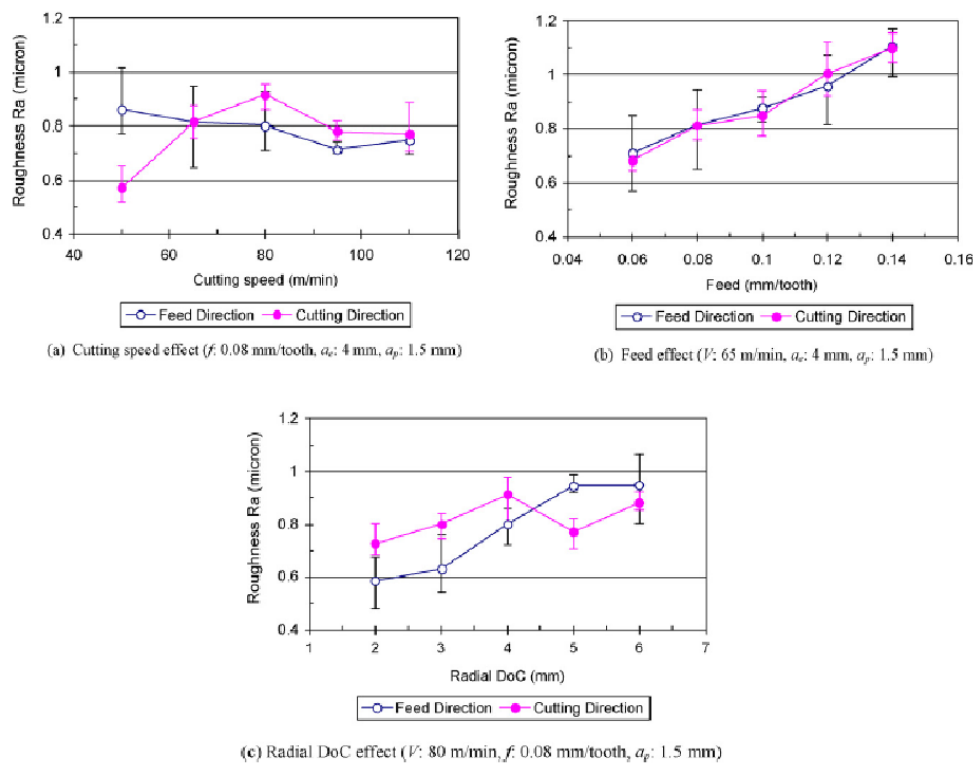


FIGURE 1.15 – Influence des paramètres de fraisage sur la rugosité : (a) Vitesse de coupe ; (b) Avance ; (c) Profondeur de passe radiale [Sun and Guo, 2009]

La durée de vie de l'outil est un des critères pour caractériser l'usinabilité. D'un point de vue économique, elle est généralement le critère prépondérant. Du fait des fortes températures et des efforts de coupe importants durant l'usinage du titane, les matériaux d'outils de coupe sont soumis à des chargements thermo-mécaniques très importants, accélérant l'usure de l'outil d'après [Abdel-Aal et al., 2009]. Pour l'usinage du titane, la principale exigence pour ces matériaux d'outils est de posséder une dureté à chaud importante afin de résister aux températures élevées générées pendant la coupe. La plupart des matériaux d'outils perdent en dureté à température élevée à la suite de l'affaiblissement des liaisons chimiques, ce qui entraîne une accélération de l'usure de l'outil. La figure 1.16 illustre l'effet de la température sur leur dureté [Ezugwu, 2005].

Ainsi les qualités requises pour les matériaux d'outil de coupe sont [Ezugwu and Wang, 1997] :

- Une dureté importante à des températures élevées pour résister aux fortes contraintes générées lors de la coupe ;
- Une bonne conductibilité pour minimiser les gradients et les chocs thermiques sur l'outil ;
- Une faible réactivité chimique afin d'éviter des transferts entre la matière usinée et l'outil, risquant de modifier les propriétés de chacun.
- Une ténacité et une bonne résistance à la fatigue pour résister au processus de formation de copeaux segmentés ;
- Une résistance à la traction, au cisaillement et à la compression élevée ;
- Une taille de grains suffisamment grande afin d'améliorer la ténacité.

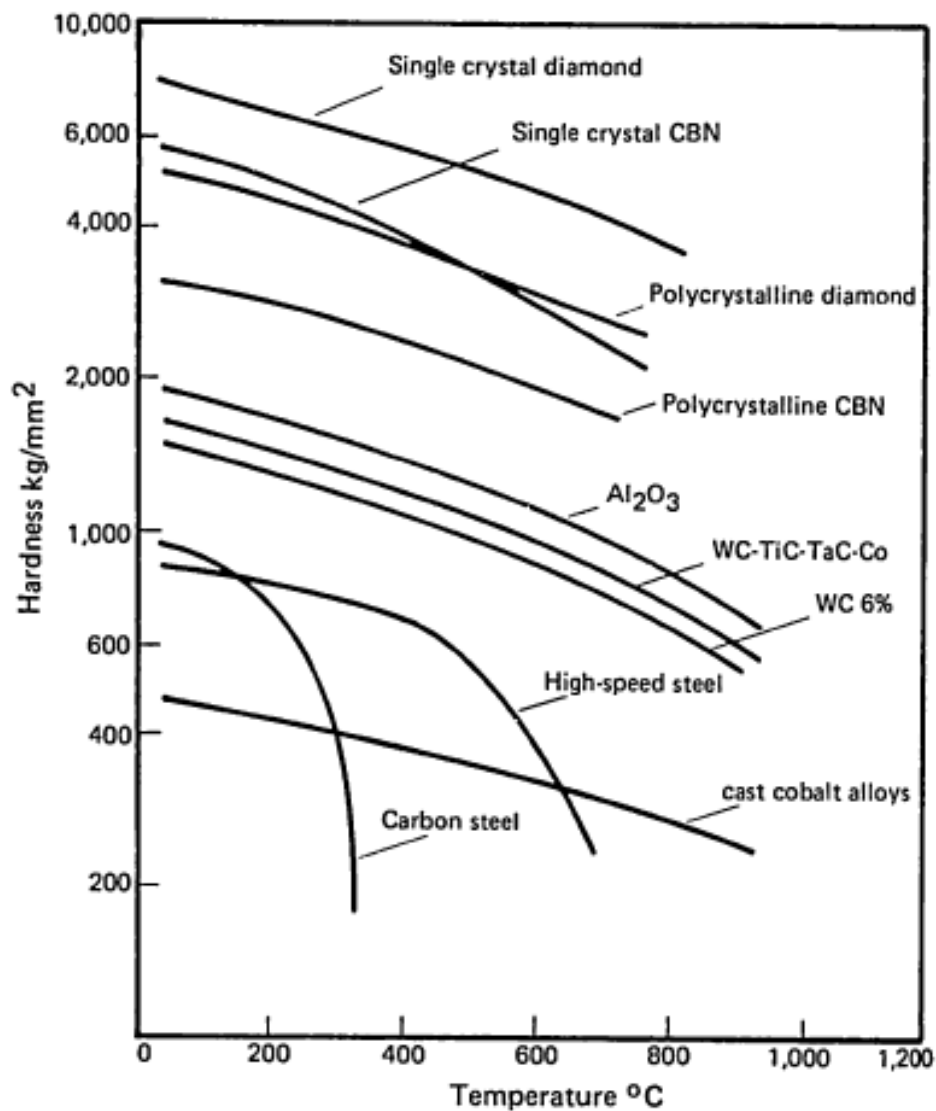


FIGURE 1.16 – Dureté à chaud de certains matériaux d'outil [Ezugwu, 2005]

Par rapport aux critères énoncés ci-dessus, voici une synthèse sur les matériaux d'outil couramment utilisés en usinage.

a) Aciers rapides :

Les aciers rapides souffrent de leurs propriétés mécaniques à chaud. Au delà de 600°C, la dureté chute de façon catastrophique, d'après Ezugwu et al. [Ezugwu, 2005](figure 1.16), c'est pourquoi ce matériau n'est pas recommandé pour l'usinage des alliages de titane où les températures peuvent être très élevés.

b) Carbures de tungstène :

La taille des grains des outils en carbure affectent la résistance à l'usure. Les grains fins vont diminuer les performances lors de l'usinage par l'augmentation de l'usure. Ceci s'explique par le fait que le copeau arrache plus facilement les grains fins sur la face de coupe de l'outil. Cependant, les gros grains vont entraîner une usure en cratère plus importante que les grains fins, lorsqu'ils

sont arrachés par le copeau, de par leur taille. Pourtant, pour le fraisage des alliages de titane, il est préférable d'utiliser des outils carbure à gros grains car ils présentent une meilleure ténacité [Ezugwu et al., 2003]. Ezugwu et Wang [Ezugwu and Wang, 1997] suggèrent de prendre un outil WC-Co possédant 6% de cobalt avec une taille de grains comprise entre 0,8 et 1,4 μm pour des performances optimales. Che-Haron et Jawaïd [Che-Haron and Jawaïd, 2005] vont dans le même sens que Ezugwu et al. Ils ont étudié les performances de deux outils carbure non revêtus composés de 94% de WC (carbure de tungstène) et 6% de Co (cobalt) lors de l'usinage du Ti6Al4V. Ils possèdent respectivement une taille de grains de 0,68 et 1 μm . Ils ont observé que la résistance à l'usure et la tenue mécanique de l'arête de coupe sont supérieures pour l'outil possédant des grains de plus grande taille (1 μm).

c) Diamant polycristallin (PCD) :

Le diamant monocristallin est le matériau le plus dur (environ 7500HK, dureté Knoop). En usinage, ce sont des diamants polycristallins de synthèse qui sont utilisés. Ils offrent une dureté d'environ 5000HK et une conductivité thermique élevée, de l'ordre de 560 W/m/K. La performance et l'utilisation des outils PCD dans l'usinage du titane sont discutés dans la littérature. Selon Nabhani [Nabhani, 2001], le PCD présente une résistance à l'usure deux fois supérieure à celle des C-BN et trois fois supérieure à celle des carbures. Ezugwu [Ezugwu, 2005] montre également que les outils PCD présentent des durées de vie élevées. Cependant d'après Shultz [Schulz, 1997], l'outil PCD ne convient pas à l'usinage grande vitesse de l'alliage du Ti6Al4V, à cause des températures élevées générées et de la réactivité avec le matériau usiné, qui conduit à la dégradation du diamant. Du point de vue économique, le choix du PCD n'est pas toujours viable selon Ezugwu et al. [Ezugwu and Wang, 1997]. Le coût d'un outil PCD est en effet dix fois supérieur à celui d'un outil carbure.

d) Nitrure de bore cubique (C-BN)

Les outils céramiques, C-BN (nitrure de bore cubique) et PC-BN (nitrure de bore cubique polycristallin) ne sont généralement pas recommandés pour l'usinage des alliages de titane en raison de leur forte réactivité avec le titane, ce qui entraîne une usure excessive. Cela a pour conséquence une faible résistance à l'usure en cratère (figure 1.17) [Ezugwu, 2005]. L'utilisation de wBN/C-BN, formé de grains de C-BN dispersés dans une matrice wBN, permet de limiter la formation de cratère grâce à une dureté à chaud plus élevée. Zareena et al. [Zareena et al., 2005] constatent que les outils BC-BN (Binderless C-BN), sans liant, offrent une bonne durée de vie et un bon état de surface. La même conclusion est obtenue par Wang et al. [Wang et al., 1995] qui considèrent qu'à l'heure actuelle, les résultats les plus prometteurs sont enregistrés avec des outils en BC-BN.

De tous ces outils ce sont les outils en carbure du tungstène qui sont les plus répandus pour l'usinage des alliages de titane pour des raisons économiques. En effet ce sont ces outils qui offrent le meilleur rapport entre la résistance à l'usure et le coût. Mais de plus en plus d'outil PCD sont utilisés car ils offrent une résistance à l'usure très intéressante, or l'usure de l'outil reste une problématique lors de l'usinage des alliages de titane. C'est d'ailleurs une des raisons pour lesquelles les

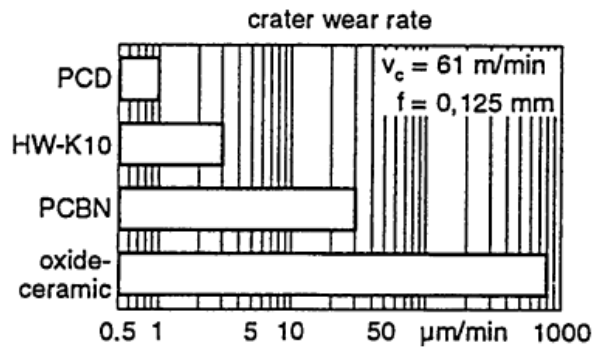


FIGURE 1.17 – Taux d’usure en cratère de quelques matériaux d’outils de coupe lors de l’usinage du Ti6Al4V [Ezugwu, 2005]

alliages de titane sont dit à faible usinabilité. La prochaine partie traitera donc de l’usure de l’outil.

B. Usure de l’outil :

Les températures élevées et les efforts de coupe importants, au niveau de l’arête de coupe, peuvent entraîner différents types d’usure. Voici les principaux types d’usure rencontrés lors de l’usinage du titane et de ses alliages :

- Déformation plastique et fatigue : Les déformations plastiques résultent de l’action combinée des contraintes mécaniques de compression et des fortes températures, comme illustré sur la figure 1.18 [Coromant].



FIGURE 1.18 – Déformation plastique en bout d’outil [Coromant]

Elles apparaissent au niveau de l’arête et sur la face de coupe. Des fissures peuvent apparaître et se propager très rapidement, entraînant une rupture catastrophique de l’outil. Ce phénomène se produit généralement sous des avances importantes et/ou quand le matériau usiné présente une dureté élevée [Trent, 1999]. Dans le cas de l’usinage du titane, ce mode de dégradation peut être évité en utilisant des matériaux d’outil capable de garder de bonnes caractéristiques mécaniques à haute température.

- Usure par adhésion : arête rapportée et attrition : Le titane a fortement tendance à adhérer sur les outils. Les travaux de Cantero et al. [Cantero et al., 2005] mettent en évidence ce dépôt de titane au niveau des arêtes de coupe et des listels en perçage (figure 1.19).

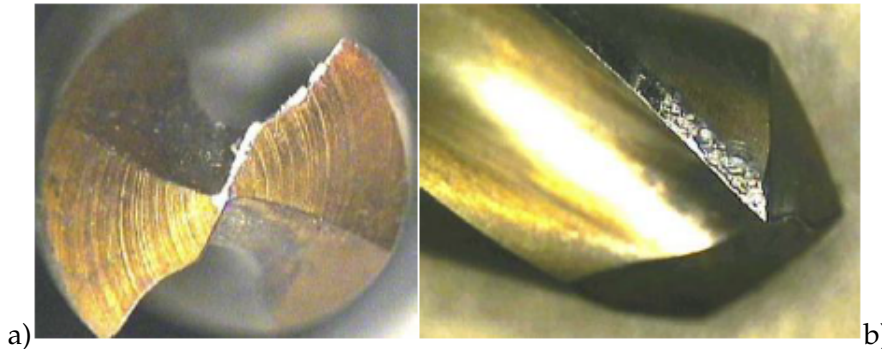


FIGURE 1.19 – Adhésion de titane, (a) sur l’arête, (b) sur les listels, après 8 trous $\varnothing 6$ mm à $V_c = 50$ m/min et $f = 0.07$ mm/tr [Cantero et al., 2005]

L’arête rapportée tend à grossir et finit par se briser, entraînant avec elle des fragments d’arête, selon Trent et al. [Trent, 1999]. Ce phénomène est appelé attrition ou écaillage. L’arête perd ainsi progressivement son acuité. Chaque nouvelle entrée de trou entraîne un choc qui accélère son usure. Le phénomène d’adhésion se manifeste également au niveau de la face de coupe de l’outil (figure 1.20). Des dépôts de titane se forment suivant la direction d’écoulement et les irrégularités de surface rencontrées.

- Usure par diffusion-dissolution : L’usure par action chimique est le mode dominant à haute température dans l’usinage du titane et de ses alliages. Elle se traduit par une usure en cratère régulière, sans déformation plastique, sous le dépôt de titane. Le profil d’usure peut-être superposé à celui de la température, la profondeur maximum du cratère correspondant au pic de température [Trent, 1999]. Certains privilégient la théorie de la diffusion. Les atomes sont échangés entre l’outil et le copeau. Le tungstène migre vers la surface, rendant le substrat plus friable en sous-couche, selon Jianxin et al. [Jianxin et al., 2008]. La diffusion est contrôlée par le niveau de température et la vitesse d’écoulement de la matière, selon Molinari et al [Molinari et al., 2002]. Les essais de diffusivité en statique de Jianxin et al. [Jianxin et al., 2008] entre le Ti-6Al-4V et le carbure WC/Co, montrent que les atomes de titane se diffusent dans les premiers microns du substrat à partir d’un seuil de température d’environ 600°C . Les travaux de Jawaid et al [Jawaid et al., 1999] mettent en évidence le phénomène de diffusion en configuration d’usinage, expliquant qu’il s’agit d’un transfert des éléments de l’outil vers la matière adhérente en surface. D’autres auteurs préfèrent parler de dissolution, comme Wong et al [Wong et al., 2004]. Ils rappellent que la diffusion est un phénomène volumique et qu’il semble plus approprié de parler de dissolution, qui est un mécanisme d’interface.

c. Les revêtements d’outil :

Les alliages de titane sont généralement usinés avec des carbures cémentés non revêtus (WC/Co). Le pourcentage de carbure de tungstène (WC) est de 94%, celui du cobalt est de 6% mais peut varier entre 5 et 12%. D’autres carbures (TiC, TaC, NbC)

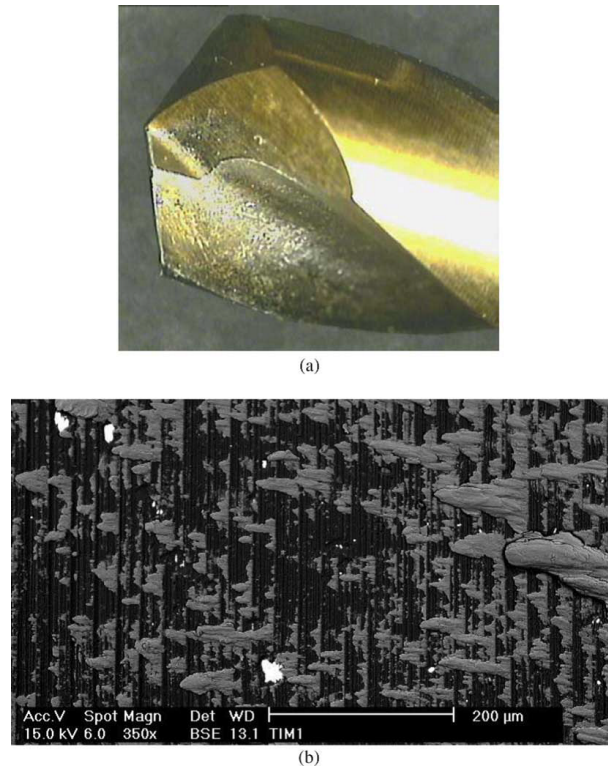


FIGURE 1.20 – Adhésion du titane sur la face de coupe, (a) observé au microscope optique, (b) observé au MEB après 0.8min d'usinage [Cantero et al., 2005]

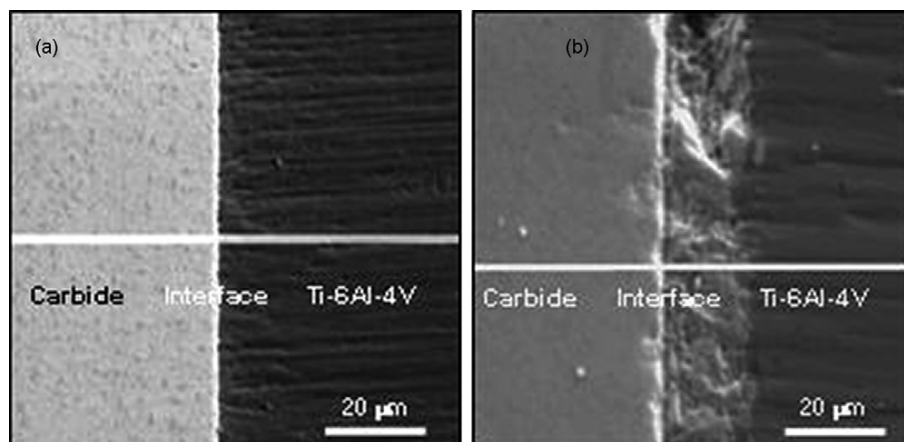


FIGURE 1.21 – Observations au MEB de la diffusion entre le carbure et le Ti-6Al-4V (a) avant et (b) après une chauffe de 90 min à 800°C [Jianxin et al., 2008]

peuvent être ajouté au WC pour modifier les propriétés mécaniques de l'outil. Par exemple le carbure de titane (TiC) est plus dur que le WC et son ajout améliore la résistance à l'usure. Son pourcentage est compris entre 5 et 25%. Au-delà de 25% de TiC, la ténacité diminue. L'addition de carbure de tantale (TaC) augmente la dureté à chaud des outils réduisant ainsi les déformations plastiques de l'arête de coupe pour des grandes vitesses de coupe [Ezugwu et al., 2003]. L'utilisation d'un revêtement sur l'outil de coupe améliore ses propriétés. Généralement ce sont des matériaux durs et ils offrent une bonne résistance à l'abrasion. Ils ont de bonnes

propriétés à haute température tels que la résistance à l'usure par diffusion et une dureté élevée à chaud. Les revêtements sont soit mono-couche, soit multi-couches, déposés par CVD (Chemical Vapor Deposition) ou PVD (Physical Vapor Deposition), de composition TiC, TiN, Al₂O₃, TiCN, TiAlN, TiZrN, TiB₂ et récemment des revêtements diamant sont utilisés [Ezugwu et al., 2003]. Cependant les revêtement tels que le TiC, TiCN, TiN-TiC, Al₂O₃-TiC, TiN-Ti(C, N)-TiC, Al₂O₃, HfN, TiB₂ modifient la géométrie de l'outil et plus particulièrement l'acuité de l'arête. Dans certains cas l'ajout d'un revêtement peut diminuer la durée de vie de l'outil comparé aux carbures non revêtus [Ezugwu and Wang, 1997]. A l'inverse, Lacalle et al. [Lacalle et al., 2000] observent, lors du fraisage du Ti6Al4V, que le revêtement TiCN (carbonitrure de titane) a montré une meilleure résistance face à l'usure en dépouille que l'outil WC (carbure de tungstène) non revêtu et que le revêtement NiCr (nitrure de chrome).

1.1.1.7 Synthèse sur l'usinage du titane

Les alliages de titane sont dits à faible usinabilité, mais du fait qu'ils sont très employés dans le domaine aéronautique, leur mise en forme par enlèvement de matière est bien traitée dans la littérature. Il est montré dans ce chapitre que la mauvaise usinabilité des alliages de titane provient principalement de ses propriétés intrinsèques. Si l'on s'intéresse à la pression spécifique de coupe, on remarque qu'elle est plus faible que pour l'acier, ce qui n'est donc pas synonyme d'un matériau difficile à usiner en terme d'énergie nécessaire. Les problématiques d'usinage des alliages de titane proviennent principalement de la production de chaleur que la coupe engendre. En effet du fait de sa faible conductivité thermique la chaleur produite par l'enlèvement de matière n'est que très peu dissipée dans la pièce et s'accumule donc au niveau de la zone de coupe. Ces hautes températures sont néfastes pour l'opération d'enlèvement de matière, d'une part car elles augmentent le risque de défauts comme les bavures, mais surtout car elles accélèrent l'usure de l'outil. Il est donc important de choisir des conditions de coupe qui limitent la production de chaleur, c'est pourquoi des vitesses de coupes faibles sont utilisées au détriment de la productivité. Mais il est également nécessaire d'utiliser des outils appropriés, c'est-à-dire avec des matériaux qui résistent à des températures élevées, mais également avec des géométries qui limitent la production de chaleur.

1.1.2 Le CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastic)

1.1.2.1 Présentation du matériau

Le CFRP se caractérise par les propriétés de chacun des matériaux le constituant ; la fibre et la matrice. Dans notre étude le CFRP utilisé est un composite carbone epoxy T800/M21. Le terme « T800 » correspond au type de fibre de carbone et « M21 » correspond à la matrice.

Les fibres de carbone (T800) se présentent sous la forme de filaments (environ 5µm de diamètre). Elles sont utilisées comme renfort dans le matériau et assurent la transmission des actions mécaniques grâce à leurs propriétés mécaniques. Les fibres de carbone bénéficient d'une grande résistance (5.5GPa contre 1GPa pour le Ti6Al4V), un module d'Young important (300GPa contre 110GPa pour le Ti6Al4V), et une densité plus de deux fois inférieure à celle du titane (1820 Kg.m⁻³ contre 4400 Kg.m⁻³ pour le Ti6Al4V). Ce-

pendant elle n'assure une bonne transmission des efforts que dans une seule direction, celle de la fibre. C'est la raison pour laquelle la disposition des fibres dans la structure joue un rôle très important.

La matrice est le deuxième composant. Son rôle majeur est de maintenir les fibres de carbone en position. Elle reprend aussi les efforts entre les fibres et doit limiter l'apparition et la propagation des fissures, c'est donc elle qui donne à ce matériau ses propriétés en cisaillement. Il existe deux familles de matrice : les résines thermoplastiques et les résines thermodurcissables. Dans notre cas la résine epoxyde M21 est une résine thermodurcissables. Au delà de 160-180°C elle se dégrade de manière irréversible (contrairement aux thermoplastiques qui peuvent fondre et retrouver leur propriétés après durcissement).

Ce matériau est un stratifié, il est donc composé de plusieurs plis unidirectionnels avec des orientations différentes. L'anisotropie se retrouve autant dans la direction de la profondeur, avec des orientations de fibres différentes, que dans le plan de la couche considérée, où les fibres offrent une direction privilégiée. Les caractéristiques mécaniques des matériaux composites sont donc différentes suivant la direction dans laquelle elles sont observées.

1.1.2.2 La coupe du CFRP - Processus d'enlèvement de matière

Les travaux consacrés à l'enlèvement de matière dans les matériaux composites sont peu nombreux en comparaison de ceux consacrés à la coupe des métaux. Les travaux de Wang et al. [Wang et al., 1995] et d'Arola et al. [Arola et al., 1996] mettent en évidence l'effet de l'angle de coupe de l'outil et de l'orientation des fibres. Pour paramétrer l'orientation de la fibre par rapport à l'outil une notation a été mise en place dans les années 50 par McKenzie et al. [McKenzie et al., 1960] pour la coupe du bois. Cette notation est composé de deux angles χ_1 et χ_2 , le premier correspond à l'angle formé entre la direction de l'arête de coupe et la fibre. Le second correspond à l'angle formé entre la direction de coupe et la fibre (figure 1.22).

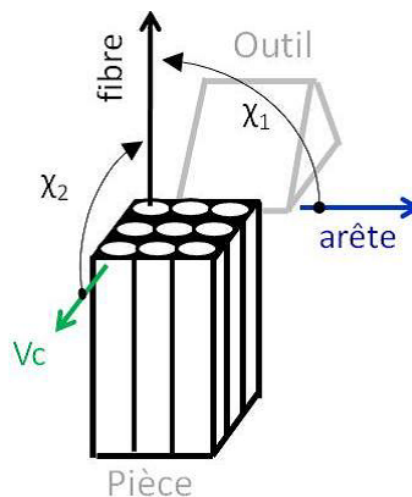


FIGURE 1.22 – Illustration des angles de McKenzie [McKenzie et al., 1960]

L'enlèvement de matière est régi par des mécanismes élémentaires de propagation de fissure. Il existe trois types de propagation qui dépendent du déplacement possible des surfaces entre elles, représentées sur la figure ci-dessous (figure 1.23).

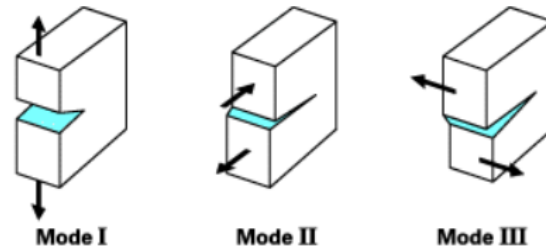


FIGURE 1.23 – Mode de propagation de fissure (Mode I : mode d'ouverture perpendiculaire; Mode II : cisaillement plan ou longitudinal; Mode III : cisaillement anti-plan ou latéral)

Suite aux travaux menés en coupe orthogonale par Wang et al. [Wang et al., 1995], Arola et al. [Arola et al., 1996] et Koplev et al. [Koplev et al., 1983] et plus récemment par Blanchet [Blanchet, 2015], les modes de propagation ont pu être identifiés pour les différentes orientations des fibre χ_2 lors de l'enlèvement de matière. Ils ont ainsi pu tirer des conclusions sur la qualité et les défauts présents pour chaque orientation χ_2 .

- Lorsque $\chi_2 = 0^\circ$: le mécanisme de formation de copeau se décline d'abord par un cisaillement en mode I (par ouverture) et en mode II (glissement plan) de la matrice le long de l'interface fibre/matrice, dans la direction de coupe de l'outil, comme illustré sur la figure 1.24. La séparation du copeau se produit après rupture des fibres dans une direction perpendiculaire à leur axe. Lors de la coupe de plis à 0° , l'outil délamine les fibres et les arrache sous forme de copeau. L'usinage des fibres à 0° peut produire de grands débris fragmentés. Lorsqu'un angle de coupe négatif est utilisé, les fibres sont sollicitées principalement suivant le mode II et rompues par flambement. La coupe se fait par fissuration, il est ainsi très difficile de maîtriser la propagation de l'ouverture du premier pli en surface.

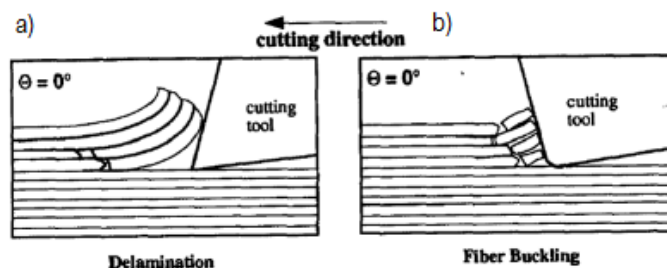


FIGURE 1.24 – Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à 0° (pour un angle de coupe positif (a); pour un angle de coupe négatif (b)) [Koplev et al., 1983]

- Lorsque $\chi_2 = 90^\circ$: l'enlèvement de matière est initié par une ouverture en mode I qui pénètre dans la matière (sous l'arête de coupe) en suivant l'interface fibre/matrice, puis est prolongée par une rupture secondaire en Mode II qui remonte jusqu'à la surface par cisaillement des fibres, comme illustré sur la Figure 1.25. Ce mode de coupe est globalement favorable à la coupe des fibres, même si des fissures aux interfaces fibres/matrices peuvent se propager sous

la surface usinée. Cependant, le risque de refus de coupe est faible. Une coupe franche des fibres est assurée, même lorsque l'arête perd en acuité.

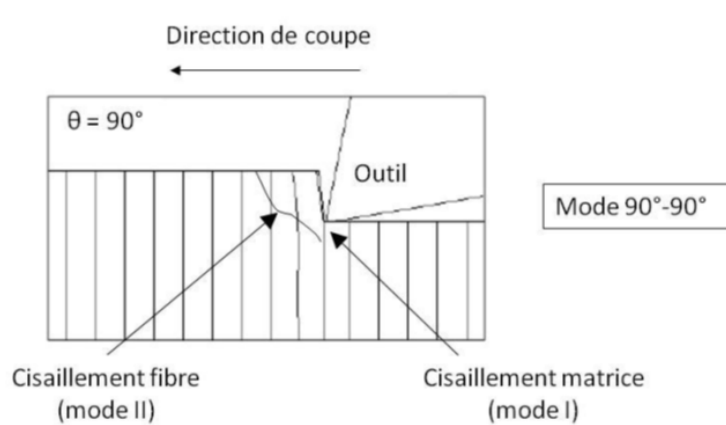


FIGURE 1.25 – Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à 90° [Wang et al., 1995]

- Lorsque $\chi_2 = 45^\circ$: le mécanisme de formation du copeau commence par un cisaillement des fibres en Mode II, puis un cisaillement de la matrice en Mode II, le long de l'interface fibres/matrice jusqu'à la surface libre, comme illustré sur la figure 1.26. Lors de la coupe des fibres orientées à 45° , de tous petits débris de composite sont formés. Ce mode de coupe est très favorable à la coupe des fibres. Une coupe franche est assurée sous réserve d'une bonne acuité d'arête. Dans le cas contraire, les fibres plongent sous l'arête, c'est le refus de coupe, la fibre n'est pas coupée franchement et se redresse après le passage de l'arête.

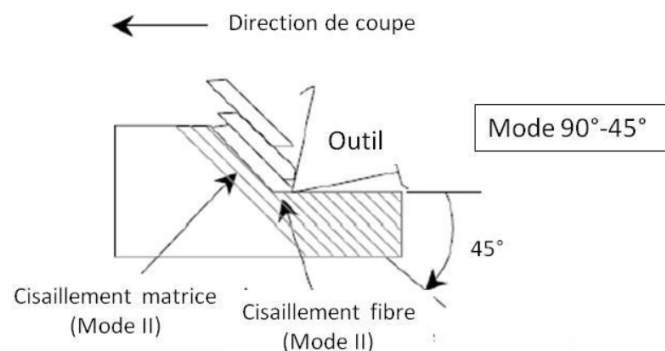


FIGURE 1.26 – Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à 45° [Koplev et al., 1983]

- Lorsque $\chi_2 = -45^\circ$: les mécanismes de cisaillement sont identiques à ceux observés lorsque que $\chi_2 = 90^\circ$. C'est dans cette configuration que la flexion des fibres est la plus importante devant l'arête de l'outil. Des défauts importants se propagent dans la pièce le long de l'interface fibre/matrice, et la surface est générée suite à la rupture des fibres [Konig and Grass, 1989].

1.1.2.3 Qualité de surface et défauts d'usinage liés au perçage de matériaux composites.

Comme dans tout usinage il peut apparaître des défauts dans le CFRP. Cependant, ces défauts ne sont pas comparables à ceux rencontrés lors de l'usinage des matériaux mé-

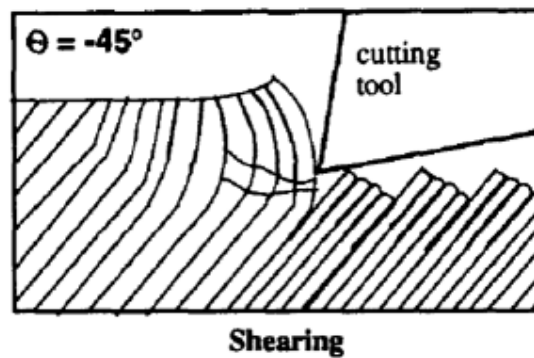


FIGURE 1.27 – Mécanisme de coupe pour une orientation des fibres à -45° [Wang et al., 1995]

talliques. Cette partie de l'étude va se consacrer essentiellement sur les défauts pouvant être rencontrés lors du perçage. Ces défauts sont listés ci dessous :

A. Délaminage et écaillage dans le cas du perçage :

Le délaminage et l'écaillage des stratifiés sont des défauts pouvant se retrouver à l'entrée comme à la sortie de plaques percées. L'écaillage est une rupture fragile de la matrice en surface entraînant avec elle un ensemble de fibres. Ce défaut est donc visible sur la face libre de la plaque. A l'inverse du délaminage qui est une fissuration au niveau des interfaces entre les plis de composites. Ce défaut n'est pas forcément visible à l'œil nu, il est donc nécessaire de réaliser des contrôles, comme les analyses par ultrasons pour le détecter.

Piquet [Piquet, 1999] explique que les mécanismes de formation du délaminage diffèrent en entrée et en sortie de plaque. Les défauts en entrée sont causés par la géométrie de l'outil, la nature du matériau et les conditions de coupe. Le foret initie la fissure en son centre lors de la pénétration de l'outil. Le défaut d'arrachement et le délaminage sont propagés respectivement dans la direction de la fibre et au niveau de l'interface. Dans les deux cas, l'effort de coupe, du fait de l'angle de coupe, génère une force de pelage qui tend à faire remonter le premier pli (figure 1.28). Pour un stratifié donné, la force de pelage est fonction de la géométrie de l'outil et du frottement entre l'outil et la pièce. Plus l'angle de coupe est important plus l'arrachement est important.

Les défauts majeurs en sortie de trou sont principalement causés par la géométrie de l'outil et les conditions de coupe qui engendrent un effort de poussée plus ou moins élevé. A la sortie du trou, l'effort axial imposé par l'outil tend à faire fléchir les derniers plis (fig.1.29). Ceci peut provoquer la décohérence interlaminaire de la matrice, jusqu'à l'arrachement du dernier pli et la rupture des fibres. Selon Piquet et al. [Piquet et al., 2000], des géométries d'outil différentes peuvent effectivement réduire le délaminage en diminuant l'effort de poussée. Par exemple, le foret spiropointe, réservé au perçage du CFRP seul, réduit le délaminage en entrée par sa géométrie, et réduit les efforts de pénétration de l'outil, ce qui diminue aussi le délaminage en sortie de trou. Enfin, la séquence d'empilement peut avoir un effet mineur sur la tenue en flexion des derniers plis et donc le délaminage [Rahme, 2008]. Par contre, le fait que le dernier pli soit unidirectionnel ou tissé peut avoir une influence importante sur ce phénomène. L'utilisation des outils spéciaux ainsi

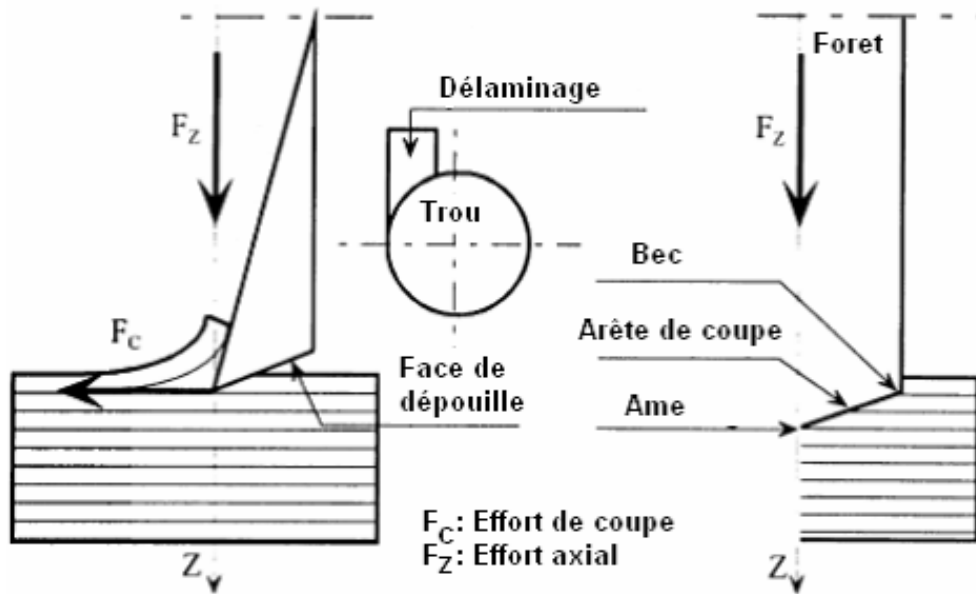


FIGURE 1.28 – Mécanisme de délaminage en entrée de trou [Piquet, 1999]

que l'ajustement des conditions de coupe de perçage et d'alésage permettent de réduire fortement le délaminage.

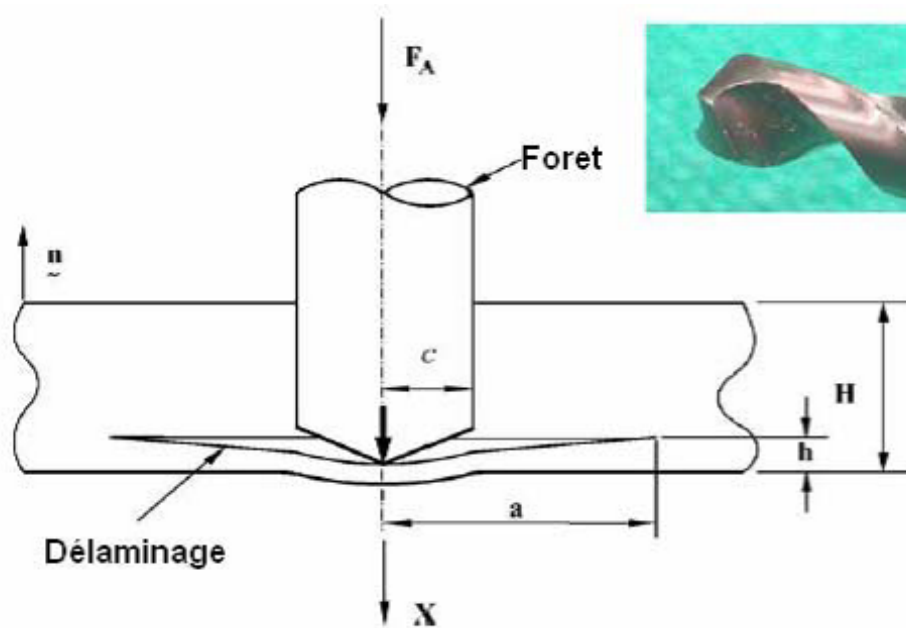


FIGURE 1.29 – Mécanisme de délaminage en sortie de trou [Hocheng and Tsao, 2003]

Lors de la réalisation d'un perçage, sur un tour d'outil, l'arête de coupe rencontre tous les modes de coupe vu précédemment (χ_2 varie de 0° à 180°). Les travaux de Bonnet [Bonnet, 2010] ont permis de définir les défauts présents lors du perçage et les ont reliés aux modes de coupe rencontrés. Un résumé de ses constats est

présenté figure 1.30 concernant le délaminage et l'écaillage. Pour rappel, lorsque l'angle χ_2 est nul, la direction de coupe est parallèle aux fibres.

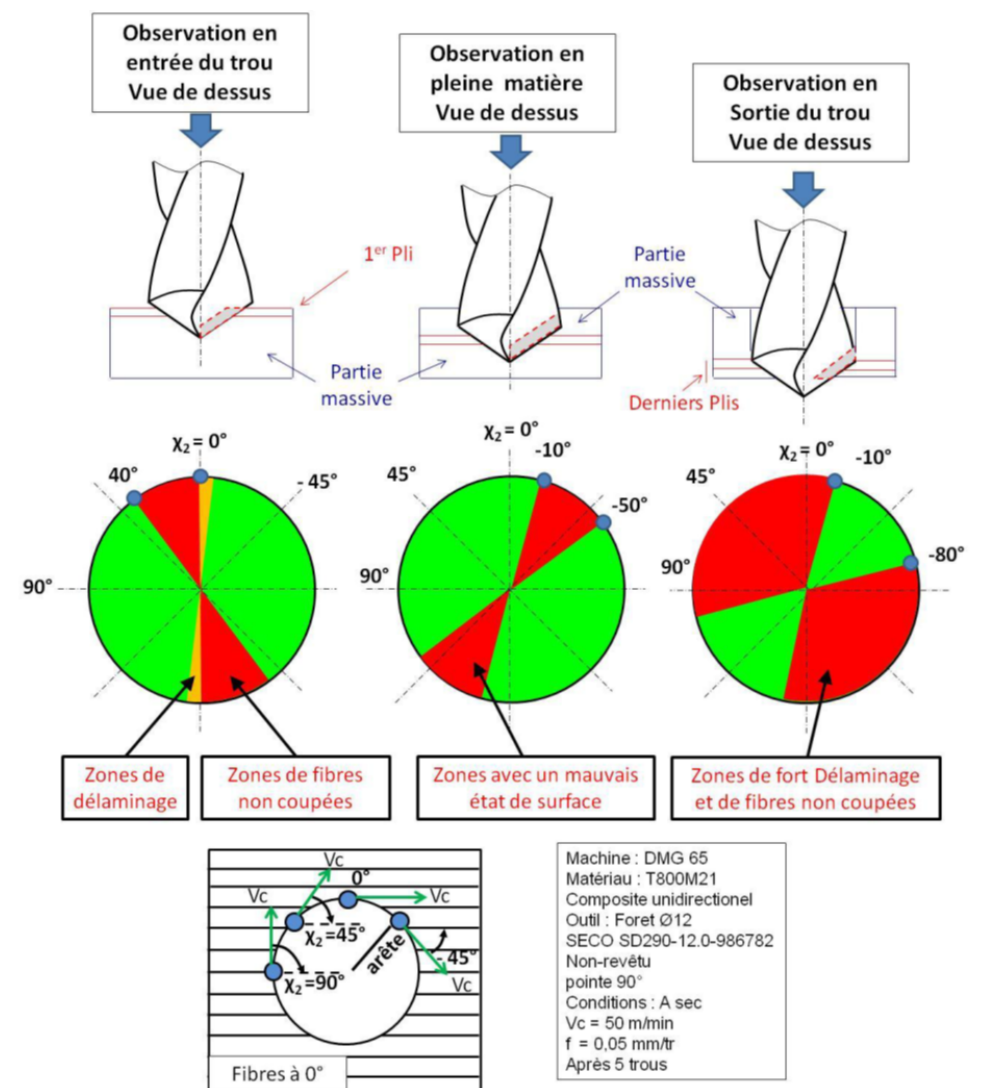


FIGURE 1.30 – Présence de défauts en perçage de composites [Bonnet, 2010]

En entrée de trou, dans les « zones rouges », lorsque χ_2 est compris entre 40° et 0° , les fibres du premier pli sont soulevées et chassées vers l'extérieur. Le cisaillement de la fibre en bord de trou n'est que partiel. Un diamètre « d » dit d'« apparition du premier défaut » peut être défini. Son diamètre est compris entre 4 et 6 mm, pour un diamètre de trou $\varnothing 12$ mm. Le défaut est donc initié proche du centre et entretenu par le passage des arêtes. Les fibres, n'étant plus maintenues, sont très difficiles à cisailier. Dans les « zones oranges », aux environs de $\chi_2 = 0^\circ$, les fibres sont écaillées, jusqu'à un diamètre D appelé diamètre d'écaillage. Ce défaut est critique car il affecte la surface finie de la pièce. Enfin, dans les « zones vertes », une coupe franche des fibres est constatée. Ces constats rejoignent ceux de Piquet [Piquet, 1999].

En sortie de trou, sur une large zone, les fibres du dernier pli sont repoussées et refusent la coupe. Cela entraîne un délaminage et un écaillage des pourtours du

trou sur un diamètre d'endommagement, appelé également diamètre d'écaillage. Une zone de coupe franche a été observée pour la plage angulaire de χ_2 comprise entre -10° et -80° .

Palanikumar, Kilickap et Rahmé [Palanikumar, 2007, Kilickap, 2010, Rahme, 2008] ont réalisés des plans d'expériences afin d'optimiser les conditions de coupe pour minimiser le délaminage. Ils montrent que le délaminage dépend grandement de l'avance, qui doit être la plus faible possible pour minimiser l'effort axial. Rahme [Rahme, 2008] rajoute cependant que cette avance ne doit pas être inférieure à l'avance minimale liés à l'épaisseur du pli de carbone. La vitesse de coupe n'a qu'un faible effet, au contraire de son influence sur l'état de surface.

De la même façon que pour la bavure, une surveillance active peut être réalisée en estimant les défauts de délaminage au moyen de la mesure des efforts axiaux. Les travaux de Surcin [Surcin, 2005] ont décrit des chutes de l'effort axial lors de la sortie comme représentant les délaminages successifs des derniers plis du matériau. Arul [Arul et al., 2006] a ajouté qu'il est possible, par une étude des émissions acoustiques, de détecter ces délaminages, en mesurant l'énergie relâchée par la séparation rapide des plis. Après avoir déterminé les paramètres les plus influents sur le délaminage, des modèles de prévision du délaminage sont mis en place. Hocheng et al [Hocheng and Tsao, 2003, 2005] ont montré l'existence d'un seuil d'effort axial, l'effort critique de délaminage, au-delà duquel le matériau présentera ces défauts en sortie.

B. Caractérisation de l'état de surface

La qualité de l'état de surface est souvent jugée et quantifiée à l'aide du critère de rugosité Ra. Ce critère est défini sur le profil de rugosité filtré à partir du profil de la surface mesurée. En gardant pour critère la rugosité Ra, les travaux récents se sont concentrés sur la prévision et la création d'un modèle permettant de prévoir l'état de surface obtenu sur la paroi du trou en perçage dans les composites. Ils s'accordent pour dire que la rugosité dépend de trois facteurs principaux qui sont les conditions de coupe, la géométrie de l'outil et l'anisotropie du matériau par l'orientation des fibres. Palanikumar et Tsao [Palanikumar, 2007, Tsao and Hocheng, 2008] ont créé des modèles à partir de plans d'expériences intégrant, en entrée, ces trois facteurs. Leurs travaux montrent que l'avance a la plus grande influence sur la rugosité de la paroi du trou. L'orientation des fibres a un effet important dans le sens où certaines zones présentent d'importants arrachements de fibres, autour de $\chi_2 = -45^\circ$ comme vu dans le paragraphe précédent sur la coupe élémentaire.

Les états de surfaces, rencontrés sur la paroi du trou composite, dépendent des modes de coupe rencontrés [Koplev et al., 1983]. Ainsi, sur chaque pli du stratifié, différents types d'état de surface peuvent être distingués suivant la position dans le trou et l'orientation du pli (fig.1.31). Ces états de surface sont reliés aux modes de coupe en fonction de l'angle χ_2 entre l'orientation des fibres et la vitesse de coupe.

De nombreux travaux étudient l'influence de l'orientation des fibres sur l'état de surface. Bonnet [Bonnet, 2010] lie les mécanismes de coupe aux défauts de parois et définit les orientations de plus grand défaut (figure 1.30). La zone, où les orientations sont comprises entre $\chi_2 = -10^\circ$ et $\chi_2 = -50^\circ$, est mise en évidence comme

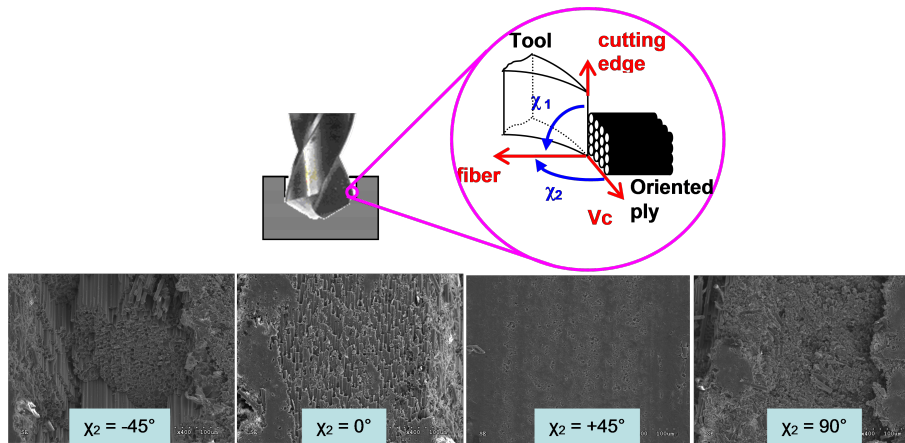


FIGURE 1.31 – Types d'état de surface sur la paroi d'un trou selon le mode de coupe [Landon and Chérif, 2012]

un zone avec un mauvais état de surface et en contraste avec le reste de la paroi du trou.

Ces résultats, qui sont en accord avec ceux obtenus par Koplev et Wang et al. [Koplev et al., 1983, Wang et al., 1995, 2013], permettent de conclure sur l'état de surface à différentes orientations :

- A $\chi_2 = 0^\circ$, certaines fibres sont cisailées alors que d'autres sont repoussées sous l'outil. L'état de surface est très bon.
- A $\chi_2 = 90^\circ$, l'état de surface semble bon, mais des défauts sub-surfaciques sont présents : les fibres se déchaussent et des fissures se propagent dans la direction orthogonale à la surface.
- A $\chi_2 = -45^\circ$, le mécanisme de coupe génère un état de surface mauvais. les fibres sont prises à « rebrousse-poil » et sont arrachées, entraînant parfois la matrice, d'où les arrachements de paquets de fibres (figure 1.32).
- A $\chi_2 = 45^\circ$, comme à $\chi_2 = 0^\circ$, il n'y a pas ou peu de défauts sub-surfaciques. Les fibres sont appuyées et leur cisaillement est net. L'état de surface est aussi bon.

Du fait de la nature de cet état de surface, composé de différents défauts répartis de façon non homogène sur la surface, il est très difficile de choisir un critère pour définir la qualité de la surface. Malgré cela, de nombreux auteurs utilisent le critère Ra pour qualifier l'état de surface dans les composites. La solution choisie est de moyenner une série de mesures du Ra dans la direction axiale, sur différentes positions angulaires du trou [Basavarajappa et al., 2007]. L'idée de moyenner plusieurs mesures, provient du fait que la rugosité dépend grandement de l'orientation des fibres et des modes de coupe présentés précédemment, donc de la position de la mesure dans l'alésage. Cependant les derniers travaux de Landon et Chérif [Landon and Chérif, 2012] ont montré que le critère du Ra par sa méthode de calcul ne peut caractériser un état de surface dans les composites. En raison des arrachements qui génèrent un profil de surface très discontinu, le filtrage réalisé pour le calcul du critère Ra engendre des artefacts sur le profil de rugosité faussant ainsi son interprétation. Ils préconisent d'utiliser les profils primaires, si possible avec des critères 3D sur des mesures de surfaces [Le Dref, 2014, Catche, 2013].

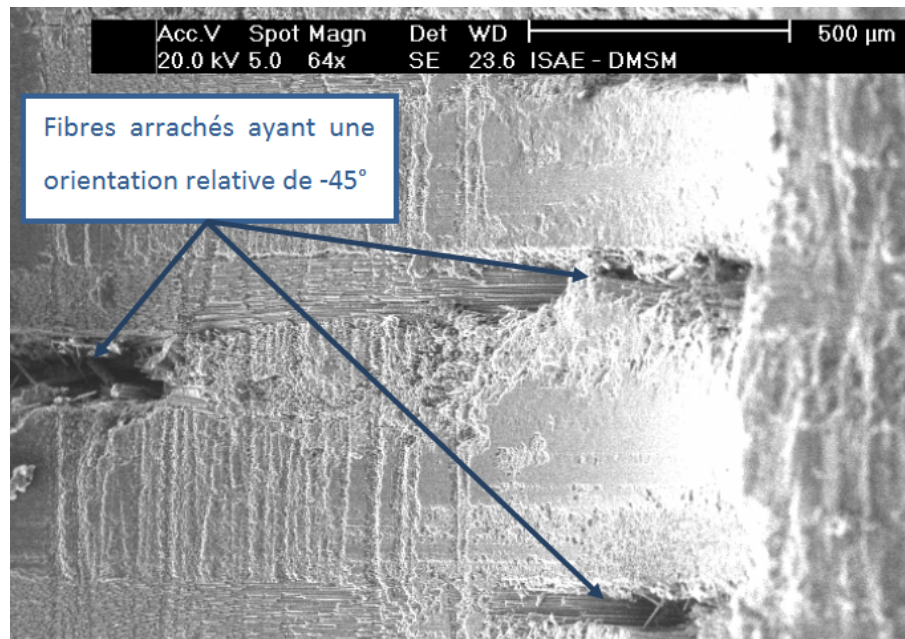


FIGURE 1.32 – Photo de la surface d'un trou [Sanchez, 2011]

c. Défaut dimensionnel

Le défaut dimensionnel principalement rencontré est un défaut de circularité du trou. Piquet et al. [Piquet, 1999] ont démontré que ce défaut vient de la flexion des fibres avant leur rupture. Ils ont montré que ce défaut se traduit par une forme elliptique du trou pour un pli donné (figure 1.33). Ainsi sur l'ensemble d'un stratifié ayant des orientations de fibres différentes, l'empilement des ellipses orientées différemment engendre un diamètre apparent « D » plus petit que celui désiré « Dth ».

d. Détérioration de la matrice.

Le principal problème de santé matière des composites provient des propriétés de la matrice, et particulièrement de sa température de transition vitreuse « Tg » souvent très basse (Tg=190°C pour la résine époxy). Lors de l'usinage, il y a un frottement entre la matière et l'outil qui peut entraîner d'importantes montées en température. Ainsi, selon Guegan [Guegan, 1994], le risque est que la matrice fonde ou se vaporise si la température au cours de l'usinage dépasse cette température Tg. Ce défaut est, dans les cas les plus critiques, visible à l'œil nu, en se manifestant par un changement de couleur de la matrice sur la surface du trou (figure 1.34). Cependant le problème des brûlures est souvent évoqué mais peu de publications ont étudié l'impact sur les propriétés mécaniques.

1.1.2.4 Synthèse sur l'usinage du CFRP

Les matériaux composites sont très présents dans le domaine aéronautique depuis plusieurs années. De nombreux auteurs ont donc étudié l'enlèvement de matière sur les matériaux composites. Les problématiques de l'usinage du CFRP sont essentiellement liées au délaminage et à la qualité de l'état de surface généré. En effet de nombreux travaux ont relié l'état de surface aux conditions de coupe. L'angle χ_2 qui est l'angle formé entre la direction de coupe et la fibre, a une forte influence sur l'état de surface.

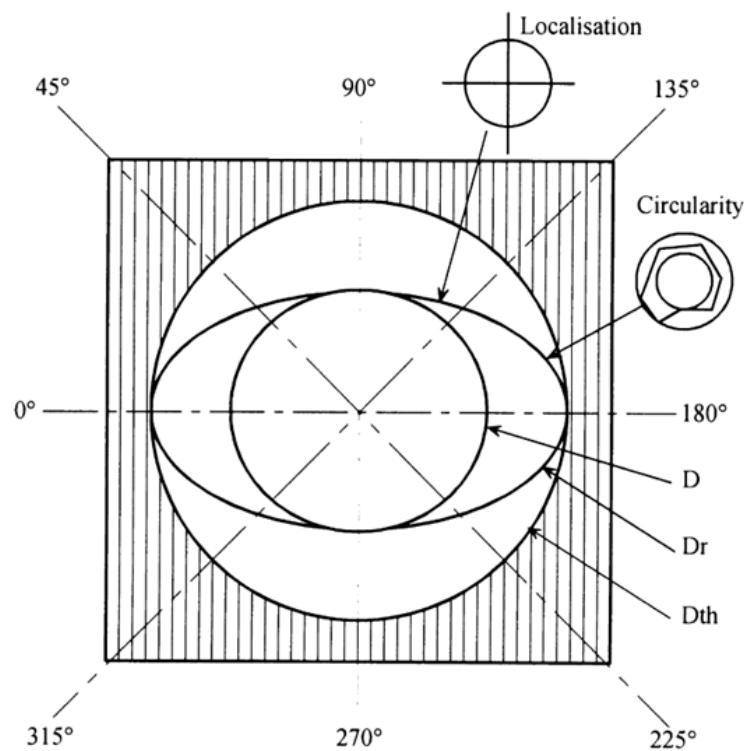


FIGURE 1.33 – Défaut de circularité en perçage d'un matériau unidirectionnel. [Piquet et al., 2000]

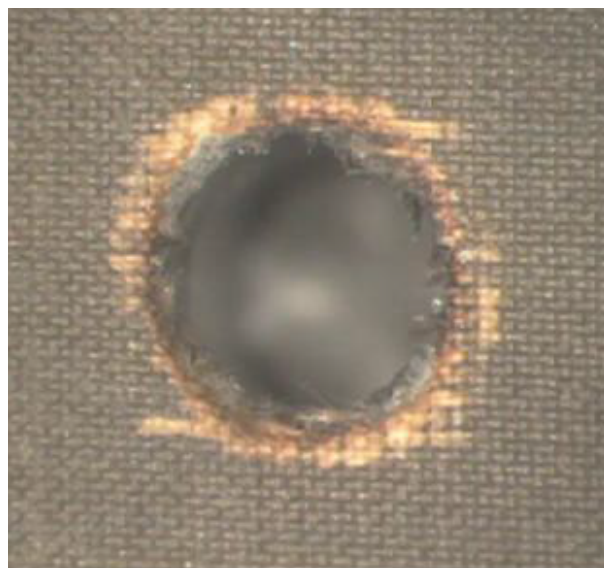


FIGURE 1.34 – Brûlure de la matrice du composite suite au perçage [Bonnet, 2010]

Pour obtenir les meilleurs états de surface, un angle χ_2 autour de 90° est préférable. Mais dans le cas du perçage toutes les orientations sont rencontrées sur la surface du trou. Cet angle évolue sur le tour d'outil, il est donc nécessaire d'identifier des conditions pour lesquelles l'état de surface reste acceptable quelque soit l'orientation de la fibre. Une autre problématique rencontrée pour l'usinage du CFRP est l'usure de l'outil. Les fibres

de carbone étant très abrasives, l'usure de l'outil est accélérée. Il est donc préconisé d'utiliser des outils résistants à l'abrasion comme les outils diamant ou revêtus diamant.

1.1.3 Problématiques liées aux empilages CFRP/Ti6Al4V

Les composites sont de plus en plus employés et associés aux alliages métalliques pour des pièces de structures dans le secteur aéronautique. C'est pourquoi le perçage des empilages multi-matériaux est de plus en plus rencontré dans l'industrie aéronautique pour la réalisation des logements de fixation d'assemblage. Il permet d'assurer une parfaite position des trous dans chaque élément de structure les uns par rapport aux autres et peut représenter un gain au niveau du temps d'usinage et d'assemblage. Cependant, son utilisation entraîne de nombreuses difficultés, comme le choix de conditions de coupe qui doivent être adaptées aux différents matériaux. Les travaux de Bonnet [Bonnet, 2010] ont montré (figure 1.35) les très grandes différences de conditions de coupe préconisées pour les deux matériaux utilisés dans cette étude. Cette figure démontre bien la difficulté de définir des conditions pouvant être utilisées dans les deux matériaux. Une autre possibilité est de faire varier les paramètres de coupe pour les adapter au mieux au matériau usiné, mais cela engendre des contraintes supplémentaires, comme la nécessité de connaître le moment exact du changement de matériau mais également de posséder une machine capable de réaliser ce changement. Se pose alors le problème de définir précisément les conditions de transition, c'est à dire le passage des conditions dans un matériau à celles dans le suivant. De plus, dans certaines configurations, notamment sur les lignes d'assemblage finales aéronautiques, cette modification des conditions de coupe pendant l'opération de perçage n'est aujourd'hui pas possible. Dans ce cas le meilleur compromis doit être identifié, en termes de conditions de coupe mais aussi d'outil coupant.

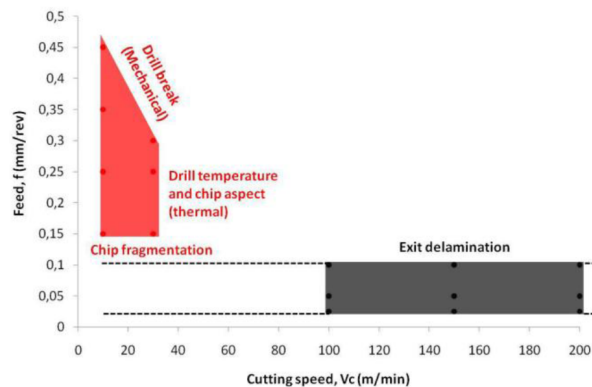


FIGURE 1.35 – Comparaison des conditions de coupe pour l'alliage de titane (rouge) et le CFRP (gris) en perçage à sec [Bonnet, 2010]

Le choix de l'outil est également une problématique importante lié aux empilages. Le choix d'une géométrie et d'un revêtement qui soient adaptés à tous les matériaux est souvent très difficile. De plus, d'autres problèmes peuvent intervenir. D'après Brinksmeier et Jansen [Brinksmeier and Jansen, 2002], lorsqu'on perce du carbone puis un matériau métallique (et plus particulièrement un alliage de titane), il y a des risques d'érosion du carbone par les copeaux de titane qui remontent (figure 1.36). Il est donc important d'évacuer rapidement le copeau et de le fractionner au maximum.

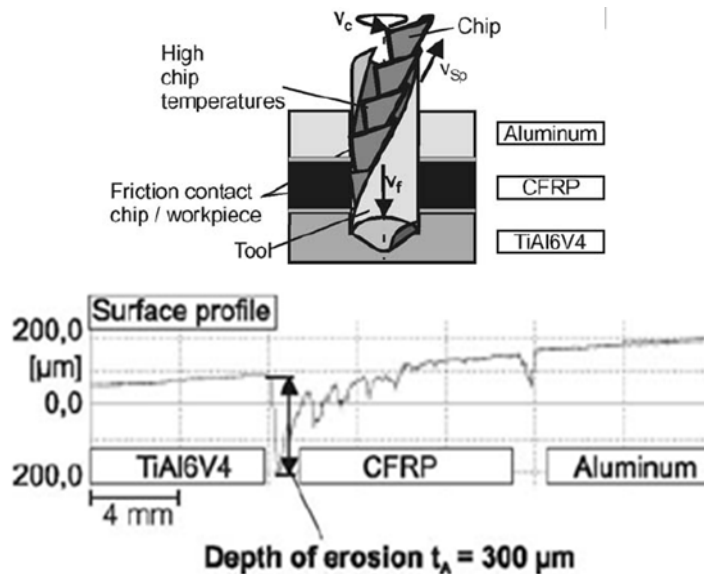


FIGURE 1.36 – Profil de l'état de surface primaire le long d'un perçage AlCuMg₂/CFRP/TiAl6V₄ [Brinksmeier and Janssen, 2002]

La problématique des brûlures est également intéressante à surveiller, car l'usinage du titane a tendance à provoquer une forte montée en température de l'outil coupant. Ceci peut augmenter le risque des brûlures sur la surface du composite carbone. Ce n'est pas la fibre elle-même qui est endommagée, mais principalement la matrice, qui risque de fondre ou s'évaporer. Le fait de choisir des matériaux d'outil permettant une meilleure évacuation de la chaleur, ou encore de diminuer le contact entre le listel et la paroi du trou, permet de diminuer la montée en température et donc de diminuer ce phénomène.

La pollution à l'inter-tôle est une autre problématique liée au perçage d'empilages multi-matériaux. En effet, une bavure métallique peut se former à l'inter-tôle, interface entre les deux plaques. La bavure peut alors endommager les plaques voisines lors de sa formation. Suivant le jeu présent entre les tôles, il peut également y avoir des copeaux ou des poussières qui peuvent s'y glisser. Toutes ces pollutions peuvent empêcher le bon appui des deux plaques lors de l'assemblage, voire l'étanchéité si celle-ci est recherchée. Il est donc nécessaire de dégrouper les éléments de structure afin de réaliser l'ébavurage et le nettoyage des plaques, qui sont des opérations longues et coûteuses que souhaitent éviter les industriels.

Le perçage de ces empilages pour l'assemblage est une opération à risque, du fait de la forte valeur ajoutée des structures percées, par conséquent, la qualité et la fiabilité de l'opération peuvent primer sur la productivité de celle-ci et sur son coût. C'est pourquoi de plus en plus de nouveaux procédés, autres que le perçage conventionnel, sont à l'étude pour trouver une meilleure solution pour réaliser ces perçages. Les premières solutions se portent sur des outils innovants ou encore sur des modifications du process de perçage axial. Par exemple, Brinksmeier et Janssen [Brinksmeier and Janssen, 2002] ont étudié le perçage avec des cycles de débouillage, ces cycles permettent de fractionner le copeau et améliorent ainsi son évacuation. Ceci a l'avantage de limiter le frottement contre la paroi de composite et de permettre le refroidissement de la pièce et de l'outil. Ils ont également étudié l'intérêt de l'utilisation d'un foret étagé. Les résultats obtenus, comparés aux autres forets étudiés, semblent prometteurs. Néanmoins, l'optimisation

de tels outils nécessite un très grand nombre d'expériences car les paramètres sont nombreux, et ce, pour chaque configuration rencontrée. Le perçage assisté par vibrations a également été proposé pour le perçage des empilages multi-matériaux, toujours dans le but de fractionner les copeaux afin d'améliorer l'opération. Les travaux de Ledref [Le Dref, 2014] et Jallageas et al. [Jallageas et al., 2013] ont permis de mettre en évidence les possibilités offertes par ce procédé et ont ainsi démontré que l'assistance vibratoire est une solution aux perçages d'empilages multi-matériaux. Arul et al. [Arul et al., 2006] ont également montré, qu'en plus du fractionnement du copeau, le perçage assisté par vibrations permet de diminuer la température de l'outil et de la pièce.

Par ailleurs, Denkena et al. [Denkena et al., 2008] ont étudié l'intérêt du perçage orbital lors du perçage d'empilages composite CFRP/Ti6Al4V. D'après cette première étude, cette technologie peut être une réponse aux problématiques de perçage des empilages.

1.2 LE PERÇAGE ORBITAL

1.2.1 Principe

Le perçage orbital est un procédé de réalisation d'alésage par fraisage hélicoïdal. Son principe est d'usiner un trou avec un outil coupant de diamètre inférieur au diamètre du trou usiné, en suivant une trajectoire hélicoïdale (figure 1.37). Ce procédé de perçage est présent depuis longtemps dans l'usinage du bois par exemple, ou même dans le perçage de parois fines. Il n'est arrivé que récemment dans le secteur de l'aéronautique sur des structures épaisses et multi-matériaux. C'est dans l'optique d'éviter le démontage et l'ébavurage des pièces après perçage d'empilages (pour des raisons économiques) que les industriels se sont intéressés à ce procédé. Pour réaliser un perçage orbital, plusieurs paramètres de pilotage sont nécessaires. Ces paramètres généraux présent pour toute opérations d'usinage sont : la vitesse de rotation de l'outil « N » (définis à partir de la vitesse de coupe V_c) et la direction d'usinage (en avalant ou en opposition, en descendant ou en remontant). Et les paramètres plus spécifiques à l'opération qui permettent de réaliser la trajectoire hélicoïdale, sont une avance axiale V_{fa} , et une rotation orbitale N_{orb} .

1.2.2 Intérêt du perçage orbital

1.2.2.1 La géométrie variable du perçage

Un des principaux avantages du perçage orbital provient du fait que le diamètre et la forme du perçage ne dépendent pas uniquement de la géométrie de l'outil utilisé, comme c'est le cas en perçage axial. C'est la combinaison de la trajectoire et de la géométrie de l'outil qui génère la dimension et la forme du perçage. De ce fait, d'après Lutze [Lutze, 2008], il est possible de réaliser des perçages de différents diamètres avec un même outil en modifiant la trajectoire. Cela peut rendre inutile des opérations de pré-perçage et réduit le nombre d'outils nécessaires. Cela permet également d'envisager l'ébauche et la finition de l'alésage avec le même outil, voire dans la même opération (ébauche en descendant et finition en remontant). Mais également, il est possible d'envisager des géométries de perçage plus complexes dans une seule et même opération (figure 1.38).

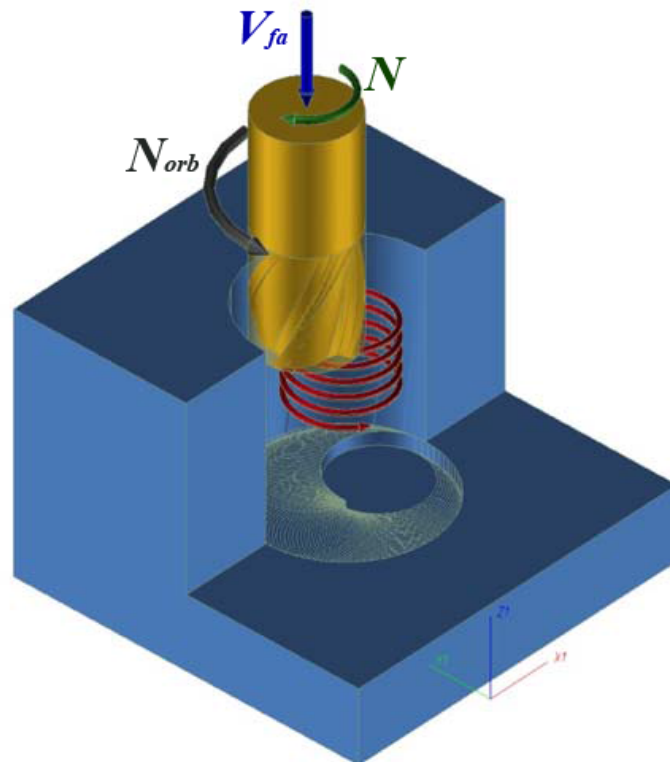


FIGURE 1.37 – Trajectoire du perçage orbital

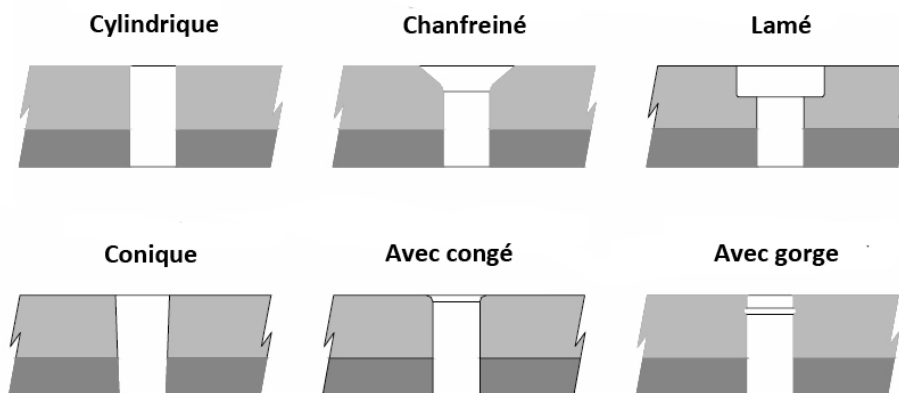


FIGURE 1.38 – Différents profils de perçage possible en perçage orbital [Lutze, 2008]

1.2.2.2 Diminution des efforts de coupe axiaux

Le perçage orbital a la particularité de diminuer considérablement l'effort de coupe axial par rapport au perçage conventionnel [Lutze, 2008]. Les avances axiales sont plus faibles qu'en perçage axial, ce qui explique en partie que les efforts de coupe soient moins importants. Par exemple, pour un perçage de diamètre 6.35mm dans du Ti6Al4V, la vitesse d'avance axiale en perçage orbital est 2 à 3 fois plus faible qu'en perçage axial. La diminution de cet effort apporte au perçage orbital un avantage considérable par rapport au perçage axial. Elle permet par exemple de pouvoir percer des parois fines sans les déformer. D'après Sven LUTZE [Lutze, 2008], ce serait aussi la raison pour laquelle il est de plus en plus choisi pour les perçages dans des matériaux fibreux, car

il diminue le délaminage en sortie de trou et la température au cours de l'usinage, ce qui permet donc d'éviter les risques de brûlure à l'intérieur du trou. Les travaux de Brinksmeier et Fangmann [Brinksmeier and Fangmann, 2010] ont également montré que le perçage orbital, dans l'aluminium, permet de diminuer les bavures en entrée et en sortie de trou. Ceci est un point très important dans l'optique d'éviter l'ébavurage et le désassemblage des pièces.

1.2.2.3 Évacuation des copeaux

Les travaux de Denkena et al [Denkena et al., 2008] ont mis en évidence deux types de copeaux générés par ce procédé de perçage (figure 1.39). Le premier type de copeau est celui généré par le bout de l'outil. La coupe étant continue sur le bout de l'outil, le copeau peut être long et plus difficile à évacuer, surtout si le diamètre d'outil est proche du diamètre percé. Le deuxième type de copeau provient de la matière enlevée par le flanc de l'outil. La coupe étant discontinue, le copeau est très bien fragmenté et peut donc être évacué facilement.

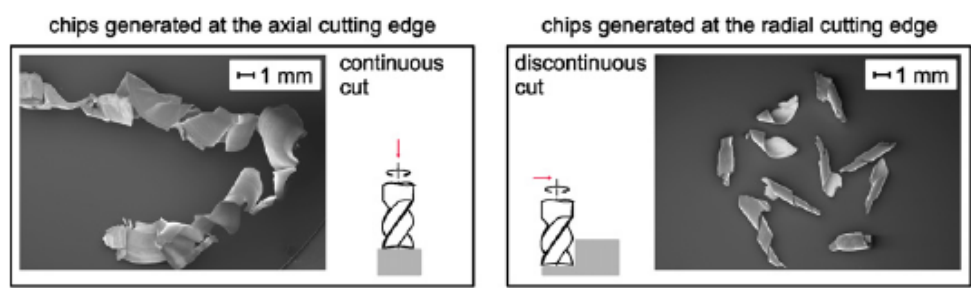


FIGURE 1.39 – Différents copeaux obtenus lors du perçage orbital dans du Ti6Al4V

Malgré le copeau long généré par le bout de l'outil, Denkena et al [Denkena et al., 2008] ont démontré que, lors d'un perçage orbital il n'y a pas de problème d'évacuation de copeau, l'outil étant plus petit que le diamètre du perçage. Ceci élimine donc les problèmes de bourrage de copeau récurrents en perçage axial.

1.2.3 Limites du perçage orbital

1.2.3.1 Aspects économiques

Les aspects économiques sont les raisons principales qui limitent l'utilisation de ce procédé. Tout d'abord, il y a le coût de la machine. Il est en effet indispensable de s'équiper d'une broche orbitale afin d'assurer une bonne trajectoire. Sur une machine à commande numérique « classique », le risque est que, pour des vitesses de rotation assez élevées et/ou des interpolations de petit diamètre, il y ait une perte de précision due aux erreurs de poursuite et d'inversion d'axe provenant des asservissements. C'est la raison pour laquelle on utilise un effecteur de perçage orbital. Son principe est de combiner deux broches, une servant à la rotation outil et l'autre à la rotation orbitale. Le décalage d'axe entre les deux broches est réglable mécaniquement pour régler le diamètre souhaité. Le trajet circulaire est alors mieux respecté. D'après Lutze [Lutze, 2008], le coût d'une machine orbitale est en moyenne 15,6 fois plus important qu'une machine de perçage axial classique. Outre l'investissement considérable dû à la machine,

les outils utilisés coûtent également plus cher que des forets pour le perçage axial et leur durée de vie est plus faible [Lutze, 2008], ce qui rend le perçage orbital bien plus coûteux. Ceci s'explique par le fait que leur géométrie est souvent complexe, ce qui demande davantage de développements pour leur élaboration. De plus, la demande de ces outils spécifiques est beaucoup moins importante que pour des outils axiaux hélicoïdaux.

1.2.3.2 Temps de perçage

Un autre inconvénient, qui a également des repercussions économiques, est le temps de perçage qui est fortement augmenté. Il peut être multiplié de plus de deux fois par rapport au temps d'usinage en perçage classique. Pour exemple, considérons les données suivantes : dans le Ti6Al4V : en orbital $V_{fa} = 26\text{mm/min}$; en axial $V_{fa} = 60\text{mm/min}$. On observe que pour percer un trou dans une plaque de titane d'épaisseur 15 mm, il faudrait 35 secondes en perçage orbital contre 15 secondes en perçage traditionnel. Cependant, l'utilisation du perçage orbital est souvent motivée par le souhait d'éliminer des opérations de pré-perçage et/ou d'alésage, rendant donc le temps global de réalisation du trou moins important qu'avec plusieurs opérations de perçage axial.

1.2.3.3 Présence de capsules

Les travaux de Brinksmeier [Brinksmeier and Fangmann, 2010] ont démontré que le perçage orbital permettait de diminuer les bavures en entrée et en sortie de trou lors du perçage d'alliage d'aluminium. Cependant un autre défaut en sortie de trou peut apparaître. Ce défaut, souvent considéré comme une bavure, est appelé capsule. Il peut également être présent en perçage axial sous forme conique. Lors du perçage orbital, il se présente sous forme de disque (figure 1.40).

Cette formation de capsule en perçage orbital est fréquente. Dans certains cas la capsule reste accrochée à la pièce et devient un problème car il est indispensable de réaliser une opération d'ébavurage. Ce phénomène peut également être un véritable problème lors du perçage d'empilement, car les capsules provenant des couches supérieures peuvent se glisser entre les matériaux, nécessitant un démontage pour les évacuer.

D'après Brinksmeier [Brinksmeier and Fangmann, 2010], ce phénomène peut être minimisé par un contrôle précis des conditions de coupe et une géométrie d'outil adaptée. L'avance axiale est un paramètre très influent dans la formation de ces capsules. Ils ont réalisé une série d'essais dans de l'aluminium 2024 en faisant varier l'avance axiale. Cela a permis de conclure qu'en augmentant l'avance axiale, la formation de capsule est diminuée ou tout au moins sa taille (figure 1.41). Pour diminuer la formation de capsule, Brinksmeier et Fangmann [Brinksmeier and Fangmann, 2010] ont aussi remarqué que le rapport entre le diamètre outil et le diamètre du trou est influent (figure 1.42). Dans l'aluminium 2024, un rapport du diamètre du trou sur le diamètre de l'outil supérieur ou égal à 1,45 donne des résultats intéressants, il n'y a pas de capsule ou alors suffisamment petites pour être évacuées avec les copeaux. Une autre solution pour éviter la formation de capsule réside donc dans la diminution du diamètre de l'outil (figure 1.42).

Cependant la meilleure solution pour pallier au problème des capsules, est de modifier la géométrie des outils [Lutze, 2008]. La forme des arêtes du bout de l'outil est déterminante dans l'apparition des capsules. Les outils sphériques créent par exemple des capsules beaucoup plus importantes qu'un outil cylindrique à bout plat (figure 1.43).

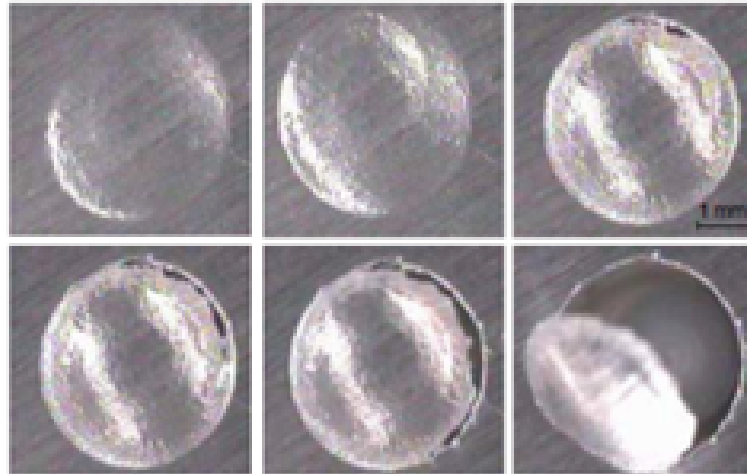


FIGURE 1.40 – Formation de capsule en perçage orbital [Lutze, 2008]

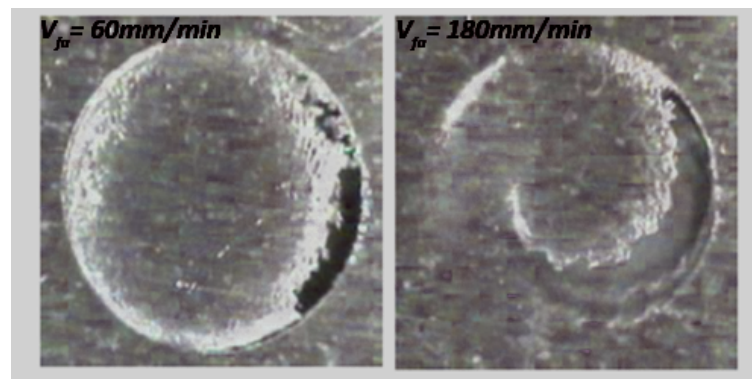


FIGURE 1.41 – Influence de l'avance sur la formation de capsule lors du perçage orbital d'un alliage d'aluminium 2024 : à gauche $V_{fa} = 60\text{mm/min}$, à droite $V_{fa} = 180\text{mm/min}$ [Lutze, 2008]

Il est intéressant de noter sur la figure 1.43 que les tailles des capsules est très variable en fonction de l'outil utilisé. La géométrie de celui ci est donc très influent sur la formation de capsules.

1.2.3.4 Flexion de l'outil en perçage orbital

Si en perçage axial le diamètre du trou dépend directement du diamètre de l'outil, ce n'est pas le cas en perçage orbital. Dans certains cas, où les efforts de coupe sont

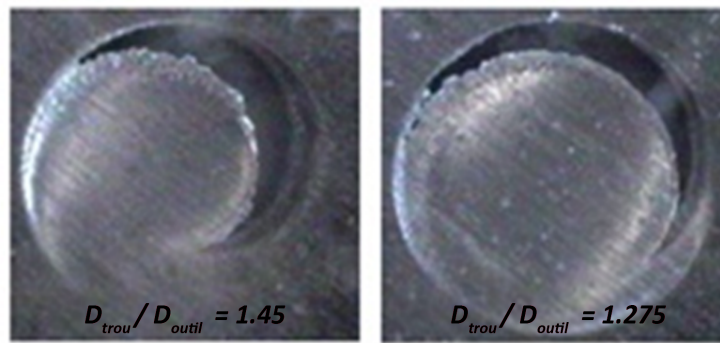


FIGURE 1.42 – Influence du rapport entre le diamètre outil et le diamètre du perçage

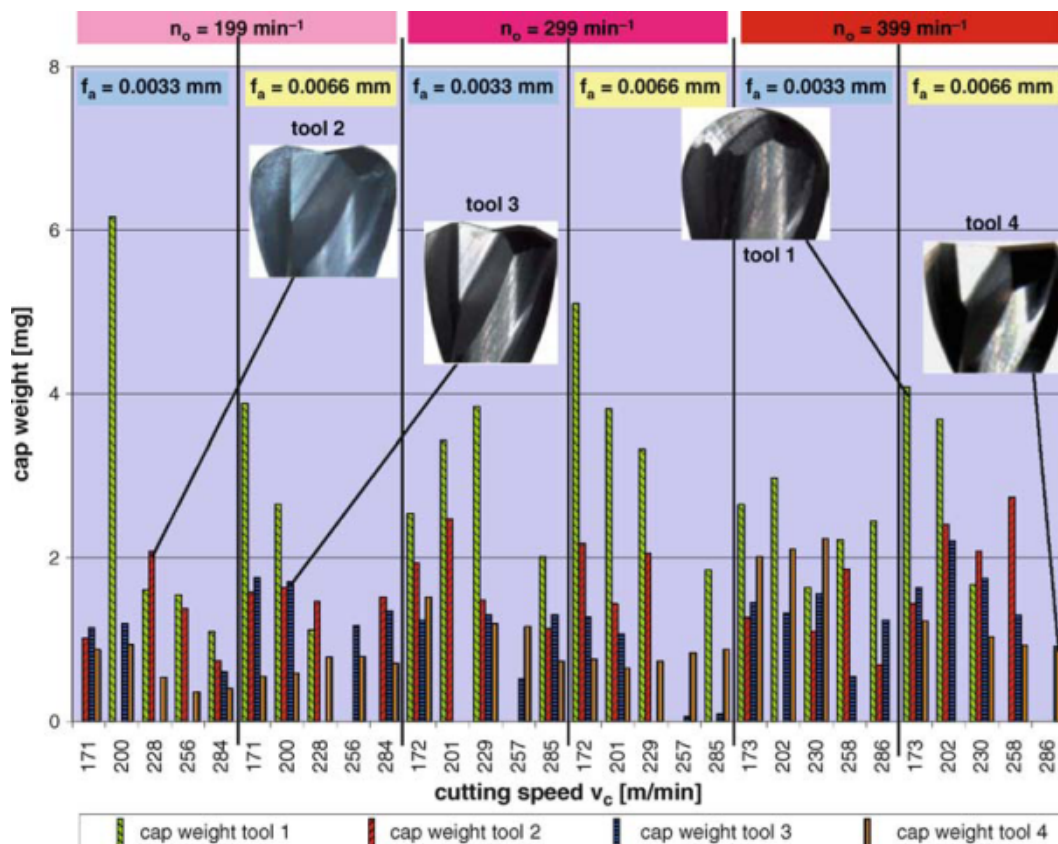


FIGURE 1.43 – Masse des capsules en fonction de différentes géométries d'outils [Lutze, 2008]

importants, il peut y avoir une flexion d'outil qui engendre un diamètre inférieur à celui souhaité, pouvant rendre le perçage hors tolérance dimensionnelle. Pour éviter ce problème, deux solutions sont possibles. La première est de modifier la trajectoire de l'outil pour compenser la flexion de l'outil. Cela revient, dans des cas simples où la flexion est constante, à programmer un diamètre plus important pour obtenir un diamètre réel dans la tolérance. La deuxième solution est de limiter la flexion de l'outil. Pour cela il est nécessaire de diminuer les efforts qui tendent à faire fléchir l'outil. Denkena et al. ont étudié les efforts au cours du perçage orbital en fonction des avances à la dent [Denkena et al., 2008]. Cela montre qu'en augmentant l'avance radiale (f_{zt}), et/ou en diminuant l'avance axiale (f_{za}), il est possible de diminuer les efforts de coupe radiaux

(figure 1.44), et surtout l'effort F_{fN} (effort normal à l'avance) qui provoque la flexion d'outil responsable de la variation du diamètre.

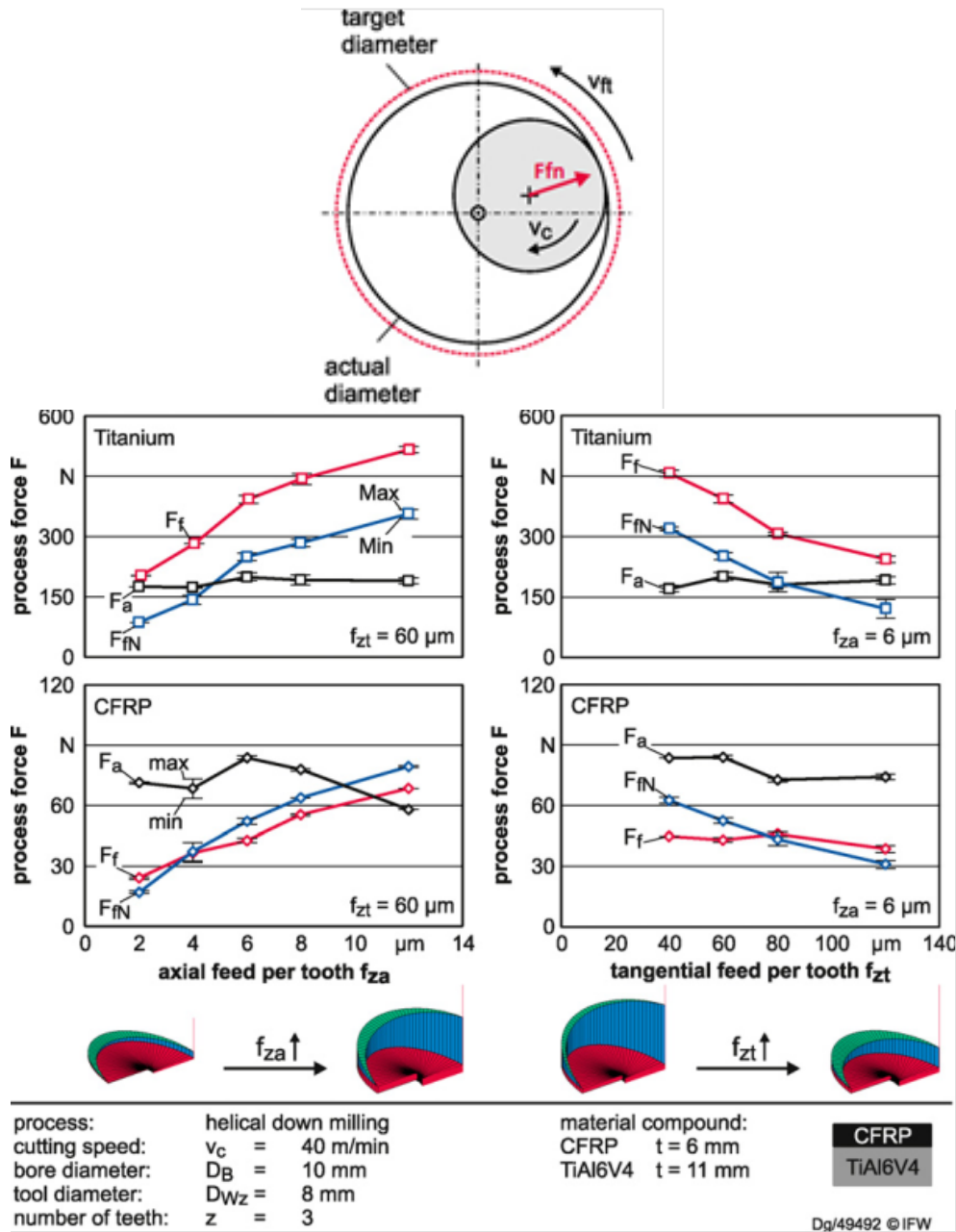


FIGURE 1.44 – Variation des efforts de coupe en fonction des avances axiale et radiale. F_a : Effort axial ; F_f : Effort d'avance ; F_{fn} : Effort normal à l'avance [Denkena et al., 2008]

1.2.4 Synthèse

Comme nous l'avons vu dans cette partie le perçage orbital offre de nombreux avantages. Un de ces avantages est la possibilité de perçage sans lubrification ou avec micro-lubrification. Par conséquent l'environnement de travail est beaucoup plus propre ainsi il n'est plus nécessaire de réaliser l'étape de nettoyage. Mais aussi cela engendre une

diminution de la consommation de lubrification et également cela facilite le recyclage des copeaux. Un autre avantage de ce procédé est sa flexibilité, de part le fait que l'alésage réalisé ne dépende pas de la forme de l'outil, la géométrie de l'alésage est variable. Cela permet aussi de diminuer le nombre d'outils nécessaires ainsi que le nombre de machines. Cette trajectoire a également l'avantage de favoriser l'évacuation des copeaux. Mais l'un des avantages les plus importants pour ce process est la diminution des efforts de coupes qui sont souvent une des causes des principaux défauts d'usinage. Ainsi on peut dire que le perçage orbital diminue le risque de déformation des parois fines, le risque de délaminage dans le CFRP, la production de chaleur, et également le risque de formation de bavure.

Tous ces points ne sont toutefois valables que si ce process de perçage est parfaitement maîtrisé. L'un des principaux risques du perçage orbital est de ne pas maîtriser la flexion de l'outil et ainsi générer des perçages non conformes géométriquement aux exigences de qualité aéronautiques (diamètre, cylindricité, circularité...). Pour maîtriser cette flexion, il est nécessaire de bien connaître les efforts liés à l'enlèvement de matière présent. Cela passe, en premier lieu, par la modélisation de l'opération d'usinage afin d'identifier précisément la géométrie du copeau en fonction des paramètres de coupe et de la géométrie de l'outil.

1.3 MODÉLISATION DE L'OPÉRATION D'USINAGE

De nombreux travaux traitent de la modélisation de l'opération d'usinage. Cette partie a pour objectif de faire le bilan sur les méthodes utilisées pour modéliser les opérations d'usinage. Le perçage orbital étant une opération entre le perçage et le fraisage, il est important d'étudier les deux cas. La première étape est de bien définir la zone de coupe pour décrire l'arête de coupe et la position de celle-ci par rapport à la matière. A partir du moment où la position de l'outil dans la matière est connue, l'enlèvement de matière est défini en terme de géométrie du copeau non déformé.

1.3.1 Définition de l'arête de coupe et de la géométrie de coupe

La définition de l'arête de coupe est généralement réalisée indépendamment de celle de la géométrie de coupe. On définit une arête de coupe par une ligne représentant son profil. Cette ligne, appelée le profil d'arête, est souvent décrite à l'aide de fonctions, en coordonnées polaires pour le tournage [Carlsson et al., 2001] et cylindriques ou sphériques pour le fraisage [Altintas and Lee, 1996]. Il est également possible de définir des points caractéristiques de l'arête de coupe, puis de réaliser des interpolations entre ces points [Kapoor et al., 1998, Kaymakci et al., 2012]. Cette approche présente un fort intérêt lorsque les profils d'arête sont complexes et discontinus. Pour définir ces profils d'arête, les données géométriques de l'outil sont nécessaires. Elle sont généralement fournies par le fabricant d'outil mais peuvent aussi provenir de mesures. Ces données doivent permettre de définir et positionner la géométrie de la coupe pour chaque point ou portion de l'arête. Les données nécessaires sont les suivantes :

- Angle de coupe γ_o

L'angle de coupe permet de positionner la face de coupe par rapport à Pr pour un point considéré (figure 1.45). Cet angle fait l'objet de très nombreuses études et est

certainement l'angle le plus important vis-à-vis des efforts de coupe. Bien que de nombreuses applications utilisent des angles de coupe négatifs, dans la majorité des études traitant des efforts de coupe, les outils sont à coupe positive. L'effet de l'angle de coupe sur les efforts peut être estimé à environ 1 à 2 % par degré pour les aciers [Bissey, 2005, Furet, 2005] et les alliages de titane [Seve, 2011].

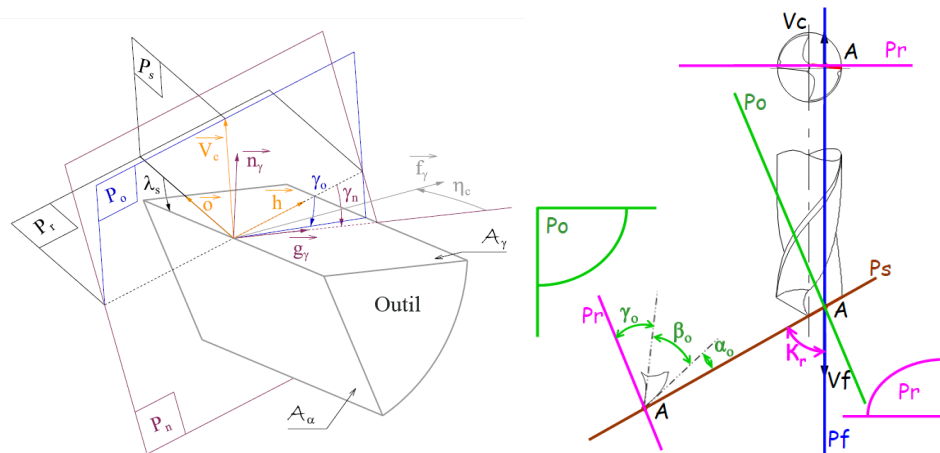


FIGURE 1.45 – Géométrie de coupe générale à gauche ; géométrie de coupe d'un foret à droite [Bonnet, 2010]

— Angle de dépouille α_o

L'angle de dépouille permet de positionner la face de dépouille de l'outil par rapport à la direction de la vitesse de coupe pour un point considéré (figure 1.45). Il est généralement constant et donné par le fabricant de l'outil. Cet angle est souvent négligé ou inclus dans une constante lors de la modélisation des efforts. Néanmoins, dans le cas de matériaux ductiles, comme les alliages de titane, le contact en dépouille peut s'avérer important du fait du retour élastique de la matière. Il peut donc être judicieux de le prendre en compte dans le modèle d'efforts comme l'a fait Germain [Germain, 2011] dans ses travaux sur la modélisation des efforts de coupe dans le cuivre, qui est également un matériau ductile.

— Angle de direction d'arête κ_r

Cet angle est souvent une constante donnée par le fabricant mais il peut évoluer le long l'arête si sa géométrie est complexe et non linéaire, plus particulièrement au niveau des becs.

— Rayon d'arête r_β

Le rayon d'arête r_β , aussi appelé « rayon d'acuité », est un rayon permettant de quantifier l'acuité de l'arête. L'arête est idéalement l'intersection de la face de coupe et de la face de dépouille. Cependant il est impossible lors du taillage de l'outil de créer parfaitement cette arête. Il y a donc une zone de raccordement entre ces deux surfaces. C'est sur cette zone qu'est estimé le rayon d'arête. Le principe est de définir l'arc de cercle tangent aux deux faces (coupe et dépouille) et minimisant l'écart à la surface de raccordement. Le rayon d'arête est alors le rayon de cet arc. Ce rayon d'arête a un effet important sur les efforts de coupe, mais également sur l'usure de l'outil (figure 1.46). Il peut donc être intéressant de le prendre en compte dans les modèles d'effort.

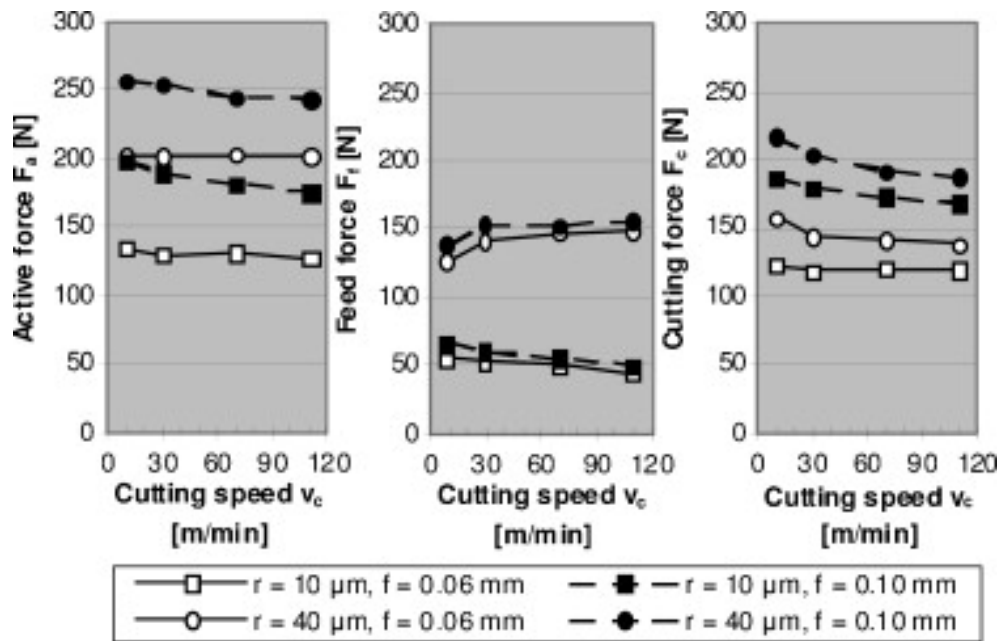


FIGURE 1.46 – Évolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour des avances et des rayons d'arête différents, lors de la coupe orthogonale du Ti6Al4V [Wyen and Wegener, 2010]

1.3.2 Modélisation géométrique du copeau

1.3.2.1 Définition générale de la géométrie du copeau en fraisage

Le calcul de la géométrie du copeau est en fait le calcul de l'intersection entre l'outil et la pièce. Cette intersection permet de déterminer la section de copeau (notée S_c) non déformé à l'aide de deux paramètres : la largeur coupée et l'épaisseur coupée.

A. Largeur coupée

La largeur coupée, notée b , est la longueur de l'intersection entre l'outil et la pièce mesurée le long de l'arête. Lors de la discrétisation de la section coupée le long de l'arête de coupe, la valeur de la largeur coupée de chaque élément est généralement une fraction arbitraire de la largeur totale. Plus cette valeur est faible plus la discrétisation est fine.

B. Épaisseur coupée

L'épaisseur coupée, notée h , est un paramètre très important dans la coupe. Beaucoup de travaux ont montré l'influence de celui-ci sur les efforts de coupe. C'est la raison pour laquelle il est fortement étudié dans la littérature. Le calcul de celui-ci est moins trivial que la largeur coupée. Même s'il dépend directement de l'avance à la dent f_z , il n'est pas forcément constant pendant l'usinage. Il est donc primordial d'analyser la trajectoire de la dent dans la matière à chaque instant pour l'identifier.

Dans le cas du fraisage, la trajectoire peut être décomposée en deux mouvements : le premier est un mouvement de rotation autour de l'axe de la fraise, le deuxième est un mouvement de translation de l'outil par rapport à la pièce. Chaque dent de la fraise décrit ainsi un parcours cycloïdal (figure 1.47) et produit des copeaux

d'épaisseur h variable de façon périodique. Cette trajectoire est décrite par la position à un instant t de la dent j sur les axes x et y par Fontaine [Fontaine, 2004] :

$$\begin{pmatrix} x_j(t) = f_z + R_o \cdot \sin\left(\omega \cdot t - \left(\frac{(j-1)2 \cdot \pi}{Z}\right)\right) \\ y_j(t) = R_o \cdot \sin\left(\omega \cdot t - \left(\frac{(j-1)2 \cdot \pi}{Z}\right)\right) \end{pmatrix} \quad (1.1)$$

où f_z est l'avance par dent, R_o le rayon de la fraise au point considéré, ω la vitesse de rotation (en rad/s), t le temps en secondes, Z le nombre total de dents et j l'indice de la dent considérée ($j=1\dots Z$)

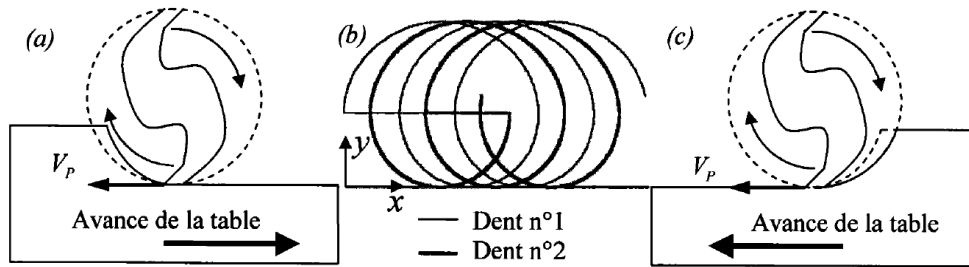


FIGURE 1.47 – Cinématique de la coupe pour une fraise 2 dents. (a) Fraisage en opposition, (b) Trajectoire des dents, (c) Fraisage en avalant [Fontaine, 2004].

Pour le calcul de l'épaisseur du copeau non déformé, l'équation complexe de la trajectoire cycloïdale est rarement utilisée. La description du trajet des arêtes de coupe suit généralement l'hypothèse de Martellotti [Martellotti, 1941] selon laquelle leur trajet serait circulaire. Il s'agit en fait de considérer que la fraise avance d'une distance égale à l'avance par dent f_z et qu'ensuite elle effectue une rotation autour de son axe. La trajectoire de la dent est donc simplifiée en deux mouvements successifs, une translation puis une rotation (figure 1.48). Cette approximation est particulièrement valable lorsque la vitesse périphérique de la rotation est très supérieure à la vitesse d'avance de l'outil, ce qui est très souvent le cas. Les travaux de Segonds et al [Segonds et al., 2006] ont également étudié l'influence de cette approximation. Il a bien été démontré qu'il y a une erreur sur l'épaisseur coupée par rapport au trajet réel mais qu'elle n'était significative que lors de l'entrée et de la sortie de la dent dans la matière, c'est-à-dire lorsque h est très faible, n'ayant donc que très peu d'influence sur la section totale du copeau. L'hypothèse de trajectoires circulaires en fraisage est donc applicable avec peu d'impact sur la précision du modèle. Dans ce cas, il est possible de calculer plus aisément l'épaisseur de copeaux h non déformé comme la distance entre deux arcs de cercles correspondants aux deux positions successives de l'outil (figure 1.48). Dans le cas du fraisage avec avance rectiligne, l'épaisseur de copeau non déformé (h) peut donc être exprimée sous la forme [Fontaine, 2004] :

$$h = R_o + f_z \cdot \sin(\alpha) - R_o \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{f_z}{R_o}\right)^2 \cdot \cos^2(\alpha)} \quad (1.2)$$

ou R_o est le rayon de l'outil f_z l'avance à la dent et α la position angulaire de la dent.

Dans certains cas ($R_0 \gg f_z$), l'épaisseur de copeau est approchée par l'équation :

$$h = f_z \cdot \sin(\alpha) \quad (1.3)$$

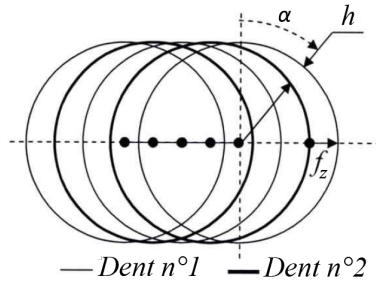


FIGURE 1.48 – Passage des dents et épaisseur de copeau non déformé h [Fontaine, 2004].

1.3.2.2 Définition de la trajectoire et de la géométrie du copeau en perçage orbital

Afin de pouvoir calculer la géométrie du copeau il est important de bien définir la trajectoire de l'outil et de chaque dent. Cette trajectoire en perçage orbital se décompose en trois mouvements (figure 1.37) :

- Une rotation autour de l'axe de l'outil définie par la vitesse de rotation N (ou la vitesse de coupe V_c)
- Une rotation autour de l'axe du trou définie par la vitesse de rotation orbitale N_{orb} (ou la vitesse d'avance tangentielle au centre de l'outil V_{ft})
- Une translation suivant l'axe d'outil définie par la vitesse d'avance axiale V_{fa}

La relation entre N et V_c s'écrit : $N = \frac{V_c}{2\pi \cdot R_t}$; où R_t est le rayon de l'outil.

La relation entre N_{orb} et V_{ft} s'écrit : $N_{orb} = \frac{V_{ft}}{2\pi \cdot R_{off}}$; où R_{off} est $R_{off} = R_h - R_t$, avec R_h le rayon du perçage.

Avec la combinaison de ces trois mouvements, la trajectoire de la dent devient complexe. Les travaux de Brinksmeier et al. [Brinksmeier et al., 2008] ont porté sur la définition de cette trajectoire et de toute la cinématique du perçage orbital. En ce qui concerne le calcul de la géométrie du copeau, la base de ces travaux est de diviser l'enlèvement de matière en deux : l'enlèvement de matière généré par le bout de l'outil et l'enlèvement de matière au niveau du flanc de l'outil. La somme de ces deux enlèvements de matière représente la totalité du perçage, soit un cylindre (figure 1.49).

Dans ces travaux, la géométrie de l'outil n'est pas prise en compte. L'outil est considéré comme parfaitement cylindrique (bout plat, $\kappa_r = 90^\circ$, pas de rayon de bec ni de chanfrein). Dans ce cas, l'enlèvement réalisé par le bout de l'outil devient très simple. La hauteur de coupe et la largeur de coupe sont constantes le long de l'arête, avec une hauteur égale à l'avance à la dent f_{za} et une largeur égale à la longueur de l'arête considérée. Cependant la géométrie du copeau de l'enlèvement de matière généré par la périphérie de l'outil est plus complexe, il est représenté sur la figure 1.50. Le calcul de la largeur b_{1i} (figure 1.50) est identique au cas du fraisage de flanc, soit dans notre cas : $b_{1i} = f_{zt} \cdot \sin(\varphi)$ [Fontaine, 2004]. La valeur de la hauteur h_{1i} (figure 1.50) est plus complexe car elle dépend de tous les passages de dent sur le tour d'orbite précédent. C'est essentiellement sur cette expression que Brinksmeier a travaillé. Par une approche géométrique, il recherche la dernière position qui a usiné au dessus du point considéré

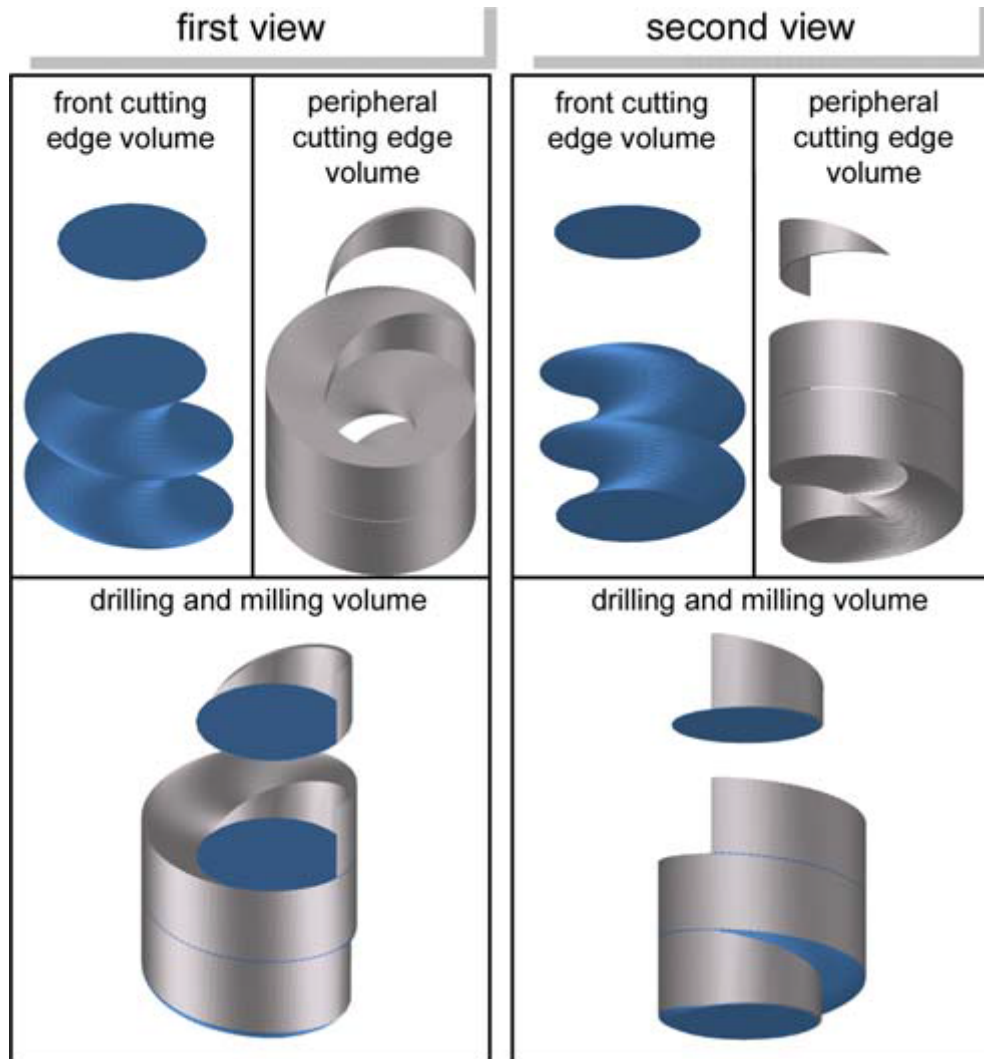


FIGURE 1.49 – Volumes des différents enlèvements de matière en perçage orbital [Brinksmeier et al., 2008]

en périphérie de l'outil et en déduit la hauteur restante à usiner. Il peut donc exprimer cette hauteur h_{1i} en fonction des conditions de coupe et de l'angle φ_i qui positionne le point considéré (figure 1.50) (equation 1.4). Nous pouvons noter que cette expression ne fait intervenir que les paramètres définissant la trajectoire de l'outil. Il serait intéressant de prendre en compte les paramètres liés à la géométrie de l'outil pour modéliser le copeau lorsque la géométrie de l'outil utilisé est plus complexe.

$$h_{1i} = \frac{V_{fa}}{N_{orb}} \left(1 - \frac{1}{\pi} \cdot \arcsin \left(\frac{\sqrt{\left(\frac{2 \cdot R_t}{2} \right)^2 - \left(\frac{(R_t \cdot \sin(\varphi))^2 + (R_{off} + R_t \cdot \cos(\varphi))^2 - \left(\frac{2 \cdot R_t}{2} \right)^2 - \left(\frac{2 \cdot R_h - 2 \cdot R_t}{2} \right)^2}{2 \cdot R_h - 2 \cdot R_t} \right)^2}}{\sqrt{(R_t \cdot \sin(\varphi_i))^2 + (R_{off} + R_t \cdot \cos(\varphi_i))^2}} \right) \right) \quad (1.4)$$

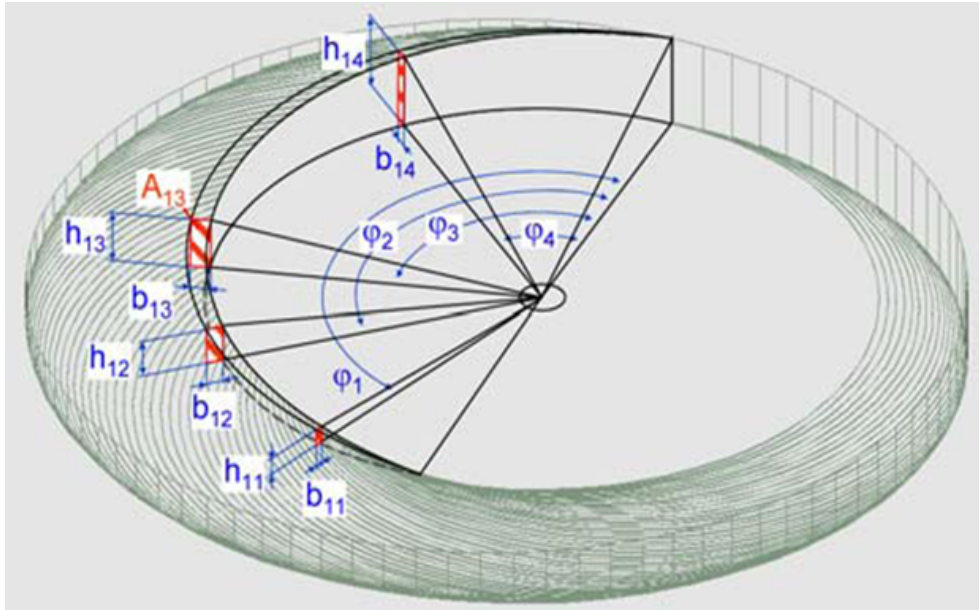


FIGURE 1.50 – Géométrie du copeau périphérique [Brinksmeier et al., 2008]

1.4 MODÉLISATION DES EFFORTS DE COUPE

La modélisation des efforts de coupe en usinage est largement abordée dans la bibliographie. Ce chapitre n'a pas l'ambition de citer tous les travaux qui traitent de ce sujet, mais de donner une vision globale sur les différentes modélisations, afin de choisir l'approche la mieux adaptée à notre objectif.

1.4.1 Les approches de la modélisation des efforts de coupe

La modélisation des efforts de coupe peut être abordée avec différentes approches selon l'échelle à laquelle on se positionne pour modéliser le processus d'enlèvement de matière. Comme le montre la figure 1.51, nous pouvons distinguer trois grands points de vue pour aborder cette modélisation, une vision microscopique, une vision mésoscopique et une vision macroscopique [Cherif, 2003]. Pour chacun de ces points de vue, différentes méthodes de résolution y sont associées, mettant en œuvre des théories et des procédures expérimentales spécifiques. Ces différentes approches n'ont pas la même finalité. Les avantages et inconvénients de chacune sont détaillés ci-dessous.

1.4.1.1 L'échelle microscopique

Cette approche considère les aspects métallurgiques du processus en adoptant l'échelle des agrégats poly-cristallins. L'analyse porte sur la formation du copeau au niveau métallurgique par le biais d'analyses micro-structurales et mécaniques (texture, transformation de phase, écrouissage, adoucissement thermique) des différentes zones du copeau. Sur cette approche, les méthodes de résolution sont obligatoirement numériques et souvent très complexes basés sur des observations métallurgiques et cristallographique. Les résultats de cette modélisation portent davantage sur l'évolution du matériau (densité de

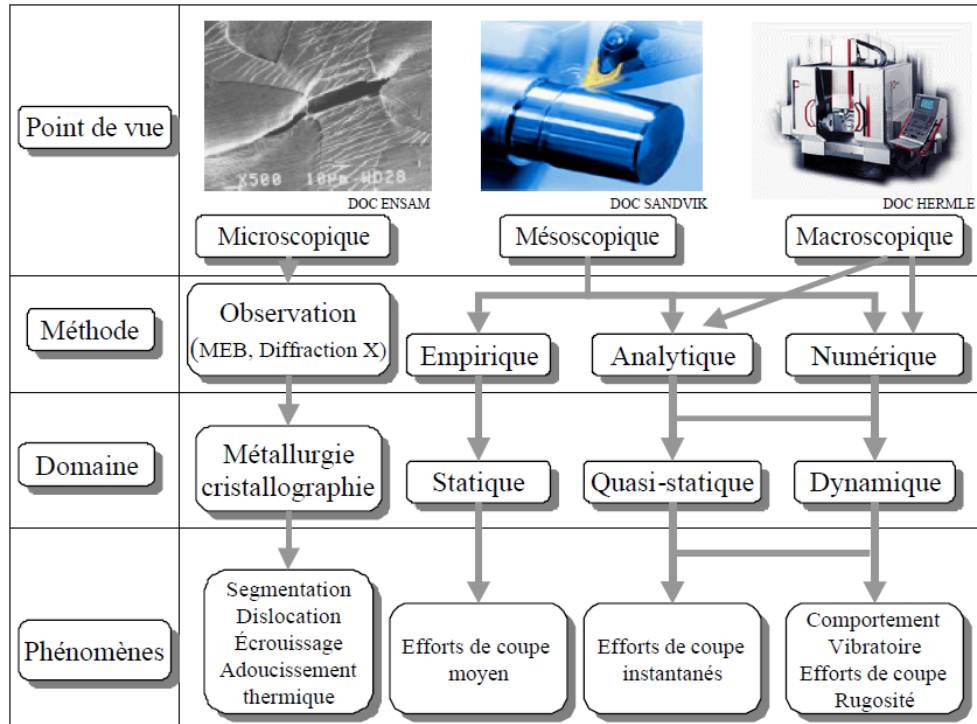


FIGURE 1.51 – Les approches de la modélisation d'efforts de coupe [Cherif, 2003]

dislocation, écrouissage, adoucissement, recristallisation, changement de phase...), que sur des données macroscopiques (efforts de coupe, rugosité,...).

1.4.1.2 L'échelle mésoscopique

Cette approche considère l'interaction entre l'outil et la pièce et plus seulement la formation du copeau. Elle peut prendre en compte des aspects thermiques, thermomécaniques et tribologiques jouant des rôles fondamentaux dans le processus de coupe. En effet, les grandes déformations, les vitesses élevées de déformation et les hautes températures (souvent $>1000^{\circ}\text{C}$) mises en jeu lors de la coupe, modifient les propriétés mécaniques des matériaux usinés (contrainte de cisaillement, coefficient de frottement etc.).

Pour cette échelle de modélisation, il y a deux grandes familles de résolution. La première est basée sur une approche mécanique numérique, utilisant les lois de comportement thermo-visco-plastiques (Johnson-cook, Norton- Hoff...)(figure 1.51, Méthode numérique). Les résultats de cette modélisation sont précis donnant les contraintes et déformations locales ou encore les températures au niveau de la zone de coupe. Cependant les lois de comportement possèdent plusieurs coefficients inconnus difficiles à identifier, rendant cette résolution assez complexe. L'autre famille de résolution est une approche plutôt mécanistique. Cette approche permet de faire le lien entre les grandeurs physiques mesurables (conditions et géométrie de coupe locales) et des indicateurs macroscopiques tels que les efforts de coupe locaux (figure 1.51, Méthode analytique). Cette approche nécessite cependant certaines hypothèses (coupe orthogonale ou oblique). Afin d'appliquer cette approche à des cas plus complexes de coupe, des résolutions semi-empiriques ont été développées en restant basées sur ce raisonnement mécanistique, le

but étant de faire le lien entre les conditions opératoires et les données externes à la coupe (effort de coupe, rugosité, température...). Les données liées à la géométrie locale de coupe sont incluent dans des coefficients de coupe déterminés à partir de résultats expérimentaux.

Les approches les plus répandues sont celles basées sur des constatations empiriques, au premier rang desquelles se situe l'approche mécanistique. Cette approche basée sur l'utilisation de constantes de coupe déduites d'essais expérimentaux présente l'avantage de ne pas avoir à différencier les phénomènes se produisant lors de la coupe et de les prendre en considération de façon globale. Il est ainsi possible de modéliser aisément des procédés à la géométrie de coupe très complexe et pour des matériaux dont le comportement est mal connu. Cependant, la validation et l'identification des coefficients du modèle ne sont valables que pour un seul couple outil/matière, voire pour une seule configuration de coupe.

1.4.1.3 *L'échelle macroscopique*

Cette approche considère de manière globale le système machine/outil/pièce. Elle se prête particulièrement aux modélisations dynamiques du processus de coupe (comportement des machines et aspect vibratoire). Ce point de vue ne prend nullement en compte les approches mécanistique ou mécanique de la coupe, il est basé sur une approche totalement empirique. Il peut cependant s'avérer très utile pour la recherche de conditions de coupe stables que ne peuvent détecter les approches mésoscopiques. Dans le cadre de développement de simulateurs d'usinage, le point de vue macroscopique est bien adapté puisqu'il permet la prise en compte globale du process.

1.4.1.4 *Synthèse :*

Dans le cadre de notre étude, l'objectif est notamment de relier les conditions opératoires au chargement mécanique de l'outil. Le point de vue adopté est donc celui de l'échelle mésoscopique car il permet de remonter aux efforts de coupe locaux et instantanés. Cherif [Cherif, 2003] a montré (figure 1.51) qu'il existe trois grandes méthodes pour résoudre la modélisation des efforts de coupe d'un point de vue mésoscopique : la méthode numérique, la méthode analytique et la méthode empirique plus souvent appelé mécanistique. En considérant qu'une approche analytique est difficile à appliquer pour les géométries d'outils complexes utilisés en perçage orbital, et qu'une approche numérique est limitée et difficile à mettre en œuvre, il semble alors plus approprié de mettre en œuvre pour un couple outil/matière donné une résolution mécanistique. Ce choix est conforté en observant qu'elle est de loin la plus utilisée pour calculer les efforts de coupe en usinage et particulièrement lorsque le procédé étudié est complexe comme le perçage orbital. Ceci provient de sa simplicité de mise en œuvre. Nous allons à présent exposer les différentes méthodes de résolution empiriques présentes dans la bibliographie.

1.4.2 *Les résolutions mécanistiques de modélisation des efforts de coupe*

Les modèles mécanistiques nécessitent la connaissance des paramètres de coupe, ainsi que la géométrie de l'outil et de la pièce. Ces deux derniers sont surtout nécessaires dans le calcul de la section coupée (S_c). C'est cette section qui est la base de la résolution

empirique, car d'après les premiers travaux de Sabberwal et Koenigsberger [Sabberwal and Koenigsberger, 1961], elle est liée à l'effort de coupe F_c par un coefficient K_c appelé « effort spécifique de coupe » :

$$F_c = K_c \cdot S_c$$

Certains auteurs tentent de relier directement les paramètres opératoires que sont l'avance f_z et la profondeur de passe a_p aux efforts de coupe globaux [Wang et al., 2013]. Cependant ces paramètres n'ont parfois aucun sens physique, par exemple lorsque le bec de l'outil usine seul. C'est pourquoi de nombreuses études, basées sur des approches empiriques d'analyse de données macroscopiques, concluent que l'interaction entre f_z et a_p est non négligeable et que le lien entre ces deux variables est géométrique et correspond à l'épaisseur coupée (non déformée) h . Ainsi, une analyse géométrique, comme la méthode de discrétisation d'arête, peut être utile pour déterminer précisément l'épaisseur coupée h en chaque point de la partie active de l'outil. Cependant, si l'approche globale est préférée, l'utilisation de l'épaisseur coupée moyenne, ou de l'épaisseur coupée maximale est elle aussi représentative [Carlsson et al., 2001, Denkena and Köhler, 2010].

1.4.2.1 Méthode de discrétisation d'arête

Les premières observations menées par Sabberwal et Koenigsberger [Sabberwal and Koenigsberger, 1961] sur le rapport entre la section du copeau et les efforts de coupe, leur ont permis de montrer par une méthode de discrétisation que l'effort de coupe est proportionnel à la largeur coupée b en fraisage par le flanc (figure 1.52). Cette observation permet de considérer que les efforts de coupe appliqués sur l'outil sont la somme de contributions locales. L'arête en prise de l'outil est alors généralement discrétisée en segments et l'outil est considéré comme étant une somme d'outils élémentaires aux arêtes de coupe rectilignes. Il faut noter que l'hypothèse d'indépendance des outils élémentaires est implicite, en conséquence, les courbures de l'arête et de la face de coupe sont négligées [Armarego and Cheng, 1972].

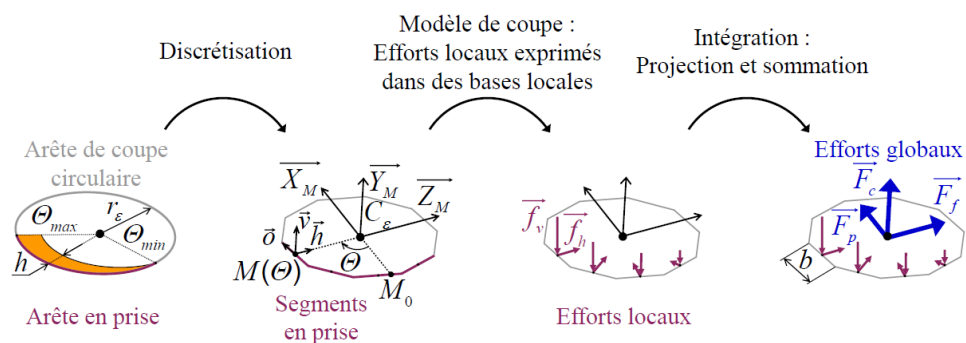


FIGURE 1.52 – Principe de la discrétisation d'arête [Campocasso, 2013]

Originellement, la méthodologie de la discrétisation d'arête était uniquement destinée à modéliser le décalage temporel entre les différents éléments de l'arête en fraisage par le flanc [Sabberwal and Koenigsberger, 1961] et a été reprise de nombreuses fois [Ryu et al., 2003, Altintas and Ber, 2001, DeVor and Kline, 1980] dans ce même but du fait de l'angle d'hélice (figure 1.53). Pour appréhender les géométries 3D classiquement utilisées pour

les outils de fraisage, Devor et Kline [DeVor and Kline, 1980] ont également proposé une méthode de discrétisation permettant l'intégration d'un effort élémentaire le long d'une arête de coupe pour une fraise cylindrique en tenant compte des éventuels défauts (décalage radial d'une des dents de l'outil).

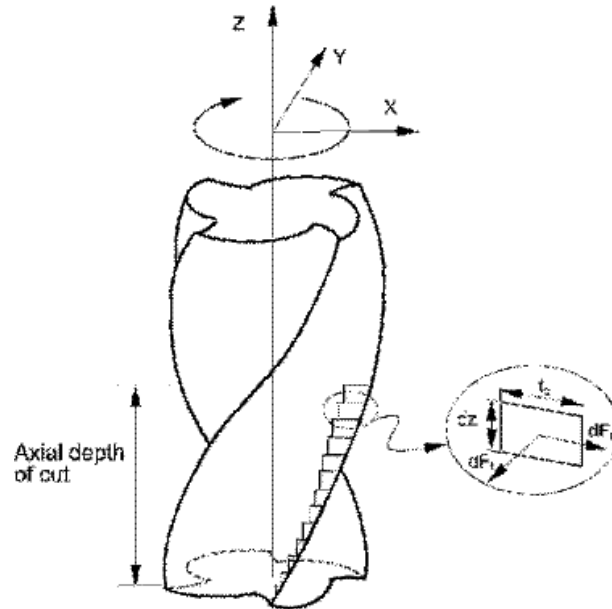


FIGURE 1.53 – Discrétisation le long de l'hélice [Ryu et al., 2003]

Shaw et al. [Shaw, 1951] furent précurseurs dans l'analyse de la variation de la géométrie de coupe le long de l'arête, et sur les possibles effets de cette variation sur les efforts de coupe. C'est plus tard, avec les travaux de Armarego et Cheng [Armarego and Cheng, 1972], que les premières applications de la discrétisation d'arête dans le but de prendre en compte la géométrie locale ont été proposées pour les opérations de perçage.

1.4.2.2 Repères d'expression des efforts de coupe locaux

Un modèle de coupe local permet de calculer des efforts locaux, mais il est important de définir une base dans laquelle ces efforts de coupe sont calculés. C'est la définition de cette base qui permet de calculer ensuite les efforts globaux sur l'outil.

En fraisage, trois efforts sont classiquement définis dans la base RTA (Radial-Tangential-Axial) [Altintas and Ber, 2001]. Lorsque des fraises hémisphériques sont étudiées, cette base est normale à la sphère enveloppe de l'outil [Lazoglu, 2003] et l'appellation "Radial-Tangential-Axial" de la base n'est plus appropriée ; c'est également le cas chaque fois que κ_r n'est pas égal à 90° , notamment pour les opérations de tournage. Lapujoulade et Bissey [Lapujoulade and Khellouki, 2003, Bissey, 2005] ont proposé une base vectorielle notée $(\vec{o}, \vec{v}, \vec{h})$, dont les vecteurs sont définis comme suit : \vec{v} est parallèle à la vitesse de coupe \vec{V}_c , \vec{h} est dirigée selon l'intersection entre le plan de référence \mathbf{Pr} et le plan normal à l'arête \mathbf{Pn} et \vec{o} complète la base directe (figure 1.45). Cette base peut être qualifiée de semi-globale, car son orientation est définie à la fois par l'outil (prise en compte de l'angle de direction d'arête κ_r) et par la machine (mouvement de coupe).

Les trois composantes de l'effort local $\vec{f}_v, \vec{f}_h, \vec{f}_o$ (figure 1.54(a)) sont alors appliquées dans la base $(\vec{o}, \vec{v}, \vec{h})$. S'il n'y a pas d'inclinaison d'arête, la composante \vec{f}_o est nulle.

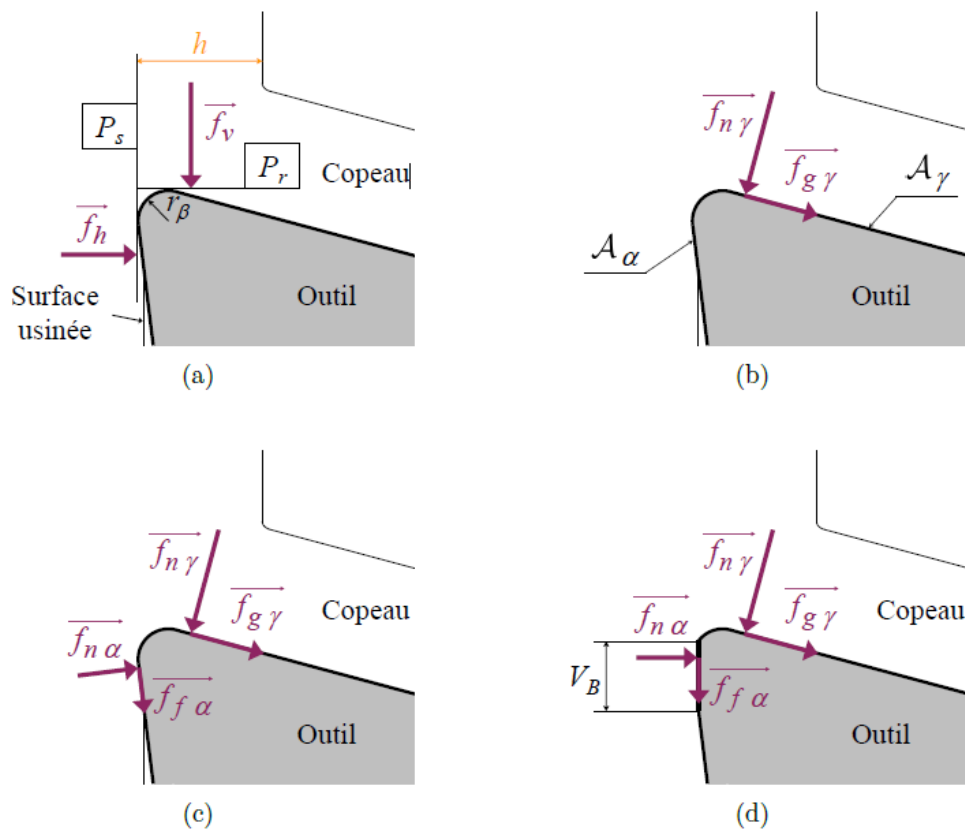


FIGURE 1.54 – Orientations possibles des efforts locaux par rapport à : (a) la base semi-globale; (b) la face de coupe; (c) aux faces de coupe et de dépeuille; (d) la zone d'usure en dépeuille (ou l'arrondi d'arête). [Campocasso, 2013]

Afin d'augmenter la signification physique des efforts locaux, il est possible de les appliquer sur la face de coupe A_γ , comme cela est le cas à la figure 1.54 (b) [Kaymakci et al., 2012]. Dans ce cas, l'effort $\vec{f}_{n\gamma}$ est normal à la face de coupe et l'effort tangentiel $\vec{f}_{g\gamma}$ représente le frottement. Pour prendre en compte le contact en dépeuille (figure 1.54 (c)), les efforts locaux peuvent être appliqués sur les faces de coupe et de dépeuille ($\vec{f}_{n\alpha}$, $\vec{f}_{f\alpha}$) [Yucesan and Altintas, 1996, Campocasso et al., 2011]. Certains auteurs remplacent la face en dépeuille A_α par la surface générée par l'usure en dépeuille, ce qui a pour effet de ramener les efforts $\vec{f}_{n\alpha}$, $\vec{f}_{f\alpha}$ dans la base ($\vec{\sigma}$, \vec{v} , \vec{h}), comme le montre la figure 1.54 (d).

1.4.2.3 Variables des modèles de coupe mécanistiques.

Une fois que le repère pour exprimer les efforts locaux est choisi, il est nécessaire d'exprimer et surtout de calculer ces efforts dans ce repère en fonction des paramètres de coupe locaux. En fonction de la complexité du modèle choisi, il est possible de considérer plusieurs paramètres. Les paramètres retenus sont choisis en fonction de leur influence sur le niveau d'effort de coupe.

- Les principaux paramètres pouvant influencer sur le niveau des efforts de coupe sont :
- les conditions de coupe locales V_c et S_c résultant des paramètres opératoires globaux N , f et a_p ;

- les conditions opératoires : lubrification, direction d'usinage
- les caractéristiques de l'outil :
 - la géométrie locale : angles de coupe γ , de dépouille α et d'inclinaison λ_s ;
 - la préparation d'arête : arête vive, rayonnée (r_β), chanfreinée ;
 - la géométrie globale : rayon de bec r_ϵ , angle de direction d'arête κ_r ;
 - le matériau et le revêtement ;
 - l'usure de l'outil
- le matériau usiné.

Tous ces paramètres n'apparaissent pas forcément de manière explicite dans les modélisations mécanistiques, car nombre d'entre eux restent constants pour un couple outil/matière donné et sont intégrés dans les constantes déterminées expérimentalement. C'est le cas du matériau usiné ou encore de certaines caractéristiques d'outils. Les caractéristiques outils n'apparaissent que rarement dans le calcul des efforts de coupe, cependant elles sont primordiales dans l'orientation des efforts par la définition de chaque repère local. Ce sont donc les conditions de coupe qui sont le plus souvent les variables des modèles de coupe locaux. L'influence de ces différents facteurs, ainsi que leur intégration dans les modèles, sont détaillées ci-après.

A. Vitesse coupe V_c :

L'effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe est, en général, non significatif [Wang et al., 2013], en particulier si la vitesse est importante. Cependant, dans la plupart des travaux, les vitesses de coupe utilisées sont comprises dans le domaine de vitesses de coupe défini par la méthodologie normalisée du Couple Outil-Matière (COM). C'est pourquoi les études concernant la modélisation des efforts de coupe se placent souvent dans ce domaine de vitesses [Bissey, 2005, Germain, 2011]. Dans le cas de matériaux à usinabilité difficile, il arrive souvent que la vitesse de coupe soit hors du domaine donné par le COM afin d'augmenter la durée de vie de l'outil. Et il peut apparaître un effet de la vitesse de coupe sur les efforts, il est alors d'autant plus grand que celle-ci est faible. D'un point de vue physique, l'augmentation de V_c peut engendrer une hausse du niveau d'effort en raison du comportement visqueux du matériau ou, à l'inverse, une diminution due à l'effet de l'adoucissement thermique.

B. Largeur coupée b

La largeur de coupe intervient dans la très grande majorité des cas de manière linéaire lors du calcul des efforts globaux (étape d'intégration, lorsqu'il s'agit d'un modèle discrétisé). Cependant, certains auteurs ont observé un effet d'échelle pour les plus faibles largeurs de coupe et introduisent b sous la forme d'une relation non linéaire [Denkena and Köhler, 2010].

C. Épaisseur coupée h

L'épaisseur coupée h est le paramètre le plus utilisé dans le calcul des efforts de coupe. Des résultats pour la coupe orthogonale montrent que les efforts de coupe croissent de manière linéaire avec h (lorsque h est grand par rapport au rayon d'arête r_β) [Wyen and Wegener, 2010] (figure 1.55). Cependant pour les plus faibles épaisseurs coupées, les efforts varient de manière non linéaire en fonction de h [Altintas and Ber, 2001, Altintas and Kilic, 2013, Kaymakci et al., 2012].

L'une des plus populaires relations de coupe exprime les efforts de coupe en fonction de h par une relation affine (tableau 1.3) [Sabberwal and Koenigsberger, 1961].

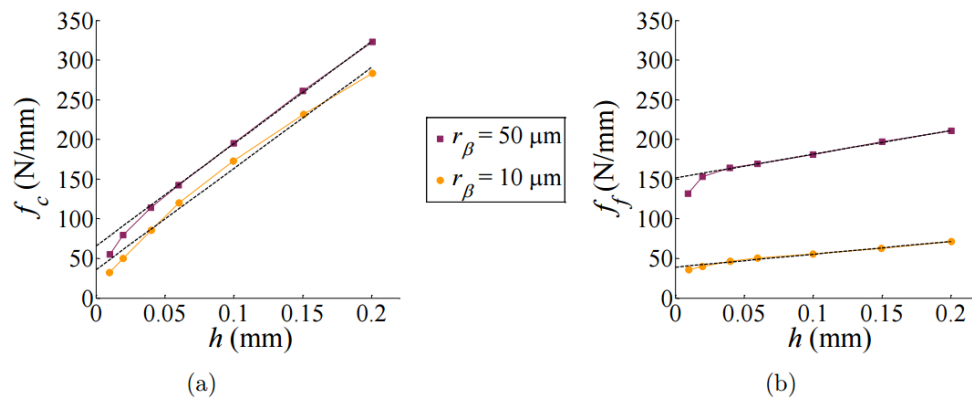


FIGURE 1.55 – Évolution des efforts de coupe (f_c effort de coupe normal à la face de coupe) (a) et des efforts d’avances (f_f effort de coupe mesuré dans la direction d’avance) (b) en fonction de h et r_β lors de la coupe orthogonale du Ti6Al4V [Wyen and Wegener, 2010]

Les coefficients K_s représentent la contribution liée à la formation du copeau par cisaillement, tandis que les coefficients K_e correspondraient à l’effet de l’arête [Armarego and Whitfield, 1985]. Cet effet d’arête est d’ailleurs lié à l’acuité de l’arête selon Armarego et Whitfield, il correspond à l’effort généré par la coupe au niveau du raccordement entre la face de dépouille et la face de coupe. A cet endroit, l’angle de coupe n’est pas conservé, la coupe est donc dégradée et génère un effort non dépendant de la géométrie du copeau, seulement de la valeur d’acuité d’arête. La linéarité de cette relation de coupe offre l’avantage de faciliter l’intégration des équations de mouvement dans les études traitant de la dynamique de la coupe. Ainsi, la majorité des études menées au Manufacturing Automation Laboratory de l’University of British Columbia utilisent ce type de modèle [Kaymakci et al., 2012, Altintas and Kilibic, 2013]. Cependant, pour les plus faibles épaisseurs coupées, les efforts varient de manière non linéaire en fonction de h (figure 1.55). Ce phénomène est principalement lié à un effet d’échelle géométrique et est d’autant plus important lorsque le rayon d’arête r_β est grand. Dans une moindre mesure et plus fréquemment en micro usinage, un effet d’échelle lié au matériau peut également expliquer cette variation. Plusieurs formes de relations de coupe ont été proposées dans la littérature pour modéliser cette non-linéarité. La relation la plus utilisée, proposée par Kienzle et Victor [Kienzle and Victor, 1957], et connue sous le nom de Kienzle-Victor, est une fonction de type puissance (tableau 1.3). Elle peut être écrite sous d’autres formes [Denkena and Köhler, 2010]. Des relations de coupe inspirées des lois de Weibull (fonction exponentielle) peuvent également être utilisées [Ko and Cho, 2005, Campocasso et al., 2011].

1.5 CONTEXTE DE L’ÉTUDE ET VERROUS SCIENTIFIQUES

Les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit font partis du projet de recherche OPOSAP (Optimisation du Perçage Orbital multi-matériaux par Surveillance Active du Process). Ce projet de recherche, financé par la région Midi-Pyrénées, regroupe plusieurs groupes industriels : ISP System ; SPIE Sud-Ouest ; Sud-Ouest Systèmes ; Ma-

Type	Expression	Références
Linéaire	$K_c \cdot h$	[Sabberwal and Koenigsberger, 1961]
Affine	$K_s \cdot h + K_e$	[Armarego and Whitfield, 1985, Altintas and Ber, 2001]
Puissance	$K_c \cdot h^m$	[Kienzle and Victor, 1957][Denkena and Köhler, 2010]
Exponentiel	$K_s \cdot h \cdot \left(1 + e^{-\left(\frac{h}{h_0}\right)^m}\right)$	[Campocasso et al., 2011, Ko and Cho, 2005]
Exponentiel	$K_s \cdot h \cdot \left(1 + K_e \cdot e^{-\frac{h}{h_0}}\right)$	[Ko and Cho, 2005]

TABLE 1.3 – Expression analytique des principaux modèles locaux

pal ; AIRBUS Operations, ainsi que deux laboratoires de recherche, le LGP de l'ENI de Tarbes et l'Institut Clément Ader de Toulouse. Le but du programme est de développer la technologie de perçage orbital dans des empilages hybrides CFRP/Ti6Al4V dans un but d'industrialisation sur une application de perçage du mat réacteur de l'A350 sur le site de Saint Eloi. Le développement de cette technologie passe par la caractérisation du process et son optimisation, le développement d'un outil coupant et également par l'instrumentation du process en vue de pouvoir surveiller et contrôler en temps réel la qualité du perçage. Le choix du process pour cette application a été imposé par la société AIRBUS car il présentait des caractéristiques intéressantes et innovantes pour cette application. Tout d'abord ce choix paraît judicieux dans le but du « one way assembly », où l'objectif est d'éliminer l'opération de dégroupage de l'assemblage pour ébavurer et nettoyer les alésages réalisés. En effet, comme dit précédemment dans le paragraphe 1.2.2, le perçage orbital diminue considérablement les efforts de coupe et ainsi le risque de délaminage du composites et également le risque de formation de bavures dans les métaux. Il paraît également judicieux dans le perçage d'empilages CFRP/Ti6Al4V car il y a une meilleure évacuation du copeau par rapport au perçage axial donc moins de risque de détériorer la surface du composite. Enfin, un avantage majeur du perçage orbital par rapport au perçage axial est la maîtrise possible des épaisseurs de copeaux axiale et latérale, permettant un contrôle du chargement outil et donc de la qualité de perçage. Pour cela il est donc primordial d'avoir une bonne connaissance et compréhension du process. Cela passe par une caractérisation de la coupe (influence des paramètres opératoires sur la qualité du trou), dans le but de pouvoir élaborer des stratégies d'optimisation de l'opération de perçage. La caractérisation de ce process a été en partie réalisée dans les travaux de Denkena [Denkena et al., 2008] avec une étude des influences des avances, mais ses résultats sont purement expérimentaux. Peu d'explications ont été apportées avec l'appui d'une modélisation pour comprendre les phénomènes qui engendrent ces résultats. Seuls Brinksmeier et al. [Brinksmeier et al., 2008] ont travaillé sur une modélisation, mais elle est restée cinématique et surtout elle ne prend pas en compte la géométrie de l'outil. Or les fabricants d'outil proposent aujourd'hui des outils aux géométries très complexes pour ce procédé.

Pour apporter des connaissances supplémentaires en perçage orbital, ces travaux de thèse proposent de mettre en place une modélisation de la coupe prenant en compte la géométrie de l'outil. Cela s'avère primordial au vu des géométries d'outils très complexes utilisées aujourd'hui en perçage orbital. Les résultats obtenus avec cette modélisation sont ensuite confrontés aux observations expérimentales et servent ainsi à mieux identifier et comprendre les phénomènes présents lors du perçage orbital. La modé-

lisation est également utilisée pour analyser l'influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe, qui peuvent être considérés comme des indicateurs de la qualité d'alésage. Enfin, elle permet d'envisager une optimisation du process et plus particulièrement des conditions de coupe et de la géométrie de l'outil en fonction de la qualité d'usinage. Les résultats obtenus permettent également d'envisager la mise en place d'une surveillance du process.

Deuxième partie

MODÉLISATION DE L'OPÉRATION DE PERÇAGE ORBITAL

MODÉLISATION DE L'OPÉRATION DE PERÇAGE ORBITAL

Le chapitre qui suit est axé sur la modélisation de l'opération de perçage orbital. L'intérêt est d'avoir un modèle permettant de prédire les efforts de coupe durant le perçage, en fonction des paramètres liés à la trajectoire de l'outil, et également à la géométrie de l'outil. Pour cela une première modélisation est réalisée permettant de calculer la géométrie du copeau quelque soit la géométrie de l'outil (outil plat, étagé avec une géométrie complexe), et la trajectoire de l'outil (avalant ou opposition, en descendant ou en remontant...). Ensuite à partir du résultat de cette première modélisation, un modèle d'effort de coupe est mis en place permettant de prédire les efforts instantanés sur l'outil. Cette modélisation permettra par la suite d'identifier l'influence des paramètres de pilotage et de la géométrie de l'outil sur le chargement de l'outil et de faire le lien avec la qualité du perçage.

2.1 MODÉLISATION GÉOMÉTRIQUE DU COPEAU

Du fait de la combinaison de la trajectoire hélicoïdale et de la géométrie d'outil souvent complexe, il est difficile d'évaluer la géométrie du copeau pour chaque dent. Pourtant la connaissance de cette géométrie est très importante pour estimer le chargement de l'outil au cours du perçage. Une modélisation de cette géométrie est donc développée dans ce chapitre. Le raisonnement mené se déroule de la manière suivante : pour chaque position d'outil considérée sur la trajectoire orbitale, nous évaluons la surface usinée précédemment sur un tour d'orbite, puis nous déterminons l'intersection entre la matière restante et l'outil afin d'en déduire la géométrie du copeau. Nous allons nous intéresser en premier lieu à la modélisation du copeau lorsque l'outil est en pleine matière, c'est à dire lorsque l'enlèvement de matière a débuté depuis plus d'un tour d'orbite. Pour pouvoir réaliser cette modélisation, il est important de définir les entrées du modèle et les repères de travail. Ainsi, les paragraphes suivants vont s'attacher à définir la géométrie de l'outil, les paramètres de coupe, ainsi que les repères utilisés dans cette modélisation. A partir de ces entrées, le modèle est développé. Il est décomposé en deux parties. La première est le calcul de la surface usinée précédemment, c'est à dire la surface laissée par le passage de l'outil sur le tour d'orbite précédent. La deuxième étape est le calcul de la géométrie du copeau pour chaque position des dents de l'outil dans une position considérée.

2.1.1 Définitions géométriques du perçage orbital

2.1.1.1 Définition de la géométrie de l'outil

Les outils considérés dans cette étude sont des outils de type fraise monobloc en carbure de tungstène, présentant des nombres de dents et des géométries de bout d'outil variables. La géométrie de ces outils utilisés peut être définie en utilisant les paramètres suivants (figure 2.1) :

- Nombre de dents : Z
- Nombre de dents avec coupe au centre : Z_{cc}
- Rayon d'outil : R_t
- Rayon de bec : R_b
- Rayon non coupant des dents sans coupe au centre : R_{cc}
- Angle de pointe : κ_r (cet angle peut varier le long de l'arête)
- Angle de taillage de la zone non coupante au centre : δ
- Angle d'hélice mesuré par rapport à l'axe de l'outil : λ

Z	Z_{cc}	R_t	R_b	R_{cc}	κ_r	δ	λ
3	1	4.5mm	1mm	2.2mm	93°	135°	35°

TABLE 2.1 – Données géométriques de l'outil utilisé pour la modélisation

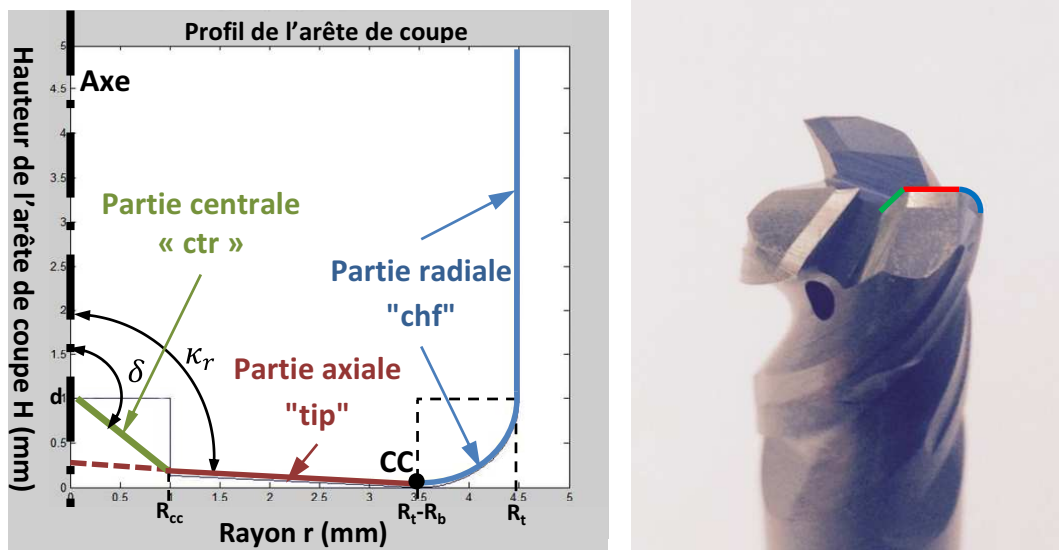


FIGURE 2.1 – Géométrie de l'outil et profil géométrique des arêtes de coupe

Pour définir la géométrie de l'arête de coupe, celle-ci est décomposée en deux ou trois parties suivant si la dent est avec ou sans coupe au centre. Une dent avec coupe au centre présente deux parties : une partie radiale notée « chf », qui comprend le bec de l'arête et l'arête secondaire en périphérie ; une partie axiale notée « tip », qui comprend la partie de l'arête en bout d'outil comprise entre le centre et le bec. Pour une dent sans coupe au centre, on distingue de la partie axiale une partie centrale qui sera notée « ctr » (figure 2.1), qui comprend la partie de l'arête non taillée. Pour définir analytiquement cette arête de coupe, une fonction $H(r)$ est proposée. Elle représente l'altitude suivant

l'axe de l'outil de chaque point de l'arête en fonction du rayon r par rapport au point CC (définis comme étant le point le plus bas suivant la direction de l'axe de l'outil figure 2.1). Cette fonction est composée de plusieurs expressions correspondant aux différentes parties de l'arête de coupe. Pour le cas de l'outil présenté sur le figure 2.1 et dont les données géométriques sont présentes sur le tableau 2.1, la fonction $H(r)$ est :

- Dans la partie centrale, lorsque r est compris entre 0 et R_{cc} :

$$H(r) = ((R_t - R_b) - R_{cc}) \cdot \tan(\kappa_r - \frac{\pi}{2}) + (R_{cc} - r) \cdot \tan(\delta - \frac{\pi}{2}) \quad (2.1)$$

Lorsque la dent considérée est une dent avec coupe au centre l'angle δ est égal à κ_r (ligne en pointillés rouge sur la figure 2.1), sinon δ est supérieur à κ_r .

- Dans la partie axiale, lorsque r est compris entre R_{cc} et $(R_t - R_b)$:

$$H(r) = ((R_t - R_b) - r) \cdot \tan(\kappa_r - \frac{\pi}{2}) \quad (2.2)$$

- Dans la partie radiale lorsque r est compris entre $(R_t - R_b)$ et R_t :

$$H(r) = R_b - \sqrt{R_b^2 - (r - (R_t - R_b))^2} \quad (2.3)$$

Cette fonction doit être définie pour chaque arête de coupe de l'outil. Dans notre cas, la fonction H est généralisée pour n'importe quelle dent de l'outil. Elle a été définie ainsi pour un outil avec une géométrie spécifique qui sera utilisée dans la suite de l'étude ; mais elle peut être définie de la même façon pour des outils avec des géométries plus ou moins complexes en décomposant l'arête de coupe en une succession d'éléments simples.

2.1.1.2 Définition géométrique de la trajectoire de la dent dans la matière

Comme nous l'avons vu dans le chapitre 1, le mouvement de l'outil en perçage orbital se décompose en trois mouvements définis par les trois vitesses : Vitesse de rotation outil « N », Vitesse de rotation orbitale « N_{orb} » et vitesse d'avance axiale « V_{fa} » (figure 2.2). A partir de ces paramètres, nous définissons les notions suivantes, nécessaires au modèle développé :

- Le pas de l'hélice P défini par la relation

$$P = \frac{V_{fa}}{N_{orb}} \quad (2.4)$$

- L'avance à la dent radiale f_{zr} :

$$f_{zr} = \frac{V_{ft}}{N \cdot Z} = \frac{N_{orb} \cdot 2 \cdot \pi \cdot R_{off}}{N \cdot Z} \quad (2.5)$$

- L'avance à la dent axiale f_{za} :

$$f_{za} = \frac{V_{fa}}{N \cdot Z} \quad (2.6)$$

2.1.1.3 Définition des repères utilisés

Les deux paragraphes précédents ont permis de définir la géométrie de la dent et la trajectoire suivie par celle-ci. Afin de pouvoir modéliser l'opération de perçage orbital, il est nécessaire de pouvoir situer la dent dans sa trajectoire orbitale relativement à la pièce. Pour cela, il est nécessaire de mettre en place différents repères (figure 2.3). Nous commençons par définir deux points caractéristiques pour le perçage orbital :

- CL_i : point définissant le centre de l'outil pour une position « i » donnée. Il se situe sur l'axe de l'outil à la même altitude que CC

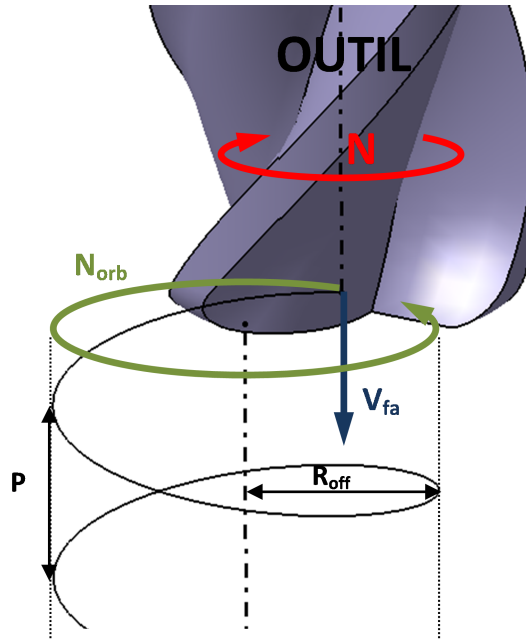


FIGURE 2.2 – Trajectoire hélicoïdale en perçage orbital

— HL_i : point définissant le centre du trou à percer.

Ces deux points sont à la même hauteur et la distance entre eux correspond donc au rayon d'interpolation de la trajectoire appelé R_{off} . Pour chaque position « i » d'outil, un HL_i est donc défini à la même altitude que le centre de l'outil CL_i .

Exprimons ensuite les différents repères nécessaires à la définition géométrique du perçage orbital (figure 2.3) :

— Le repère R_m est le repère machine avec comme origine le centre du trou HL . Soit : $R_m = (HL_i; X, Y, Z)$ X , Y et Z forment un repère orthonormé direct lié à la pièce. L'axe Z est défini comme étant l'axe de l'alésage, dirigé vers la broche de la machine.

— Le repère orbite R_{oi} permet de définir la position de l'outil « i » par rapport à la pièce. Il situe l'outil sur la trajectoire hélicoïdale. Soit : $R_{oi} = (HL_i; X_{oi}, Y_{oi}, Z_{oi})$ La position de ce repère orthonormé direct par rapport au repère fixe R_m est donnée par l'angle $\theta_i = (X, X_{oi})$. On peut donc exprimer les relations permettant de passer du repère R_{oi} au repère R_m :

$$\begin{cases} X_{oi} = \cos(\theta_i).X + \sin(\theta_i).Y \\ Y_{oi} = -\sin(\theta_i).X + \cos(\theta_i).Y \end{cases} \quad (2.7)$$

— Le repère outil R_t positionne la dent dans la rotation de l'outil. Soit : $R_t = (CL_i; X_{ci}, Y_{ci}, Z)$

L'angle $\varphi_i = (X_{oi}, X_{ci})$ positionne ce repère par rapport à R_{oi} :

$$\begin{cases} X_{ci} = \cos(\varphi_i).X_{oi} + \sin(\varphi_i).Y_{oi} \\ Y_{ci} = -\sin(\varphi_i).X_{oi} + \cos(\varphi_i).Y_{oi} \end{cases} \quad (2.8)$$

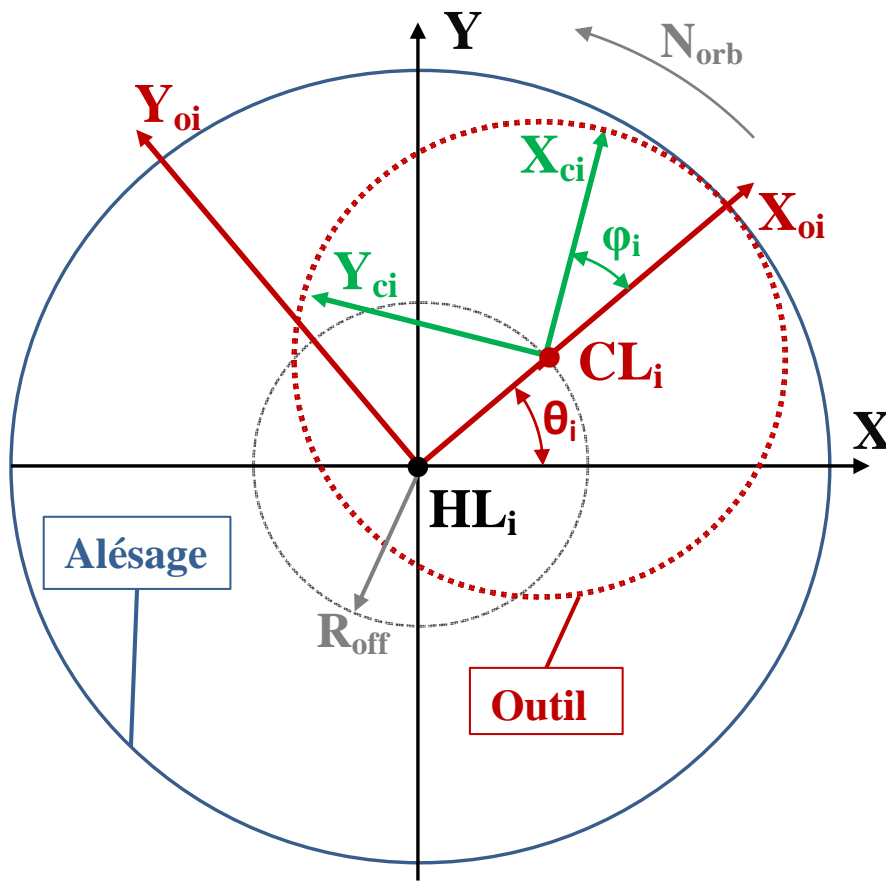


FIGURE 2.3 – Définition des repères utilisés en perçage orbital

Ainsi à l'aide de ces trois repères, la position de chaque point de l'arête de coupe peut être définie dans le repère machine R_m , pour chaque position de la dent dans le tour d'outil et pour chaque position de l'outil dans le tour d'orbite.

2.1.2 Calcul de la section de copeau

Nous allons nous intéresser à la modélisation du copeau lorsque l'outil est en pleine matière, c'est à dire lorsque l'enlèvement de matière a débuté depuis plus d'un tour d'orbite. La section de copeau peut être évaluée géométriquement en calculant la position de l'outil relativement à la surface usinée précédemment sur un tour d'orbite. La première étape est donc de modéliser la surface usinée lors du tour d'orbite qui précède la position d'outil considérée « i »

2.1.2.1 Modélisation de la surface usinée

Pour la modélisation de la surface usinée précédemment, l'hypothèse de Martellotti [Martellotti, 1941] est émise. Ainsi la trajectoire de l'outil est décrite en considérant que la fraise avance d'une distance égale à l'avance par dent f_z et qu'ensuite elle effectue une rotation autour de son axe, c'est à dire que nous négligeons l'effet de la cycloïde. Cette hypothèse ne peut être utilisée que lorsque la vitesse de coupe est largement supérieure aux vitesses d'avances. C'est le cas dans notre étude où la vitesse de coupe

se situe entre 50 et 90 m/min avec des vitesses d'avances axiales entre 5 et 20 mm/min et des vitesses d'avances radiales au centre outil entre 50 et 300 mm/min. La trajectoire est donc décomposée en une succession de positions d'outil décalées des avances à la dent. Le volume enveloppe de l'ensemble des positions occupées par l'outil sur un tour d'orbite complet est calculé. La surface usinée est définie à partir de l'intersection entre ce volume et la pièce.

Cette modélisation est divisée en deux étapes :

- Calcul de la surface générée par la rotation de l'outil : le but est de définir la surface enveloppe générée par la rotation de l'outil pour une position donnée. Pour cela un ensemble de points \mathbf{A}_i représentant la surface de révolution de l'outil en position « i » est défini. Les coordonnées de ces points sont données dans le repère \mathbf{R}_{oi} en fonction du rayon ($r_{Ai} \in [0, R_t]$) et de l'angle φ_i ($\varphi_i \in [0, 2\pi]$) (figure 2.4). La position des points \mathbf{A}_i suivant l'axe Z est donnée par la fonction H_{min} définie à partir des fonctions définissant les arêtes de coupe $H(r)$. Pour chaque valeur du rayon, la fonction H_{min} prend la valeur minimale des fonctions $H(r)$ définies sur chaque dent. En effet, pour un même outil, les dents peuvent avoir des profils différents et donc présenter des fonctions $H(r)$ différentes. Les coordonnées du vecteur $\mathbf{CL}_i\mathbf{A}_i$ dans \mathbf{R}_{ci} sont ainsi définies par :

$$\mathbf{CL}_i\mathbf{A}_i = \left\{ \begin{array}{l} X_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) = r_{Ai} \\ Y_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) = 0 \\ Z_{Ai}(r_{Ai}) = H_{min}(r_{Ai}) \end{array} \right\}_{\mathbf{R}_{ci}} \quad (2.9)$$

Puis dans \mathbf{R}_{oi} :

$$\mathbf{CL}_i\mathbf{A}_i = \left\{ \begin{array}{l} X_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) = r_{Ai} \cdot \cos(\varphi_i) \\ Y_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) = r_{Ai} \cdot \sin(\varphi_i) \\ Z_{Ai}(r_{Ai}) = H_{min}(r_{Ai}) \end{array} \right\}_{\mathbf{R}_{oi}} \quad (2.10)$$

En faisant varier r_{Ai} sur l'intervalle $[0, R_t]$ et φ_i sur l'intervalle $[0, 2\pi]$, la surface enveloppe de l'outil en rotation à la position « i » est générée.

- Calcul de la surface laissée par l'usinage sur le tour d'orbite précédant une position « i » : toutes les positions d'outil qui précèdent la position « i » sur le tour d'orbite sont définies et identifiées par leurs centres notés \mathbf{CL}_k et l'angle θ_{ki} permettant de les positionner sur la trajectoire relativement à la position « i » (figure 2.4). Pour calculer la surface laissée sur le tour d'orbite précédent, on cherche pour chaque point \mathbf{A}_i de la position « i », l'ensemble des points \mathbf{A}_k des différentes positions « k » précédentes qui se situent « au-dessus » de \mathbf{A}_i (c'est à dire qui représente des coordonnées sur les axes X et Y de \mathbf{R}_m identiques à celles du point \mathbf{A}_i considéré). On connaît ainsi pour chaque point \mathbf{A}_i , l'ensemble des points \mathbf{A}_k qui ont usiné « au-dessus » de \mathbf{A}_i . La surface usinée précédemment est alors construite à partir des points \mathbf{A}_k présentant les altitudes minimales. L'altitude des points \mathbf{A}_k par rapport à leur centre \mathbf{CL}_k est d'abord calculée en utilisant la fonction $H(r)$ (figure 2.4). Pour calculer cette altitude, le rayon r_{ak} doit être déterminé à partir de la position du point \mathbf{A}_i considéré et de la position « k ». Pour cela on doit calculer au préalable le rayon r_{ki} et l'angle α . D'après le théorème d'Al-Kashi dans le triangle $(\mathbf{HL}_i, \mathbf{CL}_i, \mathbf{A}_i)$ (figure 2.4) :

$$r_{ki}(r_{Ai}, \varphi_i) = \sqrt{r_{Ai}^2 + R_{off}^2 - 2 \cdot R_{off} \cdot r_{Ai} \cdot \cos(\pi - \varphi_i)} \quad (2.11)$$

et

$$\alpha(r_{Ai}, \varphi_i) = \cos^{-1} \left(\frac{r_{ki}^2 + R_{off}^2 - r_{Ai}^2}{2 \cdot r_{ki} \cdot R_{off}} \right) \quad (2.12)$$

On en déduit r_{Ak} en fonction de r_{Ai} , φ_i et θ_{ki} dans le triangle (HL_k, CL_k, A_k) (figure 2.4) :

$$r_{Ak}(r_{Ai}, \varphi_i, \theta_{ki}) = \sqrt{r_{ki}(r_{Ai}, \varphi_i)^2 + R_{off}^2 - 2 \cdot R_{off} \cdot r_{ki}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \cos(\theta_{ki} - \alpha(r_{Ai}, \varphi_i))} \quad (2.13)$$

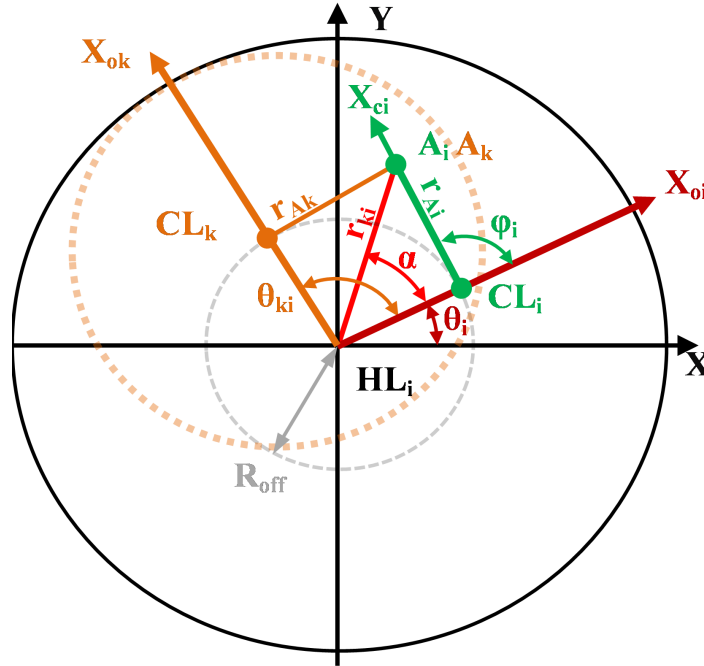


FIGURE 2.4 – Définition des points A_i et A_k

Le point A_k étant maintenant défini grâce au rayon r_{Ak} , il est possible de calculer $H_{\min}(r_{Ak})$ hauteur situant A_k par rapport à CL_k à l'aide de la fonction $H(r)$ définie précédemment (equation 2.1,2.2,2.3). Le point A_k est alors complètement positionné dans R_{ok} soit :

$$HL_k A_k = \left\{ \begin{array}{l} X_{Ak} = X_{Ai} \\ Y_{Ak} = Y_{Ai} \\ Z_{Ak}(r_{Ai}) = H_{\min}(r_{Ak}) \end{array} \right\}_{R_{ok}} \quad (2.14)$$

Comme vu précédemment, le point A_k et le point A_i ont les mêmes coordonnées suivant X_{oi} et Y_{oi} , les coordonnées sont différentes suivant Z_{oi} . Afin de déterminer la différence d'altitude entre les points A_i et A_k , il faut déterminer la position axiale relative de l'outil en position « k » par rapport à l'outil en position « i ». Soit la différence d'altitude entre les deux positions de l'outil CL_i et CL_k , qui est notée H_{ki} (figure 2.5). Sachant que l'outil décrit une trajectoire hélicoïdale caractérisée par son pas P (figure 2.2), la hauteur H_{ki} est définie en fonction de l'angle θ_{ki} (position angulaire relative entre les positions « i » et « k ») défini sur la figure 2.4. Dans le cas de l'usinage en

avalant (sens de rotation anti-horaire) l'outil devra effectuer un angle de $(2\pi - \theta_{ki})$ sur la rotation orbitale pour passer de la position « k » à « i ». L'expression de H_{ki} est :

$$H_{ki}(\theta_{ki}) = P \cdot \frac{2\pi - \theta_{ki}}{2\pi} \quad (2.15)$$

Dans le cas de l'usinage en opposition, l'expression de H_{ki} est :

$$H_{ki}(\theta_{ki}) = P \cdot \frac{\theta_{ki}}{2\pi} \quad (2.16)$$

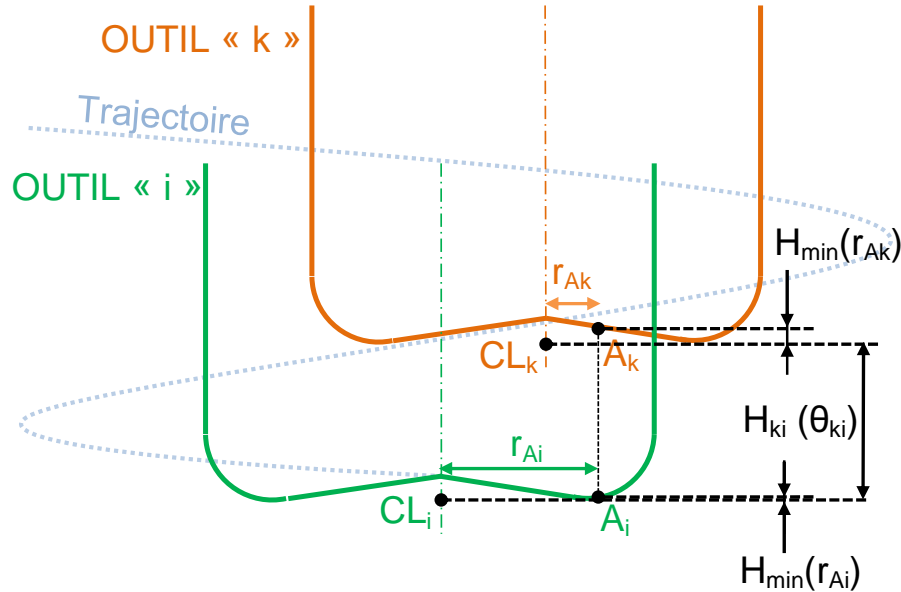


FIGURE 2.5 – Calcul de la position de l'outil « k » par rapport à la position de l'outil « i »

Grâce aux expressions précédentes, on peut maintenant définir les coordonnées du vecteur $CL_i A_k$ pour chaque point A_k d'une position « k » dans le repère R_{oi} :

$$CL_i A_k = \left\{ \begin{array}{c} X_{A_i}(r_{A_i}, \varphi_i) \\ Y_{A_i}(r_{A_i}, \varphi_i) \\ H_{\min}(r_{A_k}(r_{A_i}, \varphi_i, \theta_{ki})) + H_{ki}(\theta_{ki}) \end{array} \right\}_{R_{oi}}$$

Comme expliqué précédemment, parmi l'ensemble des points A_k obtenus sur un tour d'orbite à partir du point A_i , seul le point A_k d'altitude minimale est retenu. Ce point est noté S_i . En considérant l'ensemble des points S_i correspondant aux points A_i de la position « i », on obtient une représentation de la surface usinée (figure 2.6) sur le tour d'orbite précédant la position « i ». Les points S_i sont définis par :

$$CL_i S_i = \left\{ \begin{array}{c} X_{A_i}(r_{A_i}, \varphi_i) \\ Y_{A_i}(r_{A_i}, \varphi_i) \\ \min_{0 \leq \theta_{ki} \leq 2\pi} (H_{\min}(r_{A_k}(r_{A_i}, \varphi_i, \theta_{ki})) + H_{ki}(\theta_{ki})) \end{array} \right\}_{R_{oi}}$$

La surface usinée précédemment à la position d'outil considérée « i » étant définie, il est maintenant possible de modéliser la géométrie du copeau sur un tour d'outil en position « i ».

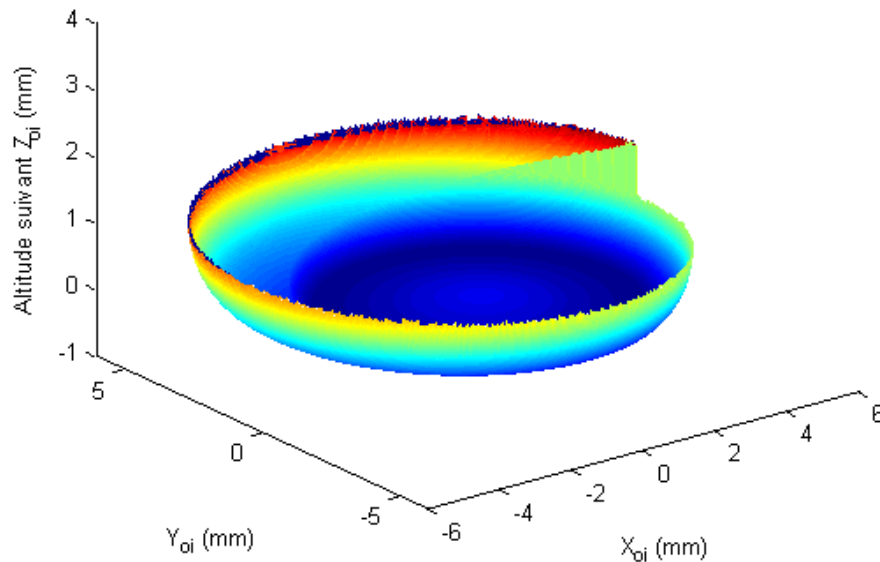


FIGURE 2.6 – Surface S_i , usinée précédemment par l'outil définis sur la figure 2.1 (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm/dt}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm/dt}$))

2.1.2.2 Modélisation géométrique du copeau

A ce stade, il est possible de simuler la surface usinée définie par l'ensemble des points S_i et la surface enveloppe de l'outil définie à la position « i » par l'ensemble des points A_i . A partir de ces deux surfaces, il est possible de calculer la géométrie de la matière enlevé par l'outil à la position « i » en effectuant une opération booléenne par calcul de l'intersection entre la surface usinée et la surface de révolution de l'outil (figure 2.7). La géométrie de la matière enlevée obtenue est calculée pour chaque dent sur un tour d'outil complet.

Pour connaître la section du copeau sur une dent à un instant donné, il est nécessaire de calculer l'intersection de la surface représentant la face de coupe avec la géométrie de matière enlevée. Ainsi cette section de copeau instantanée peut être calculée et tracée (figure 2.8). En faisant varier l'angle φ_i entre 0 et 2π , il est possible de connaître la section du copeau à chaque instant sur un tour d'outil. Pour connaître la géométrie du copeau pour une dent ayant un profil d'arête différent, il suffit de modifier la surface de révolution de l'outil, en considérant la fonction $H(r)$ définissant le profil d'arête souhaité.

Lors de la création de ce modèle, les outils utilisés ne présentaient pas de différences significatives entre chaque dent, c'est pourquoi dans le calcul de la trace laissée la fonction H_{min} a été utilisée minimisant toutes les fonctions $H(r)$. Au vu des différences géométriques des dents sur les outils utilisés par la suite, la modélisation a évolué : pour chaque position « k », la fonction H_{min} a été remplacée par la fonction $H(r)$ représentant le profil associé à la dent usinant à cette position. Pour choisir cette fonction $H(r)$, il suf-

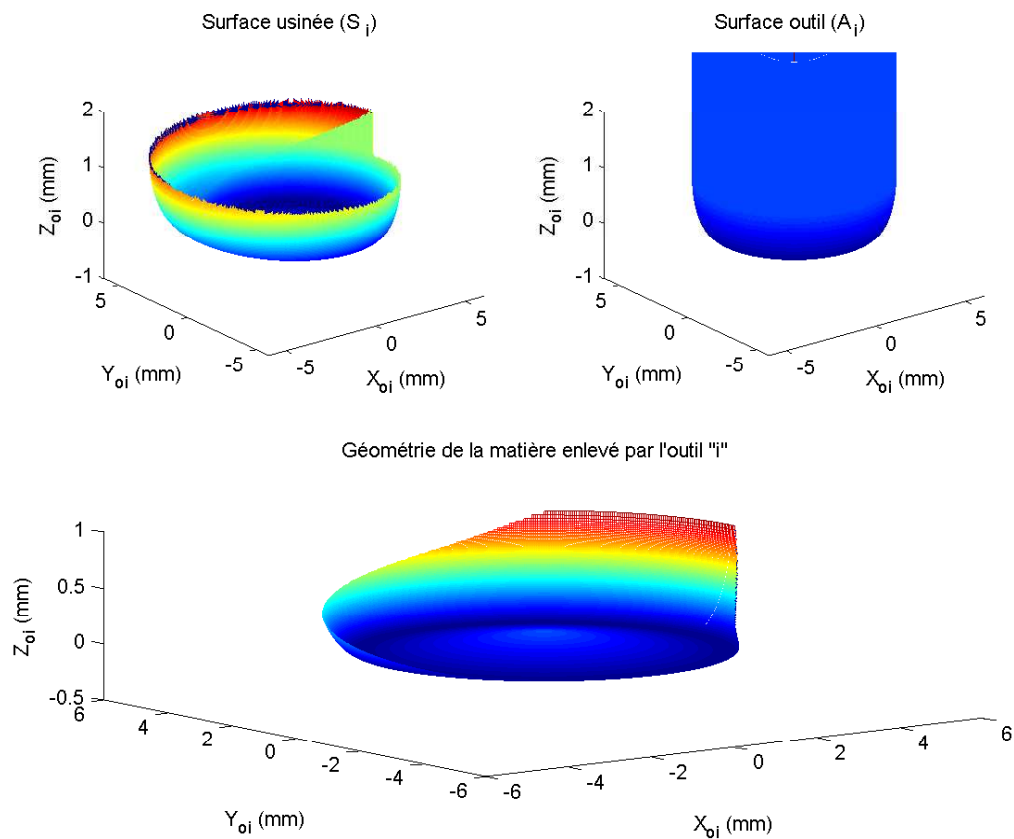


FIGURE 2.7 – Résultat de la modélisation du copeau (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm}$))

fit de partir de la dent choisie pour la position « i » et de remonter chronologiquement en prenant en compte la succession de chaque dent.

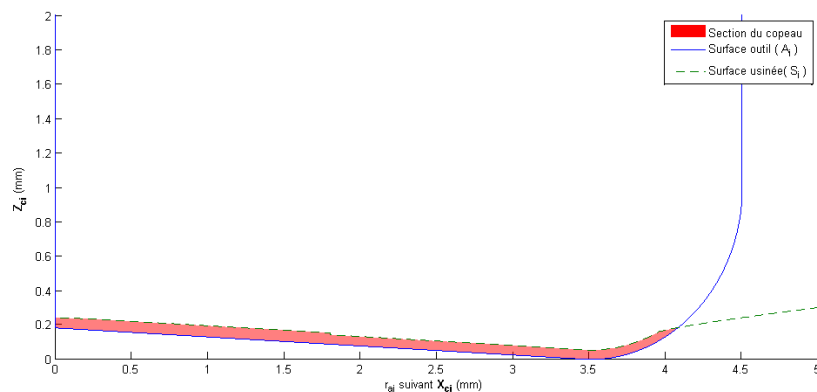


FIGURE 2.8 – Visualisation de la section du copeau en 2D pour un profil de dent avec coupe au centre

A partir de cette modélisation, il est intéressant d'analyser la géométrie globale du copeau et surtout son évolution sur un tour d'outil, afin de pouvoir prédire le chargement

de l'outil. Pour cela, la section de copeau pour chaque position de la dent dans le tour d'outil est calculée c'est à dire que pour un φ_i donné, il faut calculer l'aire entre les deux courbes représentés respectivement par les points A_i et les points S_i . Ces sections ainsi calculées peuvent être tracées en fonction de la rotation de l'outil. Il a été choisi de ne pas représenter cette section en fonction de φ_i mais plutôt en fonction de ψ_i qui est son angle complémentaire pour réaliser un tour complet (soit $\psi_i = 2\pi - \varphi_i$), ceci dans le soucis d'être plus représentatif de ce qui se passe réellement en fraisage, vu que l'outil tourne dans le sens trigonométrique. Lorsque ψ_i est égal à 0 ou 360°, la dent se situe sur la surface du trou. En traçant l'évolution de la section de copeau pour une dent sur un tour complet d'outil (figure 2.9), on observe qu'elle est fortement variable. On peut donc en déduire que le chargement ne sera pas constant au cours de l'usinage. La figure 2.9 met également en évidence les importantes différences entre la dent avec coupe au centre et les dents sans la coupe au centre. Cette importante différence provient du fait que dans la zone de la coupe au centre, l'épaisseur du copeau de la dent avec coupe au centre est environ Z fois plus importante que sur le reste de la dent (Z étant le nombre de dents de l'outil).

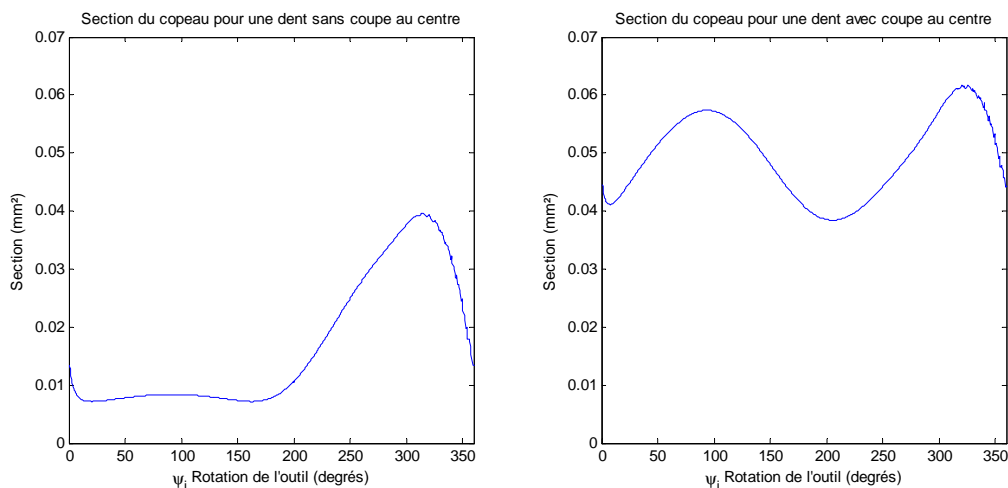


FIGURE 2.9 – Variation de la section de copeau pour l'outil présenté (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$; $N_{orb} = 20\text{tr/min}$)

On peut également remarquer que quelque soit la dent prise en compte, il existe un pic aux alentours de 310° (figure 2.9). Cette augmentation de la section de copeau provient de la coupe radiale qui est maximale aux alentours de 310°. Pour illustrer cela, la section du copeau pour une dent avec coupe au centre est décomposée en deux par rapport à la zone axiale et radiale. La figure 2.10 montre les différences entre ces deux parties. La forte augmentation de la section aux alentours de 310° est bien présente sur le graphique de la partie radiale. Sur ce même graphique la section est quasi-nulle sur le premier demi-tour, montrant que la coupe peut être considérée comme discontinue dans ces conditions. Au niveau de la partie axiale, la section est fortement variable mais la coupe reste continue.

Un autre point intéressant sur la géométrie du copeau est l'évolution de l'épaisseur du copeau non déformé le long de l'arête de coupe. Cette évolution est tracée sur la figure 2.11 pour plusieurs orientations ψ_i de la dent. La hauteur tracée sur cette figure est la hauteur du copeau non déformé mesurée suivant la direction normale au profil

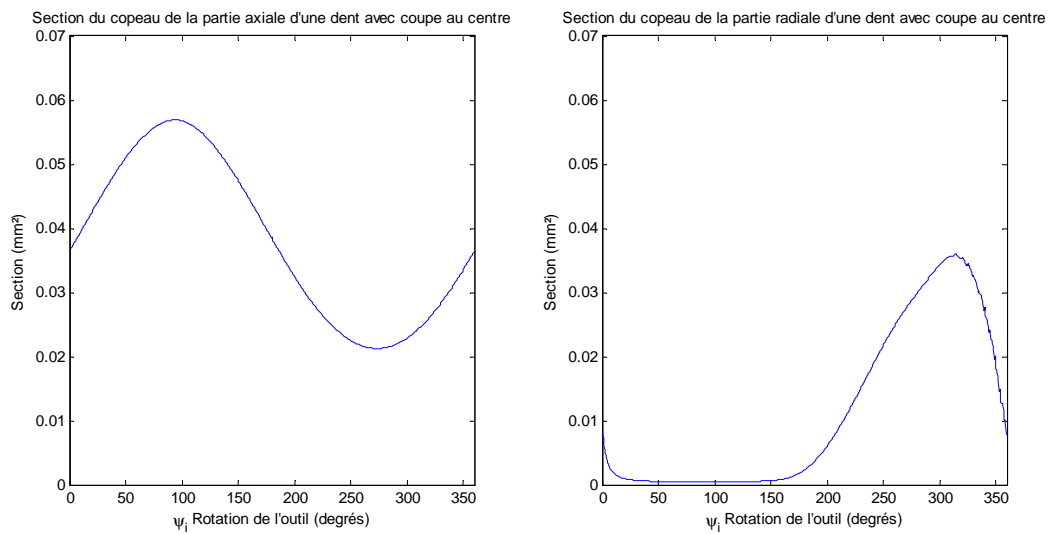


FIGURE 2.10 – Variation de la section de copeau pour l'outil présenté (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$; $N_{orb} = 20\text{tr/min}$)

de l'arête. Le premier point intéressant est sa valeur minimale très faible pour les conditions de coupe préconisées par le fabricant d'outil. On peut également noter une forte variation de cette épaisseur le long de l'arête et une forte variation pour les différentes orientations ψ_i de la dent. Ceci corrobore la forte évolution de la section du copeau observée sur la figure 2.9.

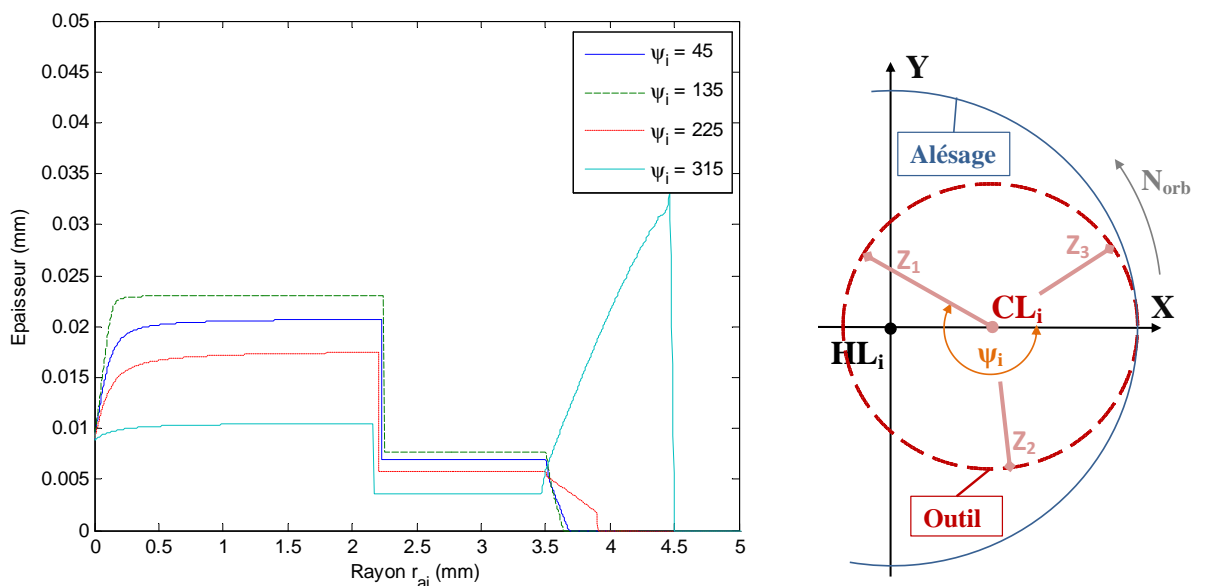


FIGURE 2.11 – Évolution de l'épaisseur de copeau le long de l'arête de coupe (dent avec coupe au centre; Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm/dt}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm/dt}$))

A ce stade, il est également intéressant de s'intéresser à l'influence des paramètres d'avances sur la géométrie du copeau et plus particulièrement sur la section du copeau.

Pour cela le copeau est modélisé pour différentes avances. Ainsi quatre vitesse d'avance axiale et quatre vitesses de rotation sont choisies : $V_{fa} = 5; 10; 15; 20$ mm/min et $N_{orb} = 10; 15; 20; 25$ tr/min. La figure 2.12 montre l'évolution de la section totale du copeau pour ces différentes avances pour un angle $\psi_i = 310^\circ$ (angle où la section de copeau est maximale) et pour la dent avec coupe au centre.

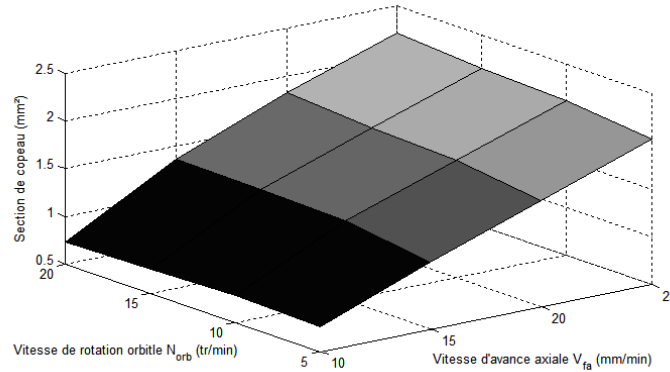


FIGURE 2.12 – Influence des paramètres d'avances sur la section de copeau pour un $\psi_i = 310^\circ$

On remarque sur la figure 2.12, que l'influence de l'avance orbitale, sur la section de copeau, est négligeable. Par contre l'avance axiale a une influence importante sur cette section. Le temps d'usinage est régit par l'avance axiale et la profondeur de perçage, on comprend donc que c'est elle qui modifie le débit copeau est donc logiquement la section de copeau. L'avance orbitale n'a donc que très peu d'influence sur la section de copeau. Mais elle a une influence sur la géométrie du copeau. Sur la figure 2.13, l'évolution de l'épaisseur du copeau le long de l'arête est tracée pour différentes avances et pour un angle $\psi_i = 300^\circ$. On remarque que la vitesse d'avance orbitale n'as pas d'influence sur la géométrie du copeau au niveau de la partie axiale de l'outil, mais elle modifie la géométrie au niveau de la partie radiale. L'avance axiale modifie la totalité de la géométrie du copeau, c'est pourquoi elle a une forte influence sur la section de copeau.

2.1.2.3 Modélisation de cas particuliers

La modélisation géométrique présentée a également été réalisée pour étudier les entrées et les sorties de matière. C'est au niveau du calcul de la surface usinée qu'il y a une légère différence avec le calcul présenté. Pour l'étude de l'entrée, une valeur H_{ent} est définie, représentant la profondeur de pénétration de l'outil étudié. Cela se traduit par une valeur maximale sur la surface usinée, c'est à dire que tous les points S_i de la surface usinée ayant une altitude supérieure à H_{ent} sont remplacés par un point de même coordonnée X_{oi} et Y_{oi} mais à une altitude égale à H_{ent} . Ainsi tous les points d'altitude H_{ent} représentent la surface d'entrée du matériau. Les points S_i sont alors définis par :

$$CL_i S_i = \left\{ \begin{array}{l} X_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) \\ Y_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) \\ \min \left(H_{ent}; \min_{0 \leq \theta_{ki} \leq 2\pi} (H_{\min}(r_{Ak}(r_{Ai}, \varphi_i, \theta_{ki})) + H_{ki}(\theta_{ki})) \right) \end{array} \right\}_{R_{oi}}$$

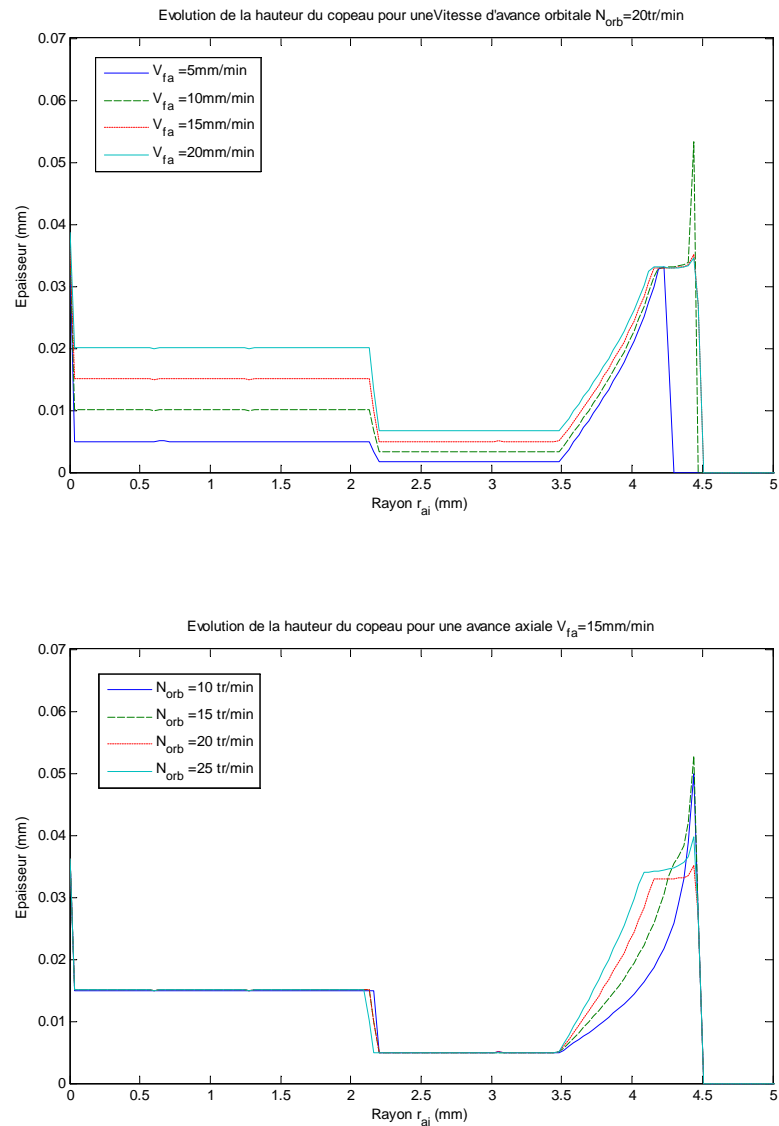


FIGURE 2.13 – Influence des paramètres d'avances sur la géométrie du copeau (pour une dent avec coupe au centre et pour $\psi_i = 310^\circ$)

Le raisonnement pour la modélisation de la sortie est identique à celui pour l'entrée, une valeur limite H_{sOr} est définie. Cette valeur représente la distance entre le bout de l'outil et la surface de sortie du matériau. Cependant cette fois ci cette valeur est la valeur minimale de la surface usinée, ainsi tous les points ayant une altitude inférieure à cette valeur sont modifiés pour y affecter H_{sOr} comme altitude, ainsi tous les points d'altitude H_{sOr} représentent la surface de sortie du matériau. Les points S_i sont alors définis par :

$$CL_i S_i = \left\{ \begin{array}{l} X_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) \\ Y_{Ai}(r_{Ai}, \varphi_i) \\ \max \left(H_{sOr}; \min_{0 \leq \theta_{ki} \leq 2\pi} (H_{min}(r_{Ak}(r_{Ai}, \varphi_i, \theta_{ki})) + H_{ki}(\theta_{ki})) \right) \end{array} \right\}_{R_{oi}}$$

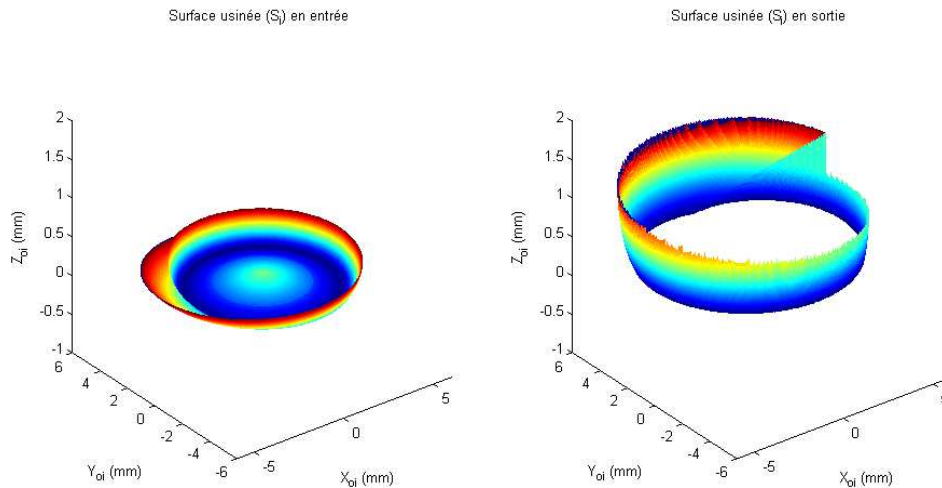


FIGURE 2.14 – Surfaces S_i , usinées par l’outil défini sur la figure 2.1 (Conditions de coupe : $V_c = 30\text{m/min}$; $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm}$); $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm}$)) : cas de l’entrée ($H_{ent} = 0.4\text{mm}$) et cas de la sortie ($H_{sor} = 0.5\text{mm}$)

Grâce à cette spécificité de la modélisation, il est envisageable de modéliser des empilages et ainsi de modéliser un changement de matériau. Pour cela il suffit de réaliser deux modélisations en parallèle ou l’entrée de l’une est la sortie de l’autre. Dans le cas d’un assemblage avec jeu inter-tôle, l’introduction est possible.

Dans cette modélisation, le cas du perçage orbital avec un pré-perçage a également été envisagé. Comme pour les cas de l’entrée et de la sortie matière, on part de la modélisation de la surface usinée. Sur cette surface tous les points qui appartiennent à la zone du pré-perçage sont affectés d’une altitude nulle. Ainsi lors du calcul de la géométrie du copeau, les points étant en dessous du profil de l’outil, le calcul de l’intersection de la surface usinée et de la surface de révolution de l’outil intégrera le pré-perçage.

2.1.2.4 Synthèse :

Cette modélisation permet de montrer que la prise en compte de la géométrie de l’outil est nécessaire et indispensable à la compréhension de l’opération d’enlèvement de matière effectuée en perçage orbital. La première estimation présentée dans les travaux de Brinksmeier [Brinksmeier et al., 2008] ne permettait pas de montrer la complexité de la géométrie du copeau. Le premier apport de ce travail réside donc dans l’aspect générique de cette modélisation : elle permet la simulation de la géométrie du copeau et des épaisseurs et sections coupées pour toute géométrie d’outil coupant. A partir de cette modélisation, il est possible d’avoir une estimation de la section de copeau et donc du chargement de l’outil sur chacune des dents. On peut observer que ce chargement ne sera pas constant sur le tour d’outil, avec une forte augmentation dans le deuxième demi tour, c’est à dire lorsque la dent usine devant par rapport à la direction d’avance. L’autre conclusion de cette modélisation, est que vu les variations importantes de l’épaisseur de copeau non déformé le long du profil de l’arête, il sera indispensable de la prendre en compte dans la modélisation des efforts.

2.2 MODÉLISATION DES EFFORTS DE COUPE

A partir de la modélisation géométrique du copeau mise en place, il est possible de modéliser les efforts de coupe en perçage orbital à l'aide d'un modèle mécanistique. En effet, comme nous l'avons vu au premier chapitre, un modèle mécanistique permet de calculer l'effort en fonction de la géométrie du copeau considéré. L'équation générale permet de calculer l'effort F directement à partir de coefficients « K » et « q » à définir et des dimensions caractéristiques du copeau « h » (épaisseur) et « b » (largeur) [Denkena and Köhler, 2010] :

$$F = K \cdot h^{1-q} \cdot b \quad (2.17)$$

Cette formulation a pour avantage de prendre en compte l'influence de l'épaisseur de copeau non déformée « h ». L'état de l'art effectué au chapitre précédent a mis en évidence son influence sur les efforts de coupe. La fonction puissance (à travers le coefficient q) permet de prendre en compte l'influence des faibles épaisseurs de copeau. Nous avons vu aussi que le copeau obtenu en perçage orbital est caractérisé par une forte variation de l'épaisseur du copeau non déformé le long de l'arête de coupe. Afin d'intégrer cette variation dans le calcul des efforts de coupe, la coupe est discrétisée le long de l'arête et le modèle est appliqué sur chaque élément. Le paragraphe 2.2.1 présente la méthode employée pour cela. Dans le modèle d'effort mécanistique choisi, les coefficients « K » et « q » sont des constantes qui doivent être déterminées expérimentalement. Il est donc nécessaire de mettre en place une série d'essais de calibration avec mesures des efforts de coupe pour chaque couple Outil/Matière. Les essais et l'identification sont détaillés dans le paragraphe 2.2.2. Le dernier paragraphe de ce chapitre permet de montrer la validité de ce modèle. L'effort résultant sur l'outil est simulé et comparé à des mesures relevées expérimentalement.

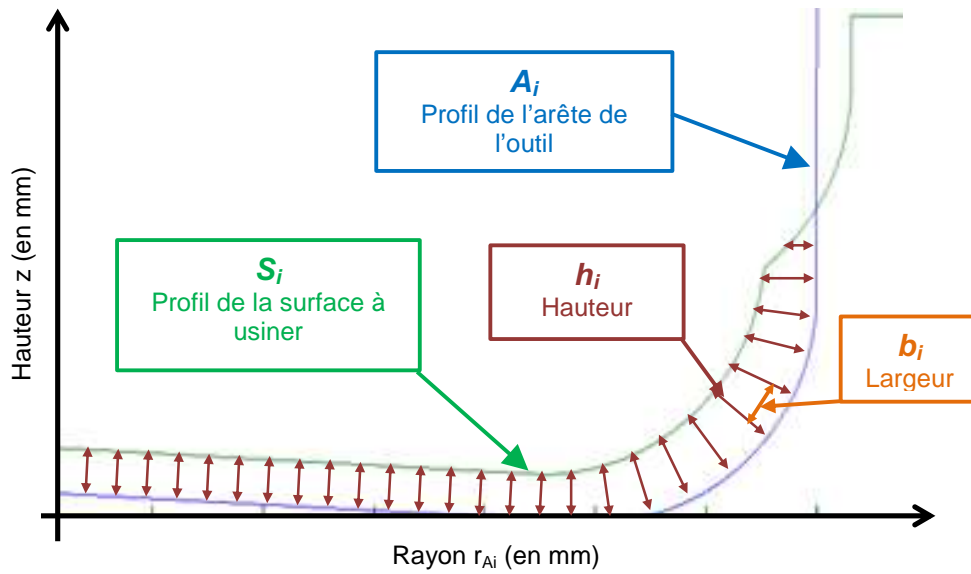
2.2.1 Mise en place du modèle d'effort

2.2.1.1 Discrétisation de l'arête

Afin de pouvoir prendre en compte la forte variation de l'épaisseur de copeau le long de l'arête de coupe dans le modèle d'effort, il est nécessaire de réaliser une discrétisation le long de l'arête de coupe afin de découper la section de copeau en éléments simples et ainsi appliquer le modèle sur chaque élément. Cette discrétisation est paramétrée par la distance entre les points A_i suivant la direction X_{ci} . Cette distance est prise la plus petite possible afin que chaque section élémentaire extraite puisse être assimilée à un trapèze. On obtient donc une succession de trapèzes représentant la géométrie de copeau. Chaque trapèze « i » est défini par la largeur b_i et la hauteur h_i (figure 2.15).

2.2.1.2 Mise en place du modèle d'effort sur la discrétisation

A partir de cette discrétisation, le modèle d'effort peut être appliqué sur chaque élément. Trois efforts sont calculés (figure 2.16). Le premier est l'effort de coupe appelé dF_c , normal au plan de coupe (X_{ci}, Z_{ci}). Le deuxième est l'effort normal dF_n situé dans le plan de coupe et normal localement à l'arête de coupe. Le dernier est l'effort tangentiel dF_t situé dans le plan de coupe et tangent localement à l'arête. Il est possible d'exprimer les trois efforts sous la forme :

FIGURE 2.15 – Discretisation de la section de copeau pour un angle φ_i donné

$$dF_c = K_c \cdot h_i^{1-q_c} \cdot b_i \quad (2.18)$$

$$dF_n = K_n \cdot h_i^{1-q_n} \cdot b_i \quad (2.19)$$

$$dF_t = K_t \cdot h_i^{1-q_t} \cdot b_i \quad (2.20)$$

Six constantes seront donc à identifier : K_c ; K_n ; K_t ; q_c ; q_n ; q_t . A partir de ces efforts élémentaires, les efforts globaux appliqués sur la dent seront calculés par sommation le long de l'arête de coupe. Ensuite, les efforts globaux sur l'outil seront obtenus en sommant les efforts appliqués sur chaque dent.

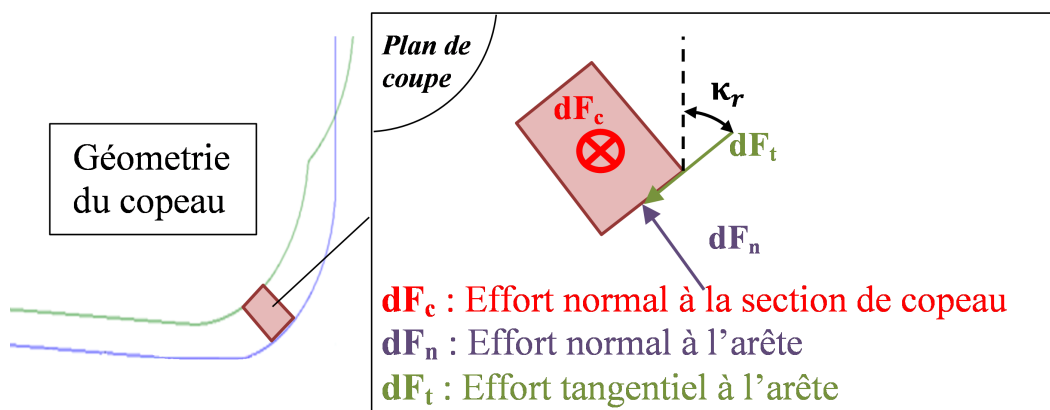


FIGURE 2.16 – Définition des efforts de coupe sur un élément extrait d'arête.

2.2.1.3 Calcul des efforts modélisés dans le repère R_{oi}

A. Calcul des efforts modélisés de la partie axiale.

Le modèle d'effort choisi permet de calculer les efforts élémentaires pour chaque élément discret de la section de copeau. A partir de ces efforts élémentaires, les efforts globaux appliqués à la dent sont calculés par sommation. Du fait de la géométrie linéaire de l'arête de coupe dans la partie axiale, la direction des efforts élémentaires $dF_{c_tip_z}$ et $dF_{n_tip_z}$ reste constante sur l'ensemble des éléments discrétisés. Ainsi pour la dent « j » en position « i » les efforts sont :

$$\begin{cases} F_{c_tip_j}(\varphi_i) = \sum_{r_{Ai}=0}^{Rt-Rb} dF_{c_tip_j}(r_{ai}, \varphi_i) = K_{c_tip} \sum_{r_{Ai}=0}^{Rt-Rb} h_i(r_{Ai}, \varphi_i)^{1-q_{c_tip}} \cdot b_i \\ F_{n_tip_j}(\varphi_i) = \sum_{r_{Ai}=0}^{Rt-Rb} dF_{n_tip_j}(r_{ai}, \varphi_i) = K_{n_tip} \sum_{r_{Ai}=0}^{Rt-Rb} h_i(r_{Ai}, \varphi_i)^{1-q_{n_tip}} \cdot b_i \end{cases}$$

La simplicité de la géométrie de l'arête de coupe dans la partie axiale permet d'identifier facilement les valeurs $h(r_{ai}, \varphi_i)$ et b caractéristiques de chaque élément discrétisé (figure 2.15). Les efforts de coupe appliqués sur la dent peuvent alors être calculés à partir de ces valeurs et des coefficients du modèle déterminés précédemment. A partir du nombre de dent (Z) et de l'écartement angulaire entre elles ($\frac{2\pi}{Z}$), ces efforts peuvent être exprimés dans le repère R_{oi} .

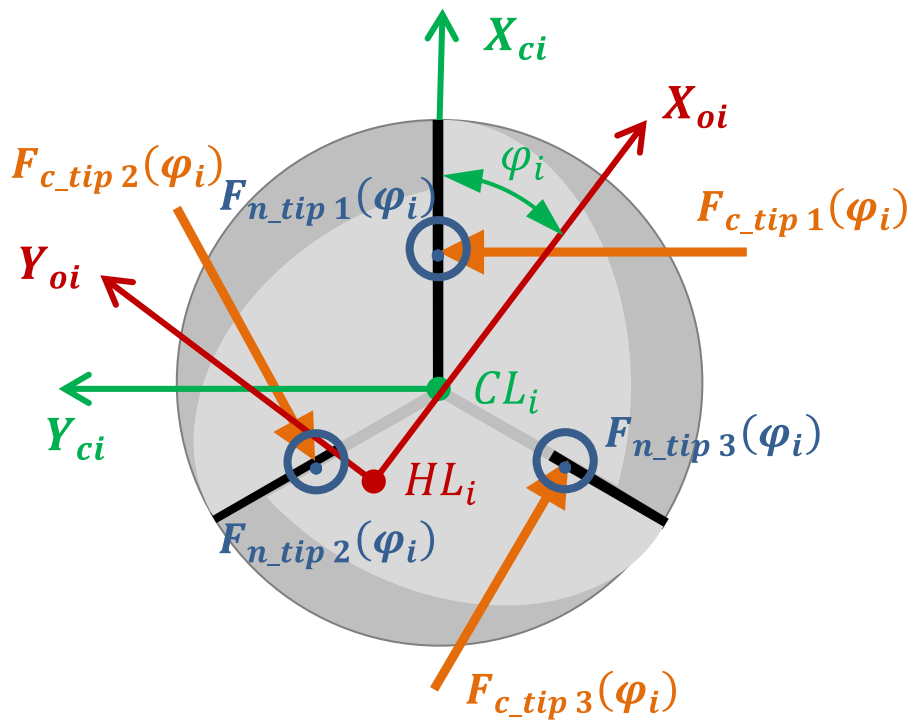


FIGURE 2.17 – Représentation des efforts de la partie axiale sur un outil avec 3 dents

Concernant l'effort de coupe F_{c_tip} , il ne présente pas de composante suivant Z . On obtient pour la dent « j » en position « i » :

$$\mathbf{F}_{c_tip_j}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} -F_{c_tip_j}(\varphi_i) \cdot \sin(\varphi_i) \\ F_{c_tip_j}(\varphi_i) \cdot \cos(\varphi_i) \\ 0 \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.21)$$

Pour les dents suivantes, le calcul est similaire, la seule différence est la position angulaire de la dent considérée par rapport la position de référence (figure 2.17). Soit pour la dent « j » en position « i » :

$$\mathbf{F}_{c_tip_j}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} -F_{c_tip_j}(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ F_{c_tip_j}(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ 0 \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.22)$$

Concernant l'effort normal $F_{n_tip_j}$, son expression dans le repère R_{oi} se fait suivant les trois directions du fait de l'angle κ_r . On obtient pour la dent $j = 1$ en position « i »

$$\mathbf{F}_{n_tip_1}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} -F_{n_tip_1}(\varphi_i) \cdot \cos(\kappa_r) \cdot \cos(\varphi_i) \\ -F_{n_tip_1}(\varphi_i) \cdot \cos(\kappa_r) \cdot \sin(\varphi_i) \\ F_{n_tip_1}(\varphi_i) \cdot \sin(\kappa_r) \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.23)$$

De façon générique, pour la dent « j » :

$$\mathbf{F}_{n_tip_j}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} -F_{n_tip_j}(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\kappa_r) \cdot \sin(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ -F_{n_tip_j}(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\kappa_r) \cdot \cos(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ F_{n_tip_j}(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\kappa_r) \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.24)$$

B. Calcul des efforts modélisés de la partie radiale.

La modélisation des efforts de coupe de la partie radiale est plus complexe que pour la partie axiale. La géométrie de l'arête de coupe variant fortement, chaque effort élémentaire modélisé est porté par une direction différente. En effet le κ_r évoluant le long de l'arête, chaque effort élémentaire dF_{n_chf} a une direction différente. De même, la direction des efforts élémentaires $dF_{c_chf_z}$ varie en fonction de l'angle d'hélice λ . Pour exprimer les efforts appliqués sur la partie radiale de l'outil dans le repère R_{oi} , les efforts élémentaires sont d'abord exprimés dans le repère R_{ci} avant d'être sommés.

Pour la dent « j » en position « i » les efforts élémentaires dans le repère R_{ci} s'écrivent donc :

$$d\mathbf{F}_{c_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} 0 \\ K_{c_chf} \cdot h(r_{Ai}, \varphi_i)^{q_{c_chf}} \cdot b \cdot \cos(\lambda) \\ -K_{c_chf} \cdot h(r_{Ai}, \varphi_i)^{q_{c_chf}} \cdot b \cdot \sin(\lambda) \end{array} \right\}_{R_{ci}} \quad (2.25)$$

$$dF_{n_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} -K_{n_chf} \cdot h(r_{Ai}, \varphi_i)^{q_{n_chf}} \cdot b \cdot \cos(\kappa_r) \\ 0 \\ K_{n_chf} \cdot h(r_{Ai}, \varphi_i)^{q_{n_chf}} \cdot b \cdot \sin(\kappa_r) \end{array} \right\}_{R_{ci}} \quad (2.26)$$

Dans ces expressions les angles κ_r et λ dépendent de r_{ai} .

Ensuite, on obtient les efforts $F_{c_chf_j}$ et $F_{n_chf_j}$ dans R_{ci} par sommation (figure 2.18). Ainsi pour la dent $j = 1$ en position « i » l'effort de coupe est :

$$F_{c_chf_1}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} 0 \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \cos(\lambda)] \\ - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \sin(\lambda)] \end{array} \right\}_{R_{ci}} \quad (2.27)$$

Le repère R_{ci} est lié à une seule dent (la dent $j = 1$). Pour calculer les efforts dans ce repère il est nécessaire de faire une projection en fonction de l'écartement angulaire de la dent considérée par rapport à la dent $j = 1$ (figure 2.18). Ainsi, de façon générique, l'effort de coupe pour la dent « j » en position « i » est :

$$F_{c_chf_j}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} - [dF_{c_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\lambda)] \cdot \sin((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\lambda)] \cdot \cos((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\lambda)] \end{array} \right\}_{R_{ci}} \quad (2.28)$$

De la même manière, on a l'effort normal appliqué sur la dent $j = 1$ en position « i » :

$$F_{n_chf_1}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \cos(\kappa_r)] \\ 0 \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \sin(\kappa_r)] \end{array} \right\}_{R_{ci}} \quad (2.29)$$

De façon générique, on a pour la dent « j » en position « i » :

$$F_{n_chf_j}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{c} - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\kappa_r)] \cdot \cos((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\kappa_r)] \cdot \sin((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\kappa_r)] \end{array} \right\}_{R_{ci}} \quad (2.30)$$

A partir de ces efforts dans le repère R_{ci} , on peut exprimer les efforts dans le repère R_{oi} . L'effort de coupe appliqué à la dent $j = 1$ en position « i » s'écrit :

$$F_{c_chf_1}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{l} - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \cos(\lambda)] \cdot \sin(\varphi_i) \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \cos(\lambda)] \cdot \cos(\varphi_i) \\ - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \sin(\lambda)] \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.31)$$

De façon générique, on a pour la dent « j » en position « i » :

$$F_{c_chf_j}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{l} - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\lambda)] \\ \quad \dots \cdot \sin((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\lambda)] \\ \quad \dots \cdot \cos((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{c_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\lambda)] \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.32)$$

De la même manière, on a l'effort normal appliqué sur la dent $j = 1$ en position « i » :

$$F_{n_chf_1}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{l} - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \cos(\kappa_r)] \cdot \cos(\varphi_i) \\ - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \cos(\kappa_r)] \cdot \sin(\varphi_i) \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_1}(r_{Ai}, \varphi_i) \cdot \sin(\kappa_r)] \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.33)$$

De façon générique, on a pour la dent « j » en position « i » :

$$F_{n_chf_j}(\varphi_i) = \left\{ \begin{array}{l} - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\kappa_r)] \\ \quad \dots \cdot \cos((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ - \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \cos(\kappa_r)] \\ \quad \dots \cdot \sin((j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\varphi_i + (j-1) \cdot \frac{2\pi}{Z}) \\ \sum_{r_{Ai}=Rt-Rb}^{Rt} [dF_{n_chf_j}(r_{Ai}, \varphi_i + \frac{2\pi}{Z}) \cdot \sin(\kappa_r)] \end{array} \right\}_{R_{oi}} \quad (2.34)$$

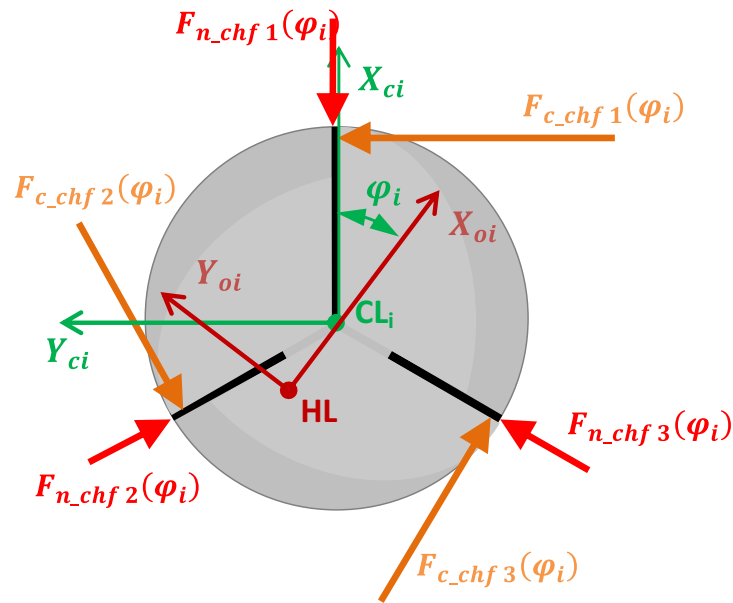


FIGURE 2.18 – Représentation des efforts de la partie radiale sur un outil avec 3 dents

2.2.2 Identification des coefficients de coupe

L'identification des coefficients de coupe est une partie importante dans la modélisation des efforts de coupe. C'est en partie le résultat de cette opération qui va déterminer la fiabilité du modèle. En perçage orbital, Denkena [Denkena et al., 2008] a montré que la coupe peut être décomposée en deux parties. La première est la coupe axiale qui est une coupe continue avec une géométrie relativement constante se rapprochant de la coupe en perçage ou fraisage en plongée. La deuxième est la coupe radiale qui est discontinue, avec une géométrie de copeau plus complexe, se rapprochant de la coupe en contournage. Ces modes de coupe étant différents, la modélisation est également découpée en deux avec une identification pour chacune des parties. La limite entre la coupe radiale et la coupe axiale est définie au début du rayon de bec (figure 2.1). Le premier paragraphe de ce chapitre traitera de l'identification pour la partie axiale. La partie radiale est traitée ensuite dans le deuxième paragraphe. Ces identifications sont réalisés sur le Ti6Al4V, avec un outil carbure sans revêtement à 3 dents (une seule dent avec coupe au centre).

2.2.2.1 Identification pour la partie axiale

Les constantes du modèle relatives à la partie axiale sont notées :

$$K_{c_tip}; K_{n_tip}; K_{t_tip}; q_{c_tip}; q_{n_tip}; q_{t_tip}$$

L'identification débute par la définition des essais permettant d'identifier l'évolution des efforts de coupe en fonction de la géométrie du copeau et plus particulièrement en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé h . La première contrainte pour définir ces essais est que seule la partie axiale doit être en prise dans la matière afin de ne pas avoir des mesures d'efforts « polluées » par la partie radiale. La deuxième est qu'une seule dent doit être en prise en même temps afin de dissocier les efforts générés par chaque

dent. Comme dans beaucoup de cas d'identification, des essais en coupe orthogonale auraient pu être envisagés, mais cela oblige à réaliser des outils représentant la géométrie exacte de la portion d'outil considérée. Le choix s'est porté sur des essais pouvant être réalisés avec l'outil considéré (figure 2.19). Ces essais sont des usinages en plongée sur un quart de cylindre de rayon égal au rayon de la partie axiale. On peut voir sur la figure 2.19 que, dans le cas de l'outil utilisé (3 dents dont une avec coupe au centre), la géométrie du copeau pour chaque dent est différente. C'est sur la dent Z2 qui suit la dent avec coupe au centre que l'identification sera faite car c'est pour cette dent que la géométrie du copeau est la plus régulière (épaisseur quasi-constante tout le long de l'arête ; $h = f_{za} \cdot \sin(\kappa_r)$).

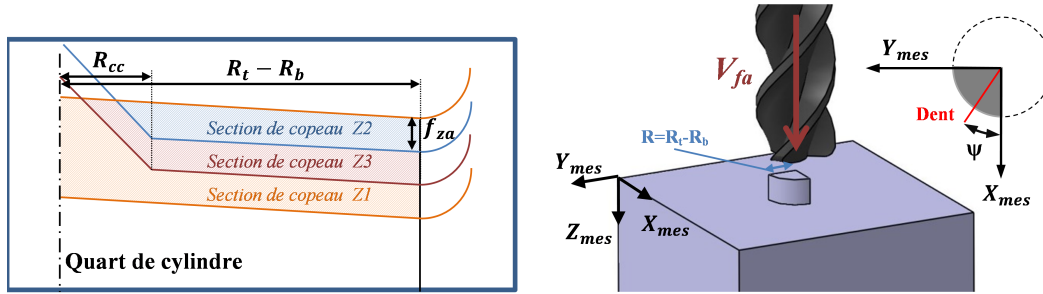


FIGURE 2.19 – Essai pour l'identification du modèle d'effort de la partie axiale.

Pour ces essais de calibration, il est nécessaire de choisir les conditions de coupe qui permettront de faire varier l'épaisseur du copeau non déformé, paramètre du modèle d'effort. Pour cela les conditions de coupe préconisées par le fabricant d'outil sont choisies comme valeurs de référence. A partir de ces valeurs, deux avances inférieures et deux avances supérieures sont définies. On obtient donc un plan d'essais avec 5 avances : $f_{za} = 0.0015 - 0.0033 - 0.005 - 0.007 - 0.01$ mm/dent. Avec une vitesse de coupe $V_c = 30$ m/min et un outil 3 dents on obtient une vitesse d'avance axiale $V_{fa} = 5 - 11 - 16 - 22 - 33$ mm/min. Ces essais sont réalisés sur un centre d'usinage. Pour chaque essai, les efforts sont mesurés à l'aide d'une platine d'effort six composantes Kistler 9257B et d'une chaîne d'acquisition NI.9215 avec un échantillonnage à 10kHz. Ces efforts sont mesurés dans un repère fixe lié à la platine ($X_{mes}, Y_{mes}, Z_{mes}$) (figure 2.19). Il est nécessaire de les projeter ensuite dans le repère lié à la dent afin d'identifier les constantes du modèle d'effort local. Le modèle d'effort permet de calculer les efforts appliqués sur l'outil ($F_{c_tip}, F_{n_tip}, F_{t_tip}$), alors que la platine d'effort mesure les efforts appliqués sur la pièce (F_x, F_y, F_z). Les équations permettant cette projection sont :

$$\begin{cases} F_{c_tip} = & -F_x \cdot \sin(\psi) + F_y \cdot \cos(\psi) \\ F_{n_tip} = & F_z \sin(\kappa_r) + (F_x \cdot \cos(\psi) + F_y \cdot \sin(\psi)) \cdot \cos(\kappa_r) \\ F_{t_tip} = & -F_z \cos(\kappa_r) + (F_x \cdot \cos(\psi) + F_y \cdot \sin(\psi)) \cdot \sin(\kappa_r) \end{cases} \quad (2.35)$$

Où ψ est la position angulaire de la dent (figure 2.19).

Les efforts $F_{c_tip}, F_{t_tip}, F_{n_tip}$, issus de la mesure, peuvent ensuite être tracés (figure 2.20) pour la dent Z2. On remarque que l'effort F_{t_tip} est très faible, oscillant autour de zéro (entre -12 N et 8 N dans la zone stationnaire). Ceci est observé pour tous les essais qui ont été effectués. L'identification ne peut donc pas être effectuée sur cet effort car il

est peu significatif, il sera donc négligé dans la modélisation. L'identification portera sur les efforts F_{c_tip} et F_{n_tip} .

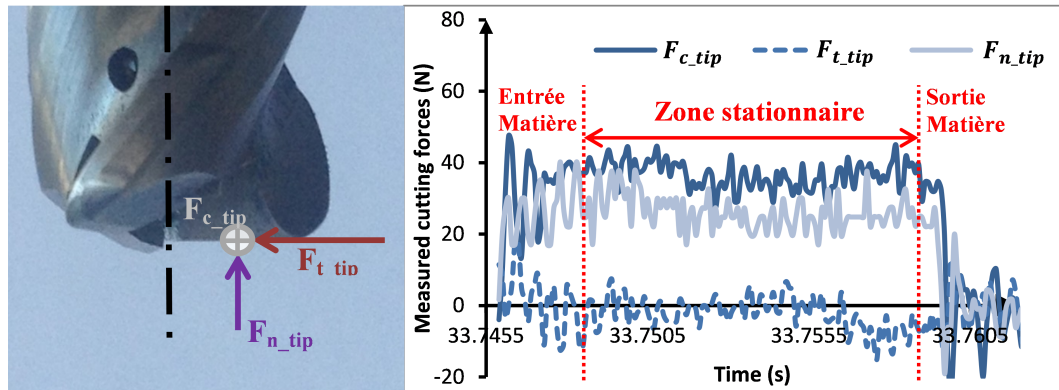


FIGURE 2.20 – Mesures d'efforts pour l'identification dans la partie axiale ($V_{fa} = 33\text{mm/min}$)

Pour chaque essai, les efforts sont relevés et la valeur moyenne sur la partie stationnaire de l'effort est calculée (figure 2.20). On obtient ainsi les valeurs des efforts en fonction de la vitesse d'avance V_{fa} ou de l'épaisseur de copeau h (tableau 2.2).

V_{fa} (mm/min)	f_{za} (en mm)	F_{c_tip}		F_{n_tip}	
		Moyenne	σ	Moyenne	σ
5	0.0015	15	2.8	18.16	3.5
11	0.0033	21.78	2.6	18.82	4.1
16	0.005	23.23	2.9	19.98	4.2
22	0.007	24.37	8.6	21.19	7.3
33	0.01	36.82	3.9	27.05	5.1

TABLE 2.2 – Moyennes et écart-types des efforts mesurés F_{c_tip} et F_{n_tip} lors des essais d'identification de la partie axiale (en N).

Le modèle d'effort qui a été choisi, oblige à identifier les coefficients K et q présents dans l'équation du modèle. En isolant les coefficients recherchés dans cette équation, on peut écrire :

$$\frac{F}{h \cdot b} = K \cdot h^{-q} \quad (2.36)$$

Grâce aux mesures des efforts de coupe F_{c_tip} et F_{n_tip} , et à la section du copeau, on peut tracer « $\frac{F}{h \cdot b}$ » en fonction de h (figure 2.21). Ensuite par une régression des moindres carrés, l'évolution des efforts est approximée par une fonction puissance qui nous permet d'identifier les coefficients K et q .

On obtient : $K_{c_tip} = 192.79$ et $q_{c_tip} = 0.577$.

Le modèle d'effort de coupe sur la partie axiale s'écrit donc :

$$dF_{c_tip} = 192.79 \cdot h^{1-0.577} \cdot b \quad (2.37)$$

Et : $K_{n_tip} = 48.505$ et $q_{n_tip} = 0.811$

Le modèle d'effort normal sur la partie axiale s'écrit donc :

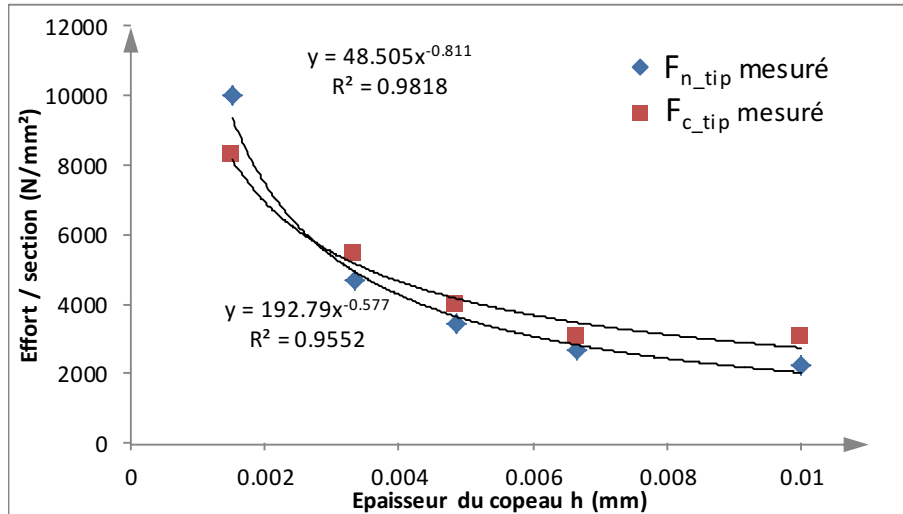


FIGURE 2.21 – Évolution des coefficients de coupe en fonction de la hauteur de copeau non déformé.

$$dF_{n_tip} = 48.505 \cdot h^{1-0.811} \cdot b \quad (2.38)$$

Les coefficients de détermination pour les deux régressions ($R^2 = 0.98$ et 0.95)¹ sont très proches de 1, cela montre que la forme du modèle choisi semble bien représenter la loi d'évolution de l'effort en fonction de h . Le modèle sur la partie axiale est identifié sur une dent sans coupe au centre.

Afin de finaliser l'identification pour la partie axiale, des essais complémentaires sont réalisés sur un cylindre plein de 7mm de diamètre et non sur un quart de plot. Pour ces essais les trois dents sont en prises, l'intérêt de ces essais est de vérifier les coefficients identifiés et de voir si il est possible d'appliquer ce modèle sur la zone de la coupe au centre où la coupe est dégradée du fait des vitesses de coupe très faibles. Comme pour les essais précédents plusieurs avances sont utilisées lors des essais : $f_{za} = 0.0015 - 0.0033 - 0.005 - 0.007 - 0.01$ mm/dent. Pour chaque essai deux valeurs d'effort sont relevées, l'effort axial F_Z directement mesuré suivant la direction Z_{mes} et l'effort F_{XY} qui est la résultante dans le plan (X_{mes}, Y_{mes}) . La coupe est continue, les efforts sont donc constants, une seule valeur est donc relevée. Ces mesures sont reportées sur le tableau 2.3.

f_{za} (mm)	F_Z (N)	F_{XY} (N)
0.0015	88	32
0.0033	128	44
0.005	150	56
0.007	166	72
0.01	196	90

TABLE 2.3 – Relevé d'effort sur plot plein de 7mm de diamètre à différentes avances

1. Coefficient de détermination $R^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (x_{i\text{prédit}} - \bar{x})^2}{\sum_{i=1}^n (x_{i\text{mesuré}} - \bar{x})^2}$

Il est nécessaire de calculer les efforts correspondants à ces efforts mesurés, à l'aide des coefficients identifiés, pour pouvoir les comparer. L'effort axial F_Z est comparé directement à l'effort F_{N_tip} modélisé pour les trois dents. Dans le cas de l'usinage d'un plot plein, le calcul de l'effort normal est relativement simple du fait que l'épaisseur du copeau n'évolue que très peu pour la dent avec coupe au centre et pas du tout pour les dents sans coupe au centre. La figure 2.19 illustre les sections de copeau pour les trois dents. Du fait que f_{za} est très inférieur à R_{cc} , les parties triangulaires de chaque section de copeau sont négligées. De plus, κ_r est très proche de 90° , les sections de copeau pour une dent sans coupe au centre sont simplifiées en un rectangle de hauteur $h = f_{za}$ et de largeur $(R_t - R_b - R_{cc})$. La section de copeau pour la dent avec coupe au centre est simplifiée en deux rectangles, un premier rectangle au niveau de la coupe au centre de hauteur $h_{cc} = 3 \times f_{za}$ et de largeur R_{cc} , et un deuxième identique aux dents sans coupe au centre. Les efforts F_{n_tip} pour chaque dent ont la même direction il suffit donc de les additionner pour connaître l'effort F_{N_tip} pour les trois dents :

$$F_{N_tip} = 3 \cdot K_{n_tip} \cdot h^{1-q_{n_tip}} \cdot (R_t - R_b - R_{cc}) + K_{n_tip} \cdot h_{cc}^{1-q_{n_tip}} \cdot R_{cc} \quad (2.39)$$

L'effort F_{XY} dans le plan (X_{mes}, Y_{mes}) est comparé à l'effort de coupe F_{C_tip} modélisé pour les trois dents. Les efforts de coupe pour chaque dent, calculés avec les mêmes sections que pour le calcul de l'effort normal, ont des orientations différentes, il n'est donc pas possible de les sommer. Cependant, en grande partie, ces efforts se compensent dans la zone sans la coupe au centre, les sections de copeau pour chaque dent sont identiques, les efforts générés par cette zone sont donc identiques et ils se compensent vu que les trois dents sont réparties de façon égale sur le tour d'outil. Seule la zone avec la coupe au centre génère des efforts. L'effort F_{C_tip} est donc :

$$F_{C_tip} = K_{c_tip} \cdot h_{cc}^{1-q_{c_tip}} \cdot R_{cc} \quad (2.40)$$

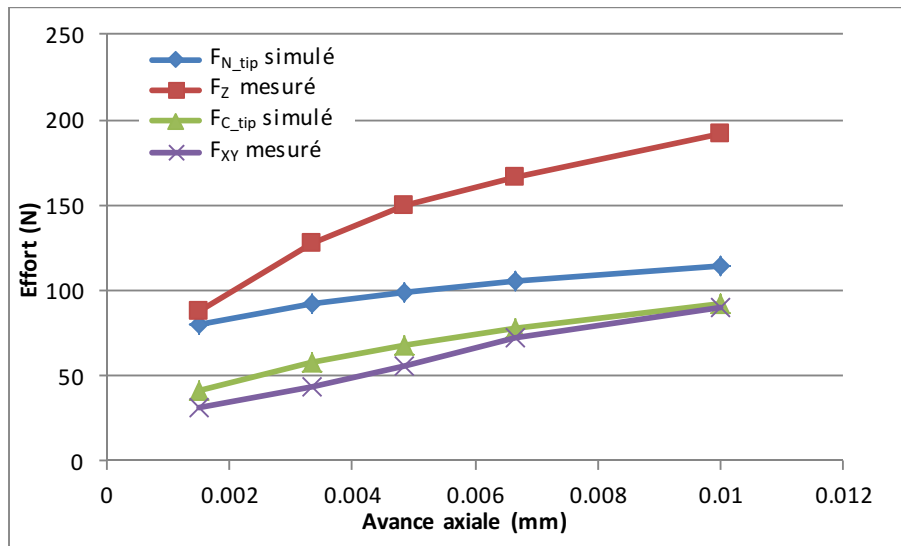


FIGURE 2.22 – Comparaison des efforts mesurés et des efforts simulés pour l'usinage d'un plot plein de 7mm de diamètre.

Il est ainsi possible de comparer la simulation avec les mesures. Le graphique 2.22 montre l'évolution des efforts simulés et mesurés en fonction de l'avance à la dent f_{za} .

L'effort F_{C_tip} est très proche de l'effort F_{XY} mesuré, la simulation sur cet effort permet d'obtenir un résultat avec une erreur moyenne de 15%. On peut donc dire que l'identification de ce modèle est correcte. Concernant l'effort F_{N_tip} , la modélisation sous estime l'effort de façon importante surtout pour les fortes avances. L'hypothèse émise pour expliquer cette différence est qu'il existe un effort supplémentaire qui s'ajoute aux efforts de coupe, provenant de la zone au centre de l'outil où les vitesses de coupe sont très faibles voir nulles. Cette zone a déjà été étudié dans le cas du perçage axial où un effort du bout de l'outil a été mis en évidence, cet effort est plus apparenté à un effort de pénétration qu'à un effort de coupe, il est le plus souvent exprimé de façon linéaire en fonction de l'avance [Rahme, 2008] (où P est un coefficient déterminé expérimentalement) :

$$F = P \times f_z \quad (2.41)$$

Cet effort appelé effort de la partie centrale F_{ctr} est isolé en soustrayant à l'effort mesuré F_Z , l'effort modélisé F_{N_tip} . Cet effort est tracé sur la figure 2.23. A partir de cette courbe on identifie la fonction affine qui permet de calculer l'effort de pénétration du bout de l'outil en fonction de l'avance. On obtient :

$$F_{ctr} = 8597 \times f_{za} \quad (2.42)$$

La constante de ce modèle est propre à l'outil et notamment à son rayon de coupe au centre R_{cc} .

Cet effort est donc à ajouter a la modélisation pour bien prendre en compte l'effort de pénétration qui est engendré par le centre de l'outil.

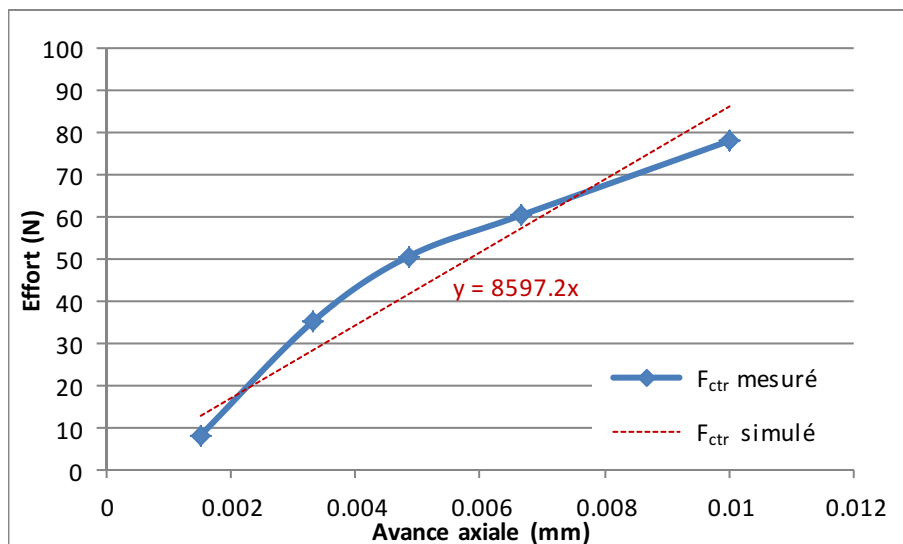


FIGURE 2.23 – Évolution de l'effort du bout d'outil en fonction de l'avance

Afin de réaliser la modélisation complète des efforts de coupes lors de l'opération de perçage orbital, il est maintenant nécessaire d'identifier le modèle pour la partie radiale.

2.2.2.2 Identification pour la partie radiale

Les constantes du modèle relatives à la partie radiale sont notées :

$$K_{c_chf}; K_{n_chf}; K_{t_chf}; q_{c_chf}; q_{n_chf}; q_{t_chf}$$

Pour la partie radiale, la procédure d'identification est différente, car il n'est pas possible de réaliser des essais où l'épaisseur de copeau non déformé est constante, au vu du profil de l'arête de coupe dans cette zone. Les essais seront donc nécessairement différents. Les critères de choix de ces essais sont également qu'une seule dent usine en même temps et que seule la partie radiale soit en prise. Pour cela, des essais de contourage ont été définis, comme illustré figure 2.24. L'engagement radial est égal au rayon de l'outil afin d'éviter que deux dents usinent simultanément. On remarque que pour un passage de dent, la valeur de l'épaisseur maxi du copeau non déformé varie de 0 à f_{zr} (défini par la vitesse d'avance de l'outil) suivant l'engagement ψ de l'outil dans la matière. De plus, du fait du profil de l'arête de coupe, l'épaisseur évolue également le long de l'arête (figure 2.25), il sera donc impossible de tracer l'effort mesuré en fonction de l'épaisseur h . Par contre grâce à la variation de l'épaisseur h , le long de l'arête et au cours de la rotation, il ne sera pas nécessaire de réaliser plusieurs essais comme pour la partie axiale. Un seul essai sera réalisé avec les conditions préconisées par le fabricant d'outil.

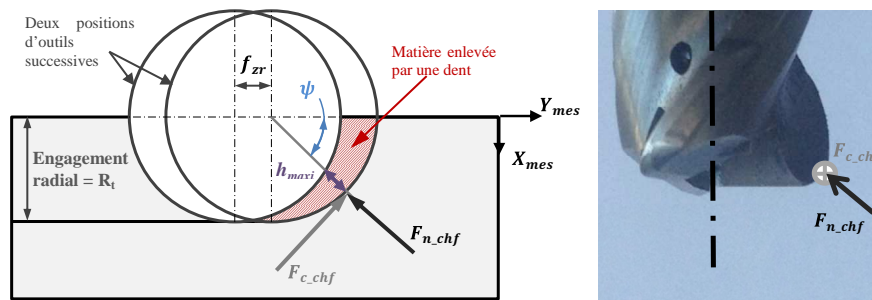


FIGURE 2.24 – Essai pour l'identification de la partie radiale.

Au cours des essais réalisés sur le centre d'usinage DMU85, les efforts (F_x , F_y , F_z) sont mesurés à l'aide d'une platine d'effort 6 composantes Kistler 9257B avec un échantillonnage à 10kHz. Ils sont mesurés dans un repère fixe lié à la platine (X_{mes} , Y_{mes} , Z_{mes}) (figure 2.24). Les efforts mesurés ne peuvent pas être directement projetés dans le repère de la dent car il n'est pas possible de connaître la direction des efforts élémentaires sur la dent (l'orientation varie d'une portion d'arête à l'autre). Au vue des résultats des mesures d'effort sur Z_{mes} très faibles et des résultats obtenus sur la partie axiale, l'effort tangentiel F_{t_chf} est négligé. L'identification des coefficients passent comme pour la partie axiale par une régression des moindres carrés, il est donc nécessaire d'avoir des résultats de modélisation comparables à des résultats issus des mesures d'effort. Ainsi, à chaque position ψ de la dent, deux efforts sont calculés à partir des mesures d'effort. L'effort de coupe $F_{c_chf_XY}$ qui représente la composante de l'effort de coupe F_{c_chf} projeté dans le plan (X_{mes} , Y_{mes}), et l'effort $F_{n_chf_XY}$ qui représente la composante de l'effort normal F_{n_chf} projeté dans le plan (X_{mes} , Y_{mes}). Ainsi on obtient à partir des mesures :

$$F_{c_chf_XY} = F_x \cdot \cos(\psi_i) - F_y \cdot \sin(\psi_i) \quad (2.43)$$

$$F_{n_chf_XY} = F_x \cdot \sin(\psi_i) + F_y \cdot \cos(\psi_i) \quad (2.44)$$

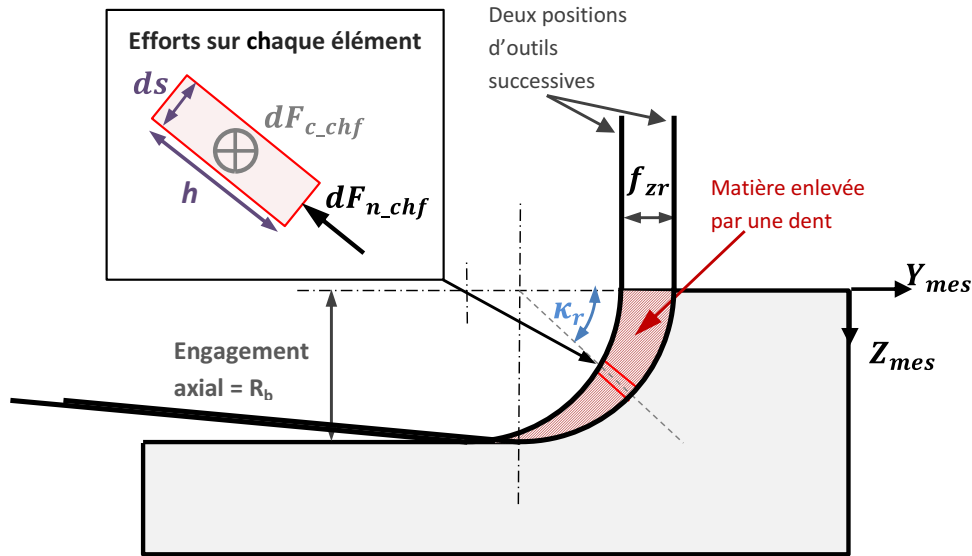


Figure 2.25 – Modélisation de l'effort pour l'identification de la partie radiale

Les efforts $F_{c_chf_XY}$ et $F_{n_chf_XY}$ doivent être également calculés dans le modèle pour réaliser la comparaison et la régression des moindres carrés. Les efforts de coupe élémentaires dF_{c_chf} , calculés à partir du modèle, sont normaux à la face de coupe, leur orientation évolue le long de l'arête du fait de l'angle d'hélice. La figure 2.26 montre le taillage de l'outil. Il est possible d'observer sur cette figure, que sur la partie radiale, la face de coupe s'incline à partir d'une hauteur de 0.4 mm du bout de l'outil. Il est donc important de prendre en compte l'angle d'hélice (λ) dans le modèle. Jusqu'à une hauteur de 0.4 mm du bout de l'outil cet angle est nul du fait du taillage. Chaque effort élémentaire dF_{c_chf} peut alors être exprimé dans le plan (X_{mes}, Y_{mes}) . Ensuite par sommation l'effort $F_{c_chf_XY}$ est simulé :

$$F_{c_chf_XY} = \sum (dF_{c_chf} \cdot \cos(\lambda)) = \sum (K_{c_chf} \cdot h^{1-q_{c_chf}} \cdot b \cdot \cos(\lambda)) \quad (2.45)$$

Le calcul pour l'effort $F_{n_chf_XY}$ est similaire, chaque effort élémentaire a une orientation différente du fait de l'angle κ_r . Ainsi pour simuler $F_{n_chf_XY}$, les efforts élémentaires dF_{n_chf} sont projetés dans le plan (X_{mes}, Y_{mes}) , puis sont sommés :

$$F_{n_chf_XY} = \sum (dF_{n_chf} \cdot \cos(\kappa_r)) = \sum (K_{n_chf} \cdot h^{1-q_{n_chf}} \cdot b \cdot \cos(\kappa_r)) \quad (2.46)$$

La mesure d'effort et la modélisation peuvent maintenant être comparées et la régression des moindres carrés peut être effectuée. Comme pour la partie axiale, l'entrée et la sortie de la dent dans la matière ne sont pas prises en compte sur la mesure des efforts pour le calcul des coefficients de coupe du modèle. Le résultat de cette régression est tracé sur la figure 2.27, et les coefficients obtenus sont :

$K_{c_chf} = 1643$ et $q_{c_chf} = 0.23$ avec un coefficient $R^2 = 0.99$.

Le modèle d'effort de coupe sur la partie radiale s'écrit donc :



FIGURE 2.26 – Taillage de la dent de l'outil utilisé, photographié à l'aide d'un microscope Dino-lyte

$$dF_{c_chf} = 1643.h^{1-0.23}.b \quad (2.47)$$

$K_{n_chf} = 446$ et $q_{n_chf} = 0.48$ avec un coefficient $R^2=0.94$.

Le modèle d'effort normal sur la partie radiale s'écrit donc :

$$dF_{n_chf} = 446.h^{1-0.48}.b \quad (2.48)$$

Les coefficients de détermination R^2 pour les deux régressions sont très proches de 1, cela montre que le modèle identifié représente très bien la loi d'évolution de l'effort en fonction de ψ et donc de h .

Afin de réaliser la modélisation complète des efforts de coupes lors de l'opération de perçage orbital, il est maintenant nécessaire de sommer les efforts de la partie radiale et de la partie axiale.

2.2.2.3 Synthèse sur l'identification

Tous les coefficients identifiés sont résumés dans le tableau 2.4. Il est difficile de comparer ces coefficients directement à partir des coefficients K et q car ils ne représentent aucune grandeur physique. Par contre la valeur $\frac{F}{h.b}$ ($= K.h^{-q}$) représente la pression exercée sur le copeau et est une grandeur directement comparable. On définit donc un coefficient équivalent afin de pouvoir les comparer. Ces coefficients équivalents K_{cequiv} et K_{nequiv} sont calculés pour une valeur donnée de h à partir de l'équation générique :

$$K_{equiv} = K.h^{-q} \quad (2.49)$$

Il apparaît que les coefficients pour la partie radiale de l'outil sont presque deux fois plus importants que pour la partie axiale. Ceci peut être expliqué par les différences en termes de géométrie de coupe. En effet la figure 2.26 montre que la taillage de l'outil est différent dans ces deux zones. Sur la partie radiale et sur la partie axiale de l'outil, les angles de coupe, de dépouille et d'inclinaison d'arête sont différents. En outre, l'acuité d'arête peut également être différente. La vitesse de coupe peut aussi expliquer une

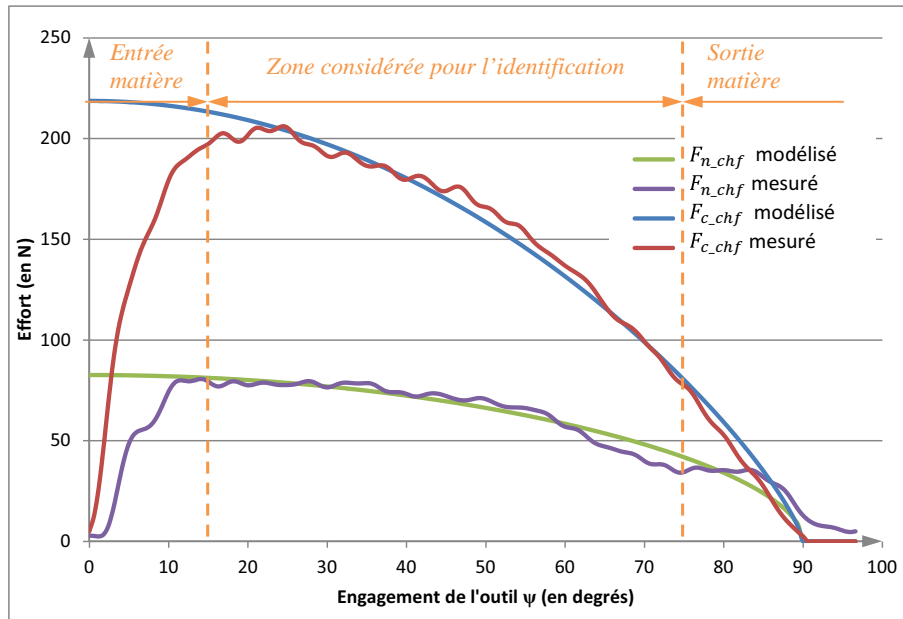


FIGURE 2.27 – Résultat de l'identification de la partie radiale

partie de cette différence car au niveau de la partie axiale cette vitesse est très variable, tendant vers une vitesse nulle au centre de l'outil.

D'autre part, il peut être noté que les coefficients K_{cequiv} et K_{nequiv} sont de même ordre de grandeur pour une partie donnée de l'outil. Cela exprime l'importance des efforts normaux F_n dans le perçage orbital, alors que les efforts de coupe F_c sont souvent considérés comme prépondérants. L'influence de l'acuité d'arête peut expliquer en partie ce résultat.

	Effort de coupe			Effort normal			Effort central
	K_c	q_c	K_{cequiv} ($h=0.01mm$)	K_n	q_n	K_{nequiv} ($h=0.01mm$)	P
Partie axiale	192,79	0,58	2751	48.51	0,81	2010	8597
Partie radiale	1642.85	0,23	4738	446.19	0,48	4124	

TABLE 2.4 – Synthèse des coefficients de coupe identifiés

2.2.3 Validation expérimentale du modèle

La validation du modèle est une étape importante, elle permet de conclure quant à la fiabilité du modèle. Pour valider un modèle, il faut le comparer à des mesures réelles et évaluer son erreur. Il sera donc nécessaire de réaliser une mesure d'efforts au cours d'un perçage orbital mais ces données ne sont pas comparables directement aux résultats du modèle. Il est donc important de choisir un repère dans lequel les deux résultats seront

projetés pour être comparés. Dans notre cas, le repère choisi est le repère R_{oi} (figure 2.3) lié à la position de l'outil dans le perçage. Dans ce repère, trois efforts appliqués à l'outil sont définis : l'effort axial F_A suivant l'axe Z , l'effort radial au trou F_R suivant l'axe X_{oi} et l'effort tangentiel à la surface du trou F_T suivant l'axe Y_{oi} (figure 2.28). La première partie de ce chapitre consiste à exprimer les efforts de la modélisation dans ce repère. Ensuite la partie expérimentale sera présentée avec la procédure expérimentale et la projection des mesures dans le repère R_{oi} . Ce chapitre se termine par la comparaison du modèle et de la mesure avec une conclusion sur la validité modèle.

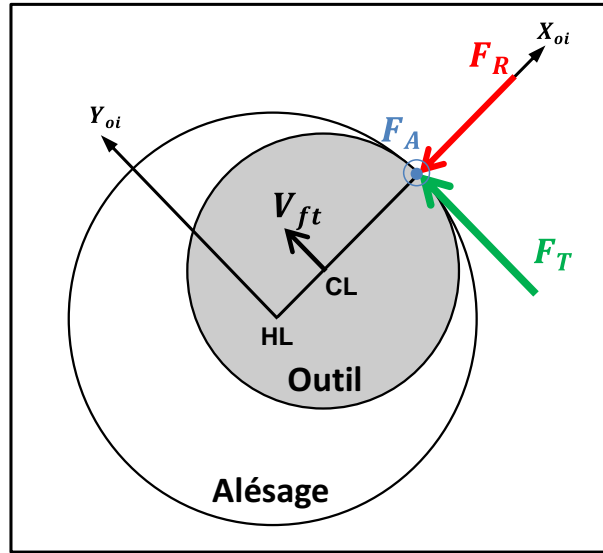


FIGURE 2.28 – Efforts résultants appliqués à l'outil

2.2.3.1 Résultat de la modélisation

A. Calcul et représentation des efforts résultants

A partir des efforts de la partie axiale, sur chaque dent, exprimés dans le même repère et l'effort de pénétration de la partie centrale F_{ctr} , les résultantes des efforts appliqués à l'outil suivant les trois directions du repère R_{oi} sont calculées. Ce sont les efforts globaux générés sur la partie axiale de l'outil. Ils sont notés : effort radial F_{R_tip} ; effort tangentiel F_{T_tip} et effort axial F_{A_tip} , respectivement suivant X_{oi} , Y_{oi} et Z_{oi} . Soit :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{R_tip} = \sum_{z=1}^Z [F_{c_tip_z} \cdot X_{oi} + F_{n_tip_z} \cdot X_{oi}] \\ F_{T_tip} = \sum_{z=1}^Z [F_{c_tip_z} \cdot Y_{oi} + F_{n_tip_z} \cdot Y_{oi}] \\ F_{A_tip} = \sum_{z=1}^Z [F_{n_tip_z} \cdot Z_{oi}] + F_{ctr} \end{array} \right. \quad (2.50)$$

Comme pour la partie axiale, les résultantes de l'effort appliqué à l'outil sur la partie radiale suivant les trois directions du repère R_{oi} sont calculées. Elles sont nommées : effort radial F_{R_chf} ; effort tangentiel F_{T_chf} et effort axial F_{A_chf} , respectivement suivant X_{oi} , Y_{oi} et Z :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_{R_chf} = \sum_{z=1}^Z [F_{c_chf_z} \cdot X_{oi} + F_{n_chf_z} \cdot X_{oi}] \\ F_{T_chf} = \sum_{z=1}^Z [F_{c_chf_z} \cdot Y_{oi} + F_{n_chf_z} \cdot Y_{oi}] \\ F_{A_chf} = \sum_{z=1}^Z [F_{n_chf_z} \cdot Z_{oi}] \end{array} \right. \quad (2.51)$$

A partir des efforts exprimés dans le même repère, il est possible de calculer les résultantes globales suivant les trois directions du repère R_{oi} et pour la totalité de l'outil. Ces efforts sont notés : l'effort radial F_R , l'effort tangentiel F_T et l'effort axial F_A , respectivement suivant X_{oi} , Y_{oi} et Z . Soit :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_R = F_{R_chf} + F_{R_tip} \\ F_T = F_{T_chf} + F_{T_tip} \\ F_A = F_{A_chf} + F_{A_tip} \end{array} \right. \quad (2.52)$$

La simulation des efforts résultants sur la partie axiale et sur la partie radiale de l'outil est présentée sur la figure 2.29. Puisque les efforts sont identiques d'un tour d'outil à l'autre, seules trois rotations d'outils sont simulées. Ces efforts simulés sont tracés sur la figure 2.29, en fonction de l'angle de rotation de l'outil ψ , ou $\psi = 0^\circ$ correspond à l'instant où la dent avec coupe au centre est en contact avec la surface du trou (alignée avec X_{oi}).

B. Observations sur le résultat de la modélisation

A partir des simulations dissociées de la partie axiale et de la partie radiale, il est intéressant de noter que les signaux d'effort sont périodiques, mais à des fréquences différentes. Les efforts appliqués sur la partie axiale de l'outil oscillent avec une fréquence égale à la fréquence de rotation de l'outil. Les efforts appliqués sur la partie radiale de l'outil présentent une fréquence d'oscillation trois fois plus importante, égale à la fréquence de passage de dent. Cela peut être expliqué par le fait que la coupe dans la partie axiale de l'outil est continue. La variation des forces associées est due à la présence de la seule dent présentant une coupe au centre. Cette dent génère plus d'effort que les deux autres. Cela conduit à une oscillation importante des signaux sur la simulation en raison de la forte proportion du rayon non coupant des dents sans coupe au centre par rapport au rayon de la partie axiale ($R_{cc} = 2.2\text{mm}$ et $R_t - R_b = 3.5\text{mm}$). En conséquence, la fréquence observée est liée à la fréquence de passage de la dent avec coupe au centre donc à la fréquence de rotation de l'outil. En ce qui concerne la partie radiale, les trois dents sont équivalentes, avec une géométrie de copeau identique, elles génèrent donc les mêmes efforts. La fréquence d'oscillation de ces efforts est alors la fréquence de passage de dent.

Par ailleurs concernant la partie axiale, l'effort F_{A_tip} est approximativement constant bien que les trois dents génèrent des efforts différents. La coupe étant continue en bout d'outil, chacune d'entre elles génère un effort axial relativement constant sur le tour d'outil. La somme de leurs composantes suivant l'axe Z est donc relativement constante. A l'opposé, F_{R_tip} et F_{T_tip} sont très variables au cours de la rotation de l'outil due à la présence d'une seule dent avec coupe au centre. Elle

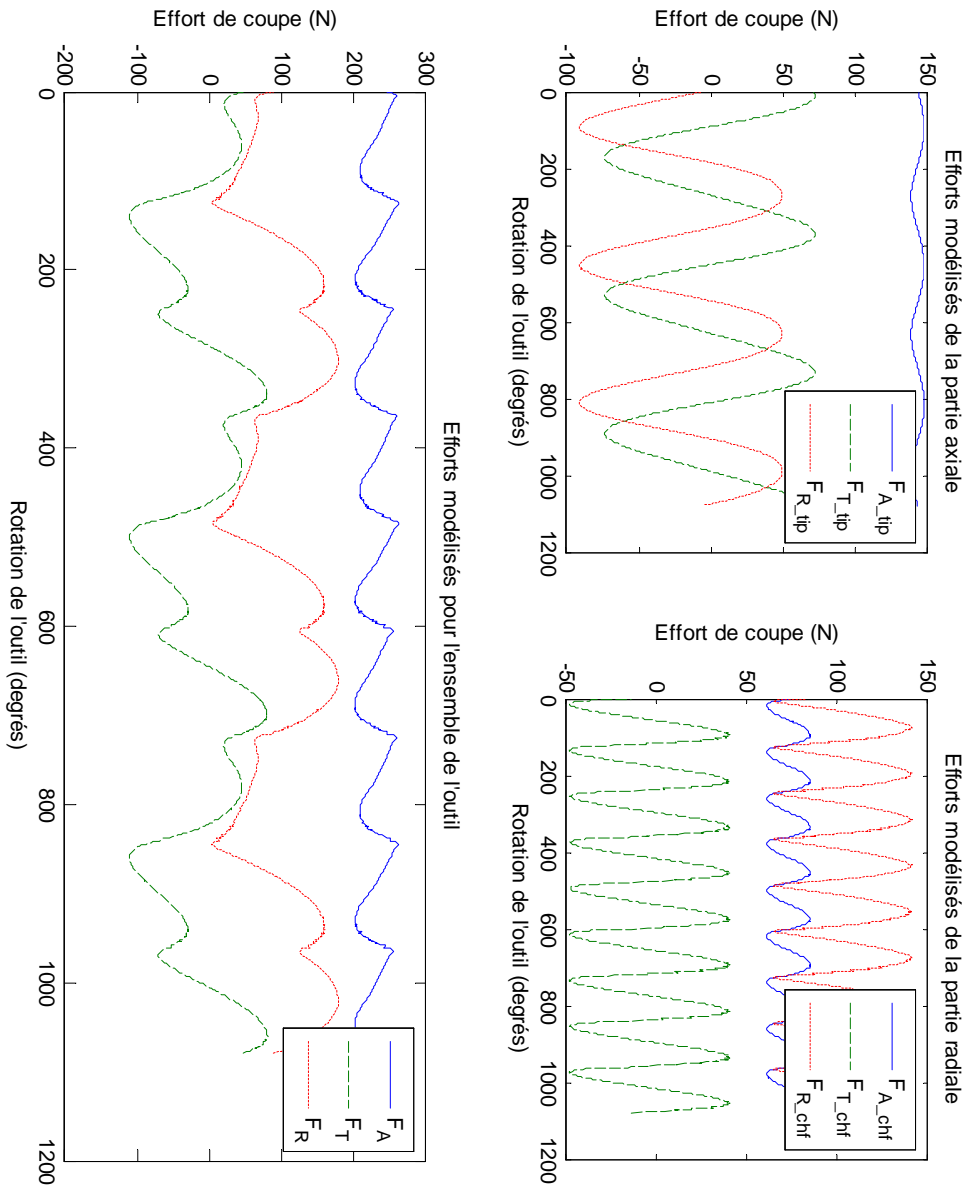


FIGURE 2.29 – Résultat de la modélisation des efforts de coupe pour l'outil utilisé (3dents) sur trois tours d'outil.

conduit à un effort tournant dans le plan normal à l'axe Z , qui se traduit par une forte oscillation autour de la valeur 0. C'est la raison pour laquelle, l'effort radial (F_{R_tip}), est négatif pour un angle de rotation de l'outil ψ compris dans $[0; 180^\circ]$. Ceci correspond au demi tour d'outil où la dent avec coupe au centre quitte la surface du trou générant un effort qui tend à pousser l'outil vers la surface. La modélisation montre également que le signal périodique pour l'effort F_{R_tip} n'est pas centré sur zéro. La valeur moyenne de F_{R_tip} sur une révolution de l'outil est négative. Ceci est dû à l'angle de pointe κ_r , qui est supérieur à 90° sur la partie axiale ($\kappa_r = 93^\circ$ à la pointe de l'outil). Ceci conduit à une épaisseur de copeau non déformé différente entre l'avant et l'arrière de l'outil (par rapport à la direction d'avance de l'outil, figure 2.30). Cette valeur moyenne négative de F_{R_tip} permet de contrer l'effort F_{R_chf} qui tend à éloigner l'outil de la surface. Cet effort F_{R_chf} représente la cause de la déflexion de l'outil en perçage orbital. L'effort F_{R_tip} permet donc de limiter la flexion de l'outil au cours du perçage.

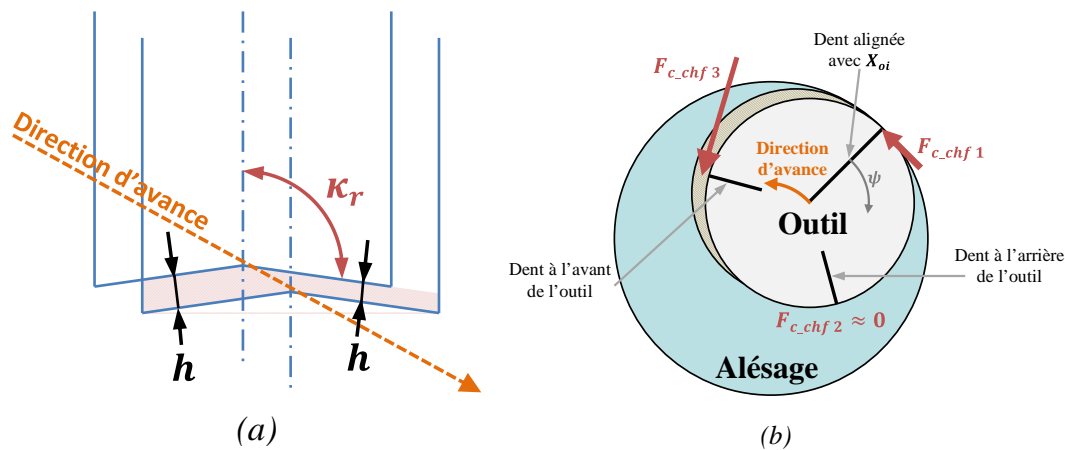


FIGURE 2.30 – Différence d'épaisseurs de copeau non déformé entre l'avant et l'arrière de l'outil : (a) sur la partie axiale (b) sur la partie radiale.

Concernant la partie radiale, F_{R_chf} et F_{T_chf} sont également très variables. Mais contrairement au cas de la partie axiale, F_{A_chf} est variable, en raison de l'épaisseur radiale de copeau coupé variable pour chaque dent au cours de la rotation de l'outil (coupe discontinue sur la partie radiale). La valeur moyenne de l'effort F_{T_chf} sur un tour d'outil est négative. Ceci s'explique par la répartition des efforts tangentiels sur les trois dents. Par exemple, lorsque $\psi = 0^\circ$ (figure 2.30), la partie radiale de la dent (avec coupe au centre) alignée avec X_{oi} génère un très faible effort tangentiel en raison de la faible épaisseur du copeau non déformé à cet endroit, la dent suivante sur l'outil (à l'arrière de l'outil par rapport à la direction d'avance) n'est pas en prise. La majeure partie de l'effort tangentiel est donc générée par la troisième dent qui coupe à l'avant de l'outil (avec une épaisseur de copeau h significative). En raison de l'angle de décalage de 120° entre chaque dent pour l'outil utilisé, l'effort tangentiel résultant F_{T_chf} est négatif à $\psi = 0^\circ$. Pour la même raison, l'effort radial F_{R_chf} est positif et peut engendrer une flexion de l'outil et en conséquence un diamètre usiné plus petit.

En ce qui concerne les efforts simulés pour l'ensemble de l'outil, il semble que l'effort axial simulé F_A appliqué sur l'outil est relativement stable. L'effort tan-

gentiel simulé F_T est variable et la présence des deux fréquences caractéristiques (fréquence de rotation de l'outil et fréquence de passage de dent) peut être notée. L'effort radial simulé F_R , qui est la cause de la flexion l'outil responsable de la diminution de diamètre, est également variable et positif. Sa valeur est réduite aux environs de $\psi = 0^\circ$, ce qui correspond à l'instant où la dent avec coupe au centre est sur la surface du trou. A l'opposé ($\psi = 180^\circ$), lorsque la dent avec la coupe au centre usine à l'avant de l'outil, l'effort radial F_R augmente pour atteindre son maximum juste avant que la dent avec coupe au centre revienne au niveau de la surface du trou. Comme pour l'effort F_T , la force radiale F_{R_tip} appliquée sur la partie axiale a une influence significative sur l'effort radial F_R . En conclusion, la partie axiale de l'outil joue un rôle important sur les forces générées au cours du perçage orbital, et par conséquent, sur la qualité du trou obtenue. Cela confirme l'importance de prendre en compte la géométrie de l'outil dans la modélisation.

2.2.3.2 Mesure expérimentale

Pour pouvoir valider le résultat de la modélisation, elle est confrontée à des mesures expérimentales réalisées lors d'essais de perçage orbital. Ces essais ont été réalisés sur un centre d'usinage 5 axes. Au cours de ces perçages, les efforts sont mesurés à l'aide d'une platine d'effort six composantes Kistler 9257B et d'une chaîne d'acquisition (NI cDAQ 9174 plus une carte NI 9215) avec un échantillonnage à 10kHz. Les conditions de coupe utilisées oscillent autour des conditions qui sont préconisées par le fabricant d'outil (en gras) : $V_c = 30$ m/min ; $V_{fa} = 11$; **16**; 22 mm/min ($f_{za} = 0.0035$; 0.005; 0.007 mm/dent) et $N_{orb} = 15$; **21**; 25 tr/min ($f_{zr} = 0.03$; 0.045; 0.06 m/dent). L'outil et le matériau usiné sont les mêmes que ceux utilisés pour l'identification, soit l'outil à trois dents avec une dent coupe au centre et une éprouvette en Ti6Al4V d'épaisseur 19mm. Seule la comparaison avec l'essai ayant les conditions préconisées par le fabricant est présentée. La mesure obtenue est représentée sur la figure 2.31. La comparaison entre le modèle et la mesure est effectuée dans la zone stationnaire de la mesure d'effort.

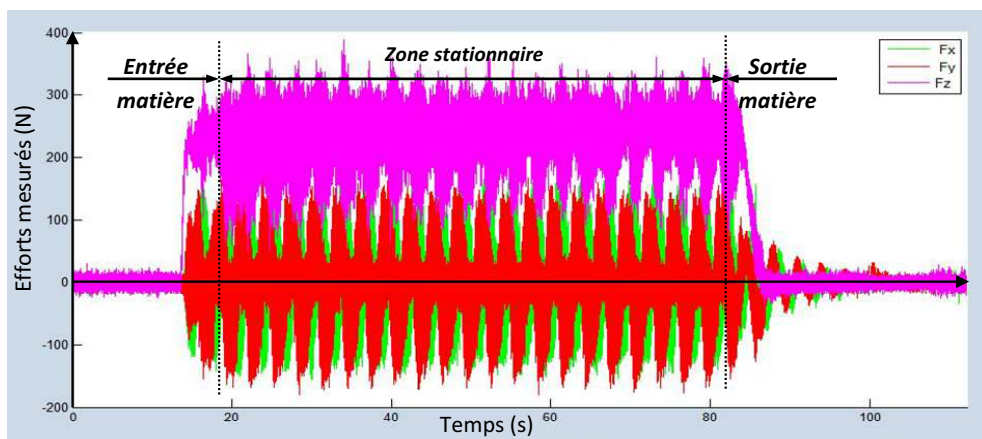


FIGURE 2.31 – Résultat de la mesure d'effort au cours du perçage orbital du Ti6Al4V

2.2.3.3 Comparaison Modèle/Mesure

Les efforts mesurés durant l'essai sont les efforts projetés (F_x , F_y , F_z) sur les axes de mesure (X_{mes} , Y_{mes} , Z_{mes}). Pour les comparer aux efforts modélisés, ils doivent être

exprimés dans le même repère. Les efforts modélisés pourraient être exprimés dans le repère de mesure, mais les composantes d'effort ont alors peu de sens physique au niveau du process. Il est préférable d'étudier les efforts dans le repère tournant R_{oi} . L'effort F_z est directement comparable à l'effort F_A car le perçage est réalisé dans l'axe de la platine d'effort Kistler. Pour les efforts F_X et F_Y , il est difficile de les projeter dans le repère R_{oi} étant donné que la position de l'outil dans le trou n'est pas connue. Il a donc été choisi de calculer l'effort résultant dans le plan (X_{mes}, Y_{mes}) et de le comparer à l'effort modélisé dans ce même plan calculé à partir de F_R et F_T . Cet effort mesuré est appelé F_{XY} :

$$F_{XY} = \sqrt{F_X^2 + F_Y^2} \quad (2.53)$$

L'effort simulé F_{RT} est calculé à partir des efforts modélisés :

$$F_{RT} = \sqrt{F_R^2 + F_T^2} \quad (2.54)$$

La figure 2.32 montre une partie de la mesure de ces efforts, dans la zone stationnaire et correspondant à un tour d'orbite. On peut observer que tout au long du tour d'orbite les efforts mesurés restent stable. Grâce à une analyse fréquentielle on peut également noter que ces efforts oscillent à la fréquence de rotation de l'outil (17.7 Hz) pour l'effort F_{XY} et à la fréquence de passage de dent (53 Hz) pour l'effort F_z . Nous pourrions donc réaliser la comparaison sur trois tours d'outil seulement (figure 2.32).

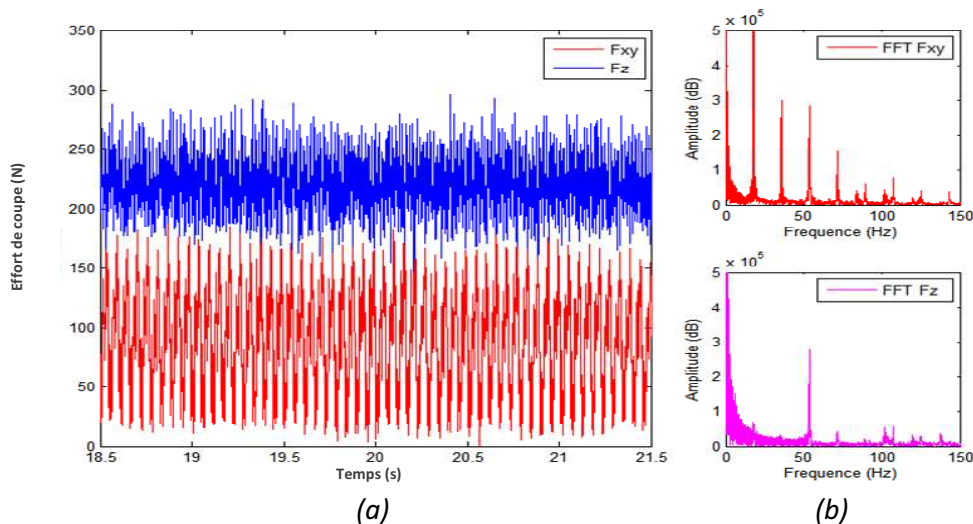


FIGURE 2.32 – (a) Efforts de coupe mesurés pendant le perçage orbital sur un tour d'orbite ($V_c = 30$ m / min; $f_{za} = 0.005$ mm / dent; $f_{zr} = 0.05$ mm / dent); (b) Analyse fréquentielle des efforts de coupe

Les efforts modélisés et mesurés sont alors comparés (figure 2.33). Pour cela, il est nécessaire de réaliser un recalage temporel entre ces deux résultats. La position de l'outil est inconnue. Ce recalage temporel est donc réalisé à l'aide d'un solveur en cherchant à minimiser l'écart entre les courbes.

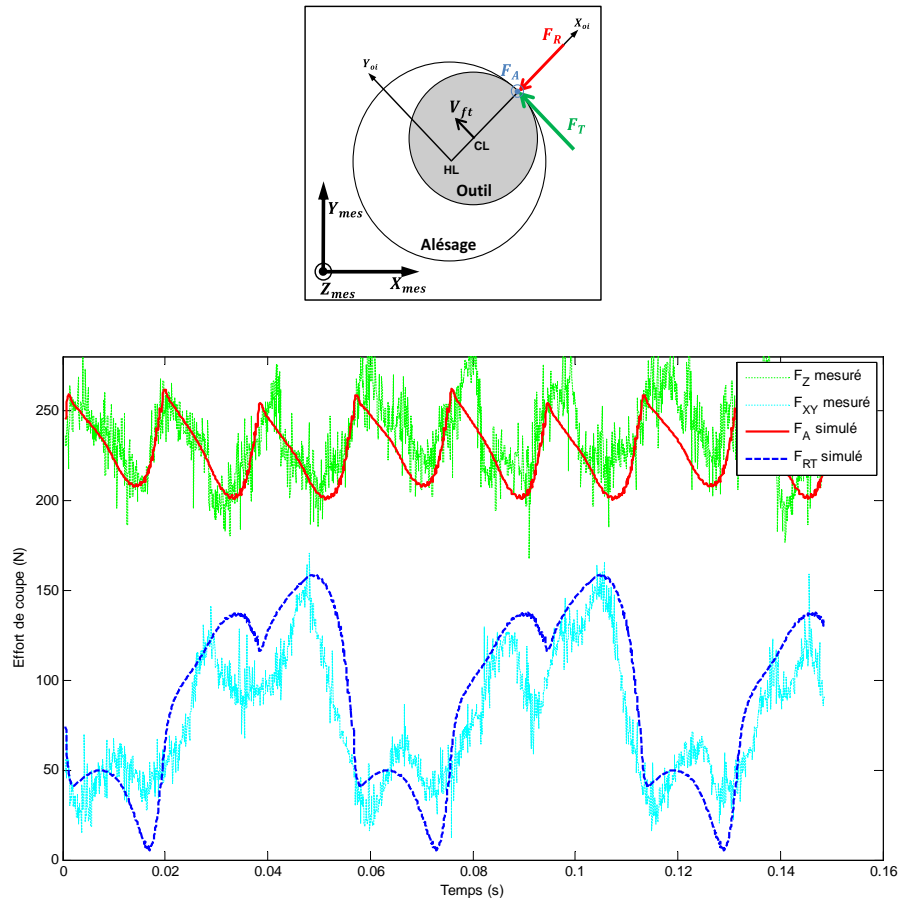


FIGURE 2.33 – Comparaison modèle/mesure sur trois tours d'outils

En ce qui concerne les efforts dans le plan normal à l'axe de l'outil (F_{RT} , F_{XY}), le modèle sur-estime légèrement les efforts de coupe dans ce plan avec une erreur moyenne de 15N ce qui correspond à 18% (pourcentage relativement élevé du fait que les efforts de coupe sont faibles). Cependant le coefficient de corrélation de Bravais-Pearson est proche de 1 ($r_p = 0.86$)², ce qui montre que l'évolution est similaire. Les efforts axiaux modélisés et mesurés ont également la même évolution avec un coefficient de corrélation assez proche de 1 ($r_p = 0.68$), ce qui montre que la modélisation représente bien le processus de coupe du perçage orbital. En ce qui concerne les valeurs, la modélisation des efforts axiaux est très proche des mesures avec une erreur moyenne du modèle par rapport aux mesures de 12N, soit 5%.

La modélisation est donc très proche des mesures. La modélisation des efforts dans le plan normal à l'axe de l'outil (F_{RT} , F_{XY}) pourraient être améliorés d'un point de vue quantitatif. Cette erreur est sûrement due à la précision de l'identification des coefficients de coupe. Une amélioration pourrait être envisagée sur le découpage de la zone radiale avec des essais d'identification supplémentaires pour affiner ces coefficients. En effet, il a été remarqué que dans cette zone, deux géométries d'arête bien distinctes sont visibles. Il serait donc intéressant de réaliser une identification sur chacune de ces parties et/ou de prendre en compte les différences géométriques (angle de coupe γ , angle d'hé-

2. Le coefficient de corrélation de Bravais-Pearson $r_p = \frac{\text{Cov}(X,Y)}{\sigma_X \cdot \sigma_Y}$

lice λ). Une amélioration pourrait également être envisagée sur le découpage de la zone axiale, avec une identification plus précises et indépendantes du modèle permettant de calculer les efforts générés par la zone au centre de l'outil liés à la coupe au centre. Un modèle prenant en compte le R_{cc} serait intéressant permettant de généraliser à des outils aux géométries différentes, car cette identification est propre à un seul outil.

2.2.3.4 Synthèse et analyse sur la modélisation

Des points de vue qualitatif et quantitatif, la modélisation représente bien l'opération de perçage orbital. Cette modélisation est une avancée par rapport aux travaux déjà réalisés sur la modélisation du perçage orbital. En effet elle permet d'étudier l'influence des paramètres de coupe mais surtout l'influence de la géométrie de l'outil qui n'a encore jamais été fait en perçage orbital. Au vue des outils coupants aux géométries de plus en plus complexes, cette avancée est primordiale dans la compréhension de l'enlèvement de matière lors du perçage orbital. Elle permet également d'étudier les entrées ou sorties de matière, ou d'autres stratégies comme le perçage avec pré-perçage, ce qui lui donne un grand intérêt en termes de perspectives.

A partir de cette modélisation, il est tout d'abord intéressant de simuler les efforts de coupe pour différentes conditions de coupe afin d'identifier l'influence des avances. Cinq vitesses différentes ont été simulées pour chaque avance, centrées sur les valeurs préconisées par le fabricant d'outil. Les graphiques de la figure 2.34 montrent l'évolution de l'effort axial en fonction de la vitesse d'avance axiale V_{fa} et de la vitesse de rotation orbitale N_{orb} . Sur l'effort axial F_A on remarque que l'avance axiale a une influence significative sur les efforts de coupe par rapport à l'avance radiale. Une augmentation de 400% de l'avance axiale génère une augmentation moyenne de 63% (et maximale de 89%) sur l'effort axial. Une augmentation de 200% de la vitesse de rotation orbitale provoque une augmentation moyenne de seulement 7% (et maximale de 17%) sur l'effort axial.

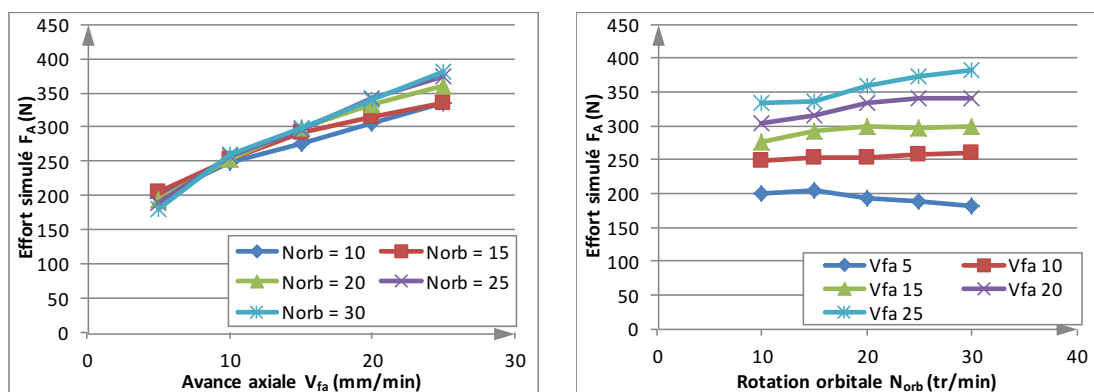


FIGURE 2.34 – Influence des vitesses d'avances sur l'effort axial F_A simulé

Cette analyse est également réalisée sur l'effort dans le plan normal à l'outil F_{RT} . Cet effort a été choisi car les résultats obtenus sont directement comparables aux mesures expérimentales. La figure 2.35 illustre l'influence des avances sur l'effort F_{RT} . Comme pour l'effort axial, c'est l'avance axiale qui présente la plus grande influence sur cet effort. Une augmentation de 400% de l'avance axiale génère une augmentation moyenne de 225% (et maximale de 283%) sur l'effort F_{RT} . La vitesse de rotation orbitale présente

une influence significativement plus faible. Lorsqu'elle augmente de 200% l'effort est diminué en moyenne de 23% (et au maximum de 36%). Mais dans l'absolu ces pourcentages ne sont pas négligeables et il est intéressant de noter que l'augmentation de l'avance radiale a tendance à provoquer une diminution de l'effort F_{RT} .

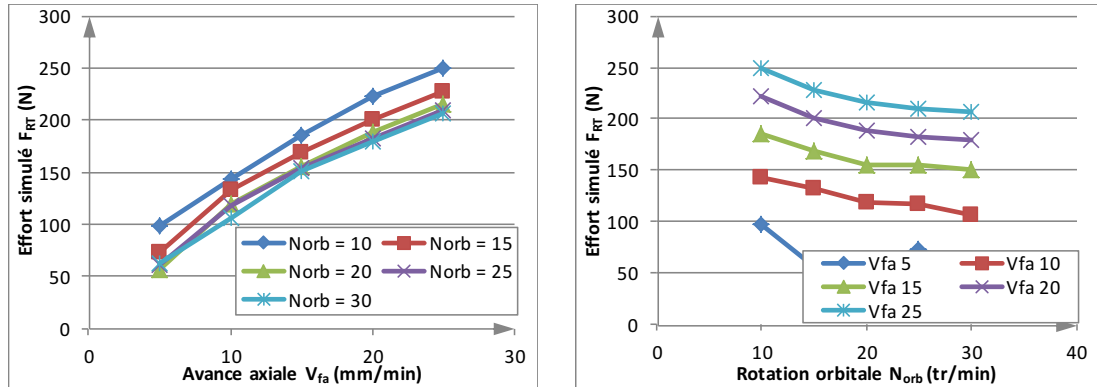


FIGURE 2.35 – Influence des vitesses d'avances sur l'effort dans le plan normal à l'outil F_{XY} simulé

Ces résultats sont en accord avec les travaux de Denkena [Denkena et al., 2008], mais également avec les résultats obtenus sur la section de copeau, qui ont déjà montrés une forte influence de l'avance axiale. Ces résultats s'expliquent par le taux d'enlèvement de matière qui est piloté par l'avance axiale. Il est donc logique que plus ce taux est important plus les efforts sont importants.

Ces résultats et la modélisation seront utilisés par la suite, en complément des essais, afin d'identifier et de comprendre les phénomènes présents lors de l'opération de perçage et d'analyser les résultats expérimentaux. Cette étude est menée dans la partie suivante, qui a pour but de caractériser le process de perçage orbital d'un point de vue qualité d'usinage.

Troisième partie

CARACTÉRISATION DU PERÇAGE ORBITAL SUR
EMPILAGE CFRP/TI6AL₄V

CARACTÉRISATION DU PERÇAGE ORBITAL SUR LES EMPILAGES CFRP/TI6AL4V

Ce chapitre va traiter de la caractérisation du procédé de perçage orbital. La première partie de ce chapitre traite de la procédure expérimentale mise en place pour mener les essais. Ensuite les résultats expérimentaux sont présentés et permettent d'identifier l'influence des avances dans une deuxième partie, puis l'influence de la géométrie de l'outil en troisième partie. Ce chapitre se finit sur une partie générale sur le perçage de l'empilage CFRP/Ti6Al4V.

3.1 PROCÉDURES EXPÉRIMENTALES

3.1.1 *Présentation des moyens d'essais*

Afin de mener les essais nécessaires pour réaliser ces travaux, un banc de perçage, mis à disposition par Airbus, a été utilisé. Ce banc de perçage ORB80 (figure 3.1) a été développé dans le but d'être le plus représentatif possible de la machine industrielle qui est une ligne de perçage à quatre têtes de perçage (LCD). Pour cela, il a été équipé d'un système de micro-lubrification par le centre d'outil, d'une broche horizontale équipée d'une tête orbitale permettant de maîtriser la trajectoire orbitale et d'une aspiration afin d'évacuer les copeaux et poussières. Cependant ce banc a été réalisé par SPIE S.O sur la base d'un cahier des charges pour l'usinage de composites et d'alliages légers de type aluminium. Son utilisation pour le perçage du titane est donc limitée.

L'autre moyen d'essai qui a été utilisé est un centre d'usinage 5 axes DMG DMU85 (figure 3.2), également équipé d'une micro lubrification par le centre outil et de caractéristiques dynamiques permettant de reproduire l'opération de perçage orbital, c'est-à-dire avec des accélérations assez élevées pour pouvoir réaliser des interpolations de petit diamètre en respectant la vitesse de consigne. L'intérêt de cette machine est de pouvoir réaliser des trajectoires différentes de celle du perçage orbital, comme les essais élémentaires de coupe nécessaires à l'identification du modèle présentée au chapitre précédent.

3.1.2 *Caractérisation et homogénéisation des moyens d'essais*

Le sujet de cette thèse repose sur une application industrielle, il est donc important que les moyens d'essais utilisés soient représentatifs de la machine industrielle. Pour cela, une campagne d'essais préliminaire a été menée pour caractériser et identifier les différences entre chaque machine. L'objectif de cette campagne d'essais est double. Tout



FIGURE 3.1 – Banc de perçage ORB80 (Airbus)

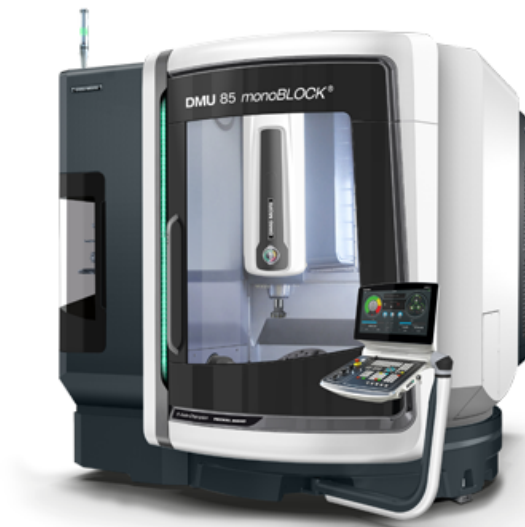


FIGURE 3.2 – Centre d'usinage 5 axes DMG (DMU85)

d'abord, il s'agit d'évaluer, pour chaque moyen, leur capacité à réaliser les perçages de façon répétable. Ensuite, il est nécessaire de vérifier que, sur chaque moyen, le déroulement du perçage et la qualité de l'alésage obtenus sont représentatifs de ceux observables sur la machine de production d'AIRBUS (LCD). Pour réaliser cette caractérisation, les essais ont été réalisés avec deux outils aux géométries différentes (outil A – 2 dents et outil B – 3 dents). Pour chacun de ces outils, différentes conditions de coupe ont été testées (vitesse de coupe V_c , avance axiale f_{za} , avance orbitale f_{zr}). Pour chaque essai, plusieurs indicateurs ont été analysés et comparés : efforts de coupe, accélérations et géométries des trous percés.

Lors des premiers essais réalisés sur le banc ORB80, les niveaux d'effort mesurés sont identiques à ceux relevés sur le LCD. Il semblait donc possible de réaliser des perçages sur des alliages de titane, mais plusieurs phénomènes perturbateurs, remettant en cause la capacité du banc à réaliser des trous comparables à ceux obtenus sur le LCD, ont pu être observés. Tout d'abord, de fortes vibrations durant le perçage sont ressenties ainsi que des mesures d'efforts montrant une forte perturbation qui génèrent du bruit dans la mesure (figure 3.3). Après avoir mesuré les alésages sur une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT HEXAGON Global Performance), il s'est avéré que la géométrie du trou présentait une ovalisation importante. En réalisant trois niveaux de mesure (entrée, milieu, sortie) et 20 points de mesure sur chaque niveau, la forme du perçage a pu être visualisée et est tracée sur la figure 3.4. Il apparaît clairement un défaut de cylindricité de $35\mu\text{m}$ de moyenne sur les trois niveaux avec une orientation de cette ovalisation identique. Pour identifier les causes de ce phénomène, une instrumentation a été mise en place, plusieurs accéléromètres ont été positionnés sur la machine au cours du perçage. Sur les accéléromètres positionnés sur la pièce, des vibrations importantes ont été relevées pendant les essais (figure 3.6). Une analyse fréquentielle de ces vibrations a été réalisée et il est apparu une fréquence importante égale à celle de la rotation d'orbite. Cela indique la présence de phénomènes perturbateurs qui ne sont pas directement liés à la coupe, mais à la position de l'outil dans le tour d'orbite, donc au point d'application des efforts générés et à leur orientation.

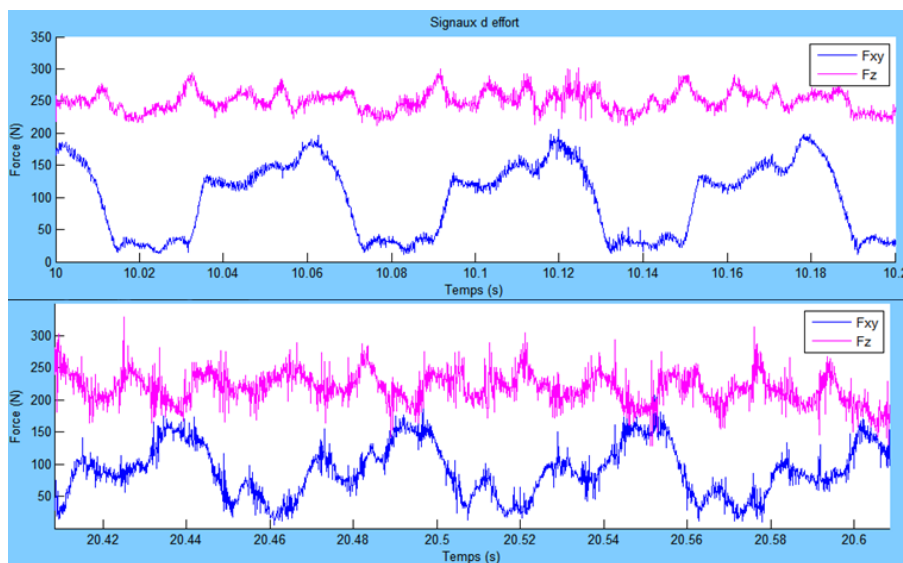


FIGURE 3.3 – Comparaison des mesures des efforts sur LCD (en haut) et sur le banc de perçage ORB80 (en bas)

C'est à partir de ces résultats que des points de faiblesse ont été décelés sur le banc de perçage, potentiellement responsables des perturbations générées sur les efforts et sur le comportement du banc. La première faiblesse provenait de la table sur laquelle est fixé le porte-échantillon. Celle-ci étant une table croisée prévue pour le perçage, elle n'était pas dimensionnée pour du fraisage (solicitations transversales).

La seconde faiblesse provient de la structure même du banc. Suite à une analyse de la structure par la méthode des éléments finis, la faiblesse de la structure a été identifiée au niveau de la structure de la table maintenant la broche et l'équerre porte-échantillon. En

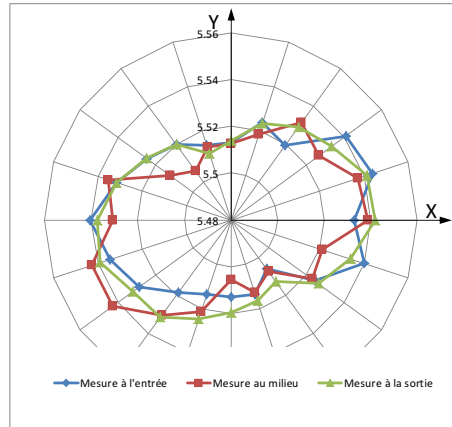


FIGURE 3.4 – Mesure MMT du rayon du trou percé sur le banc ORB80 en fonction de la position angulaire et du niveau dans le perçage.

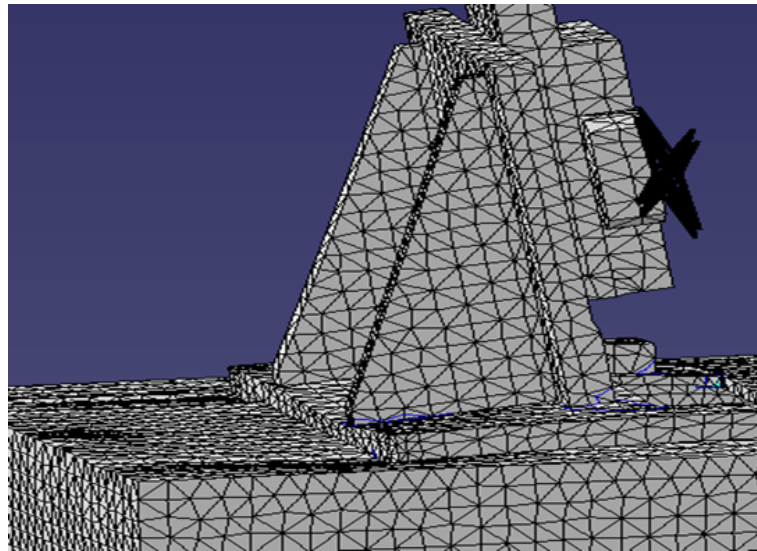


FIGURE 3.5 – Résultat du calcul de la structure du banc (au niveau de l'équerre porte éprouvette) par éléments finis

effet une faiblesse dans le sens vertical a été mise en évidence. C'est pourquoi, lors des sollicitations verticales, les vibrations de la pièce s'amplifient et dégradent la coupe. Le diamètre usiné est alors plus petit. Les sollicitations verticales se situent lorsque l'outil est en haut ou en bas dans le tour d'orbite, c'est pourquoi l'ovalisation est dans le sens horizontal.

Suite aux modifications de la structure, le comportement du banc lors du perçage a été amélioré mais présentait toujours des vibrations perturbatrices lors d'essais générant des efforts importants. Le choix a donc été fait d'utiliser ce banc pour des perçages dans le CFRP ou dans le Ti6Al4V mais pour des conditions de coupe générant des sollicitations faibles. Les essais plus critiques seront réalisés sur le centre d'usinage qui présente une rigidité et un comportement plus proches de celui présent sur le moyen industriel. Cependant n'ayant que ce moyen au début de ces travaux, une majorité des essais a été réalisée sur ce banc en ayant conscience de ses problématiques. Les essais de caractérisation ont montré que malgré le bruit présent sur la mesure d'effort, la

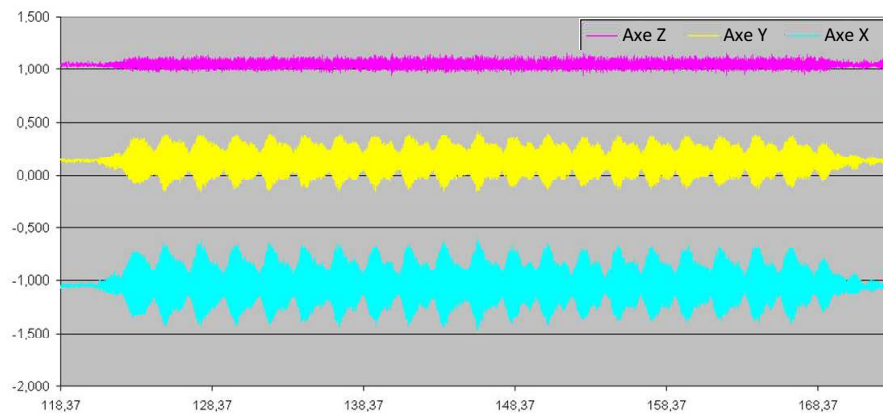


FIGURE 3.6 – Mesures d'accélération suivant les trois axes machines au niveau de la pièce sur le banc ORB80

valeur moyenne des efforts est identique à celle observée sur le LCD. Ils sont donc exploitables pour l'étude de l'influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe. Le problème peut néanmoins accélérer l'usure de l'outil donc celle-ci sera surveillée tout au long des essais. La première campagne d'essais réalisée sur le banc est une campagne sur la durée de vie de l'outil ; afin de pouvoir concevoir les plans d'expériences suivants, il est indispensable de connaître le nombre de perçages que l'on peut réaliser avec un même outil.

3.2 DURÉE DE VIE DES OUTILS COUPANTS

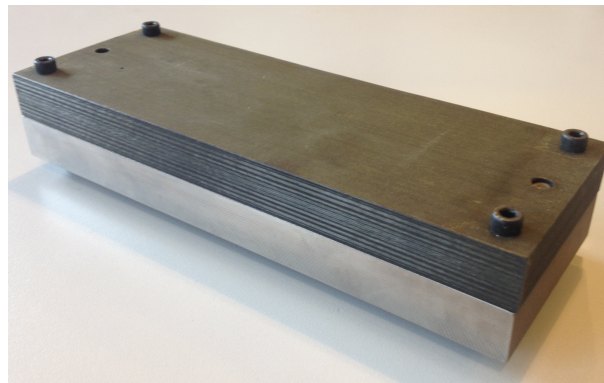


FIGURE 3.7 – Éprouvette CFRP(16 mm) / Ti6Al4V(19 mm) (210 mm x 80 mm)

Pour la suite de ces travaux les outils trois dents ont été retenus. Ces outils sont en cours de développement, il y a peu de retour d'expérience sur la qualité des perçages et sur leur durée de vie. La première campagne d'essais a donc consisté à caractériser le comportement de l'outil en durée de vie, en utilisant les conditions préconisées par le fabricant d'outils. L'outil utilisé est un outil carbure revêtu diamant 3 dents de diamètre $D_o = 9\text{mm}$, avec une seule dent coupe au centre, un angle $\kappa_r = 93^\circ$ et un rayon de bec de 1mm.

Ces essais de durée de vie ont deux rôles essentiels, le premier est comme dit précédemment d'avoir un retour sur la durée de vie de l'outil mais également de connaître la

répétabilité de l'opération sur le banc de perçage. Pour cela les conditions de coupe et la configuration du perçage restent constantes pour tous les essais. Les conditions de coupe utilisées sont celles préconisées par le fabricant soit : $V_c = 30\text{m/min}$, $V_{fa} = 16\text{mm.min}$ ($f_{za} = 0.005\text{mm}$) et $N_{orb} = 20\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.05\text{mm}$). La configuration du perçage a été définie avec Airbus pour être représentative des configurations industrielles, c'est-à-dire des perçages de diamètre $11.11^{+0.038}_{-0.005}\text{mm}$ dans un empilage (figure 3.7) de CFRP d'épaisseur 16mm suivi d'une plaque de Ti6Al4V de 19mm d'épaisseur. Tous ces perçages sont réalisés avec micro-lubrification par le centre outil et avec aspiration des copeaux par une buse à l'entrée du perçage. Tout au long des perçages, les efforts de coupe ont été mesurés à l'aide d'une platine d'effort six composantes Kistler 9257B et d'une chaîne d'acquisition NI (NI cDAQ-9178 avec une carte NI9201) à une fréquence de 10kHz.

Pour chaque perçage, quatre efforts sont relevés. Les deux premiers sont les efforts maximum enregistrés dans l'axe de l'outil « Fz max » et dans le plan normal à l'axe de l'outil « Fxy max ». Les deux autres efforts sont les efforts filtrés (passe-bas à 10Hz), soit « Fz 10Hz » et « Fxy 10Hz ». L'évolution des efforts de coupe au fur et à mesure des trous percés est tracée figure 3.8

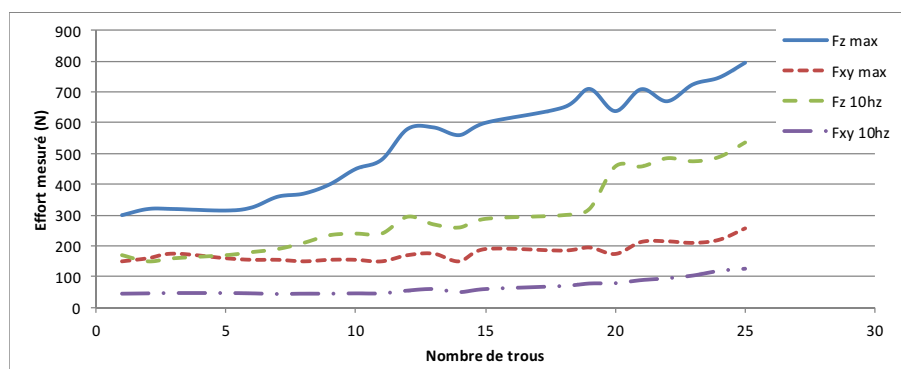


FIGURE 3.8 – Évolution des efforts de coupe mesurés sur le banc de perçage lors des essais de durée de vie.

Les efforts radiaux (Fxy max et Fxy 10Hz) et axiaux (Fz max et Fz 10Hz) sont analysés séparément, à partir du graphique 3.8. Sur les efforts axiaux, une première zone est visible jusqu'au 7^{ème} perçage. Dans cette zone, les efforts de coupe sont relativement stables, l'usure de l'outil n'a donc pas d'influence sur les efforts de coupe lorsque l'outil est presque neuf. A partir du 7^{ème} perçage et jusqu'au 19^{ème}, les efforts augmentent linéairement, signe d'une augmentation de l'usure de l'outil. Au 20^{ème} trou, une augmentation brutale de l'effort « Fz 10Hz » est visible, conséquence d'une forte dégradation de l'outil. En ce qui concerne les efforts radiaux, les mesures ne montrent pas d'évolution significative de l'usure de l'outil. Ces efforts restent globalement constants comparés aux efforts axiaux. Il est donc plus judicieux, si l'on souhaite suivre l'évolution de l'usure, d'analyser l'évolution de l'effort axial.

Suite aux essais, le diamètre des alésages réalisés a été mesuré. Les mesures des diamètres ont été réalisées sur une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) HEXAGON Global Performance. Pour chaque perçage, six mesures ont été faites à différentes hauteurs, soit en entrée, au milieu et en sortie de chaque matériau. L'entrée et la sortie sont mesurées à 1 mm du bord de la plaque. Pour mesurer le diamètre du perçage à chaque hauteur, un point est mesuré tous les 20°. Le diamètre est obtenu par le calcul du

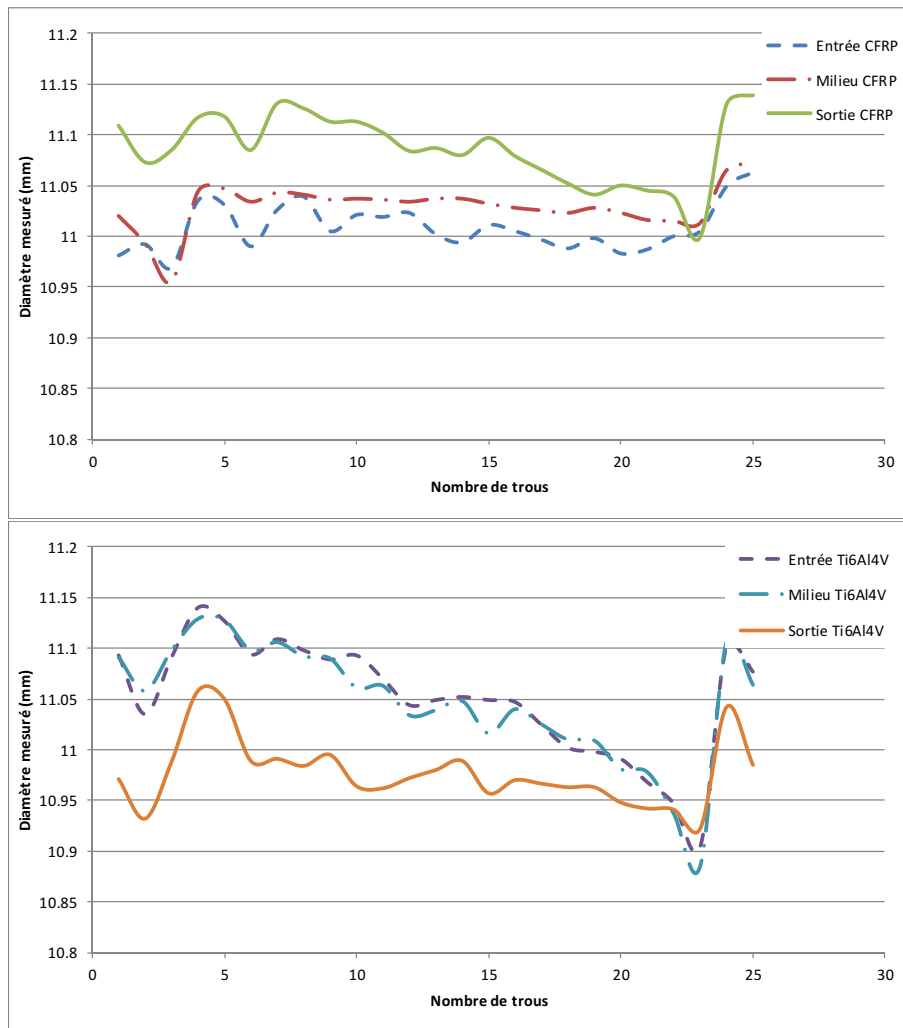


FIGURE 3.9 – Évolution des diamètres mesurés sur MMT lors des essais de durée de vie (haut CFRP ; bas Ti6Al4V)

cercle des moindres carrés sur les 18 points mesurés. Les mesures de diamètre obtenues sont tracées sur la figure 3.9. La première observation est que les valeurs des diamètres mesurés sont très irrégulières. Sur les premiers perçages, lorsque l'outil est neuf, il y a une forte variation des diamètres, particulièrement sur les quatre premiers trous. Cette variation peut s'expliquer par un rodage de l'outil. A partir du 5^{ème} perçage l'évolution des diamètres est plus stable, une décroissance des diamètres est visible. Celle-ci peut s'expliquer par l'augmentation progressive des efforts radiaux F_{XY} au fur et à mesure des perçages, qui provoque une flexion de l'outil de plus en plus importante. Cette évolution des diamètres est donc également une conséquence de l'usure de l'outil.

Un autre critère très important reflétant l'usure de l'outil est lié à la formation de bavures et de capsules. Suite à la réalisation des perçages, aucune bavure n'est observable sur les 15 premiers trous. A partir du 16^{ème} perçage, des capsules apparaissent. Cela se dégrade ensuite très rapidement jusqu'à former une bavure importante associée à une capsule encore accrochée (figure 3.10).

La durée de vie de l'outil en perçage orbital CFRP /Ti6Al4V reste donc très faible. Des signes d'usure de l'outil apparaissent très rapidement dès le 6^{ème} trou (augmentation

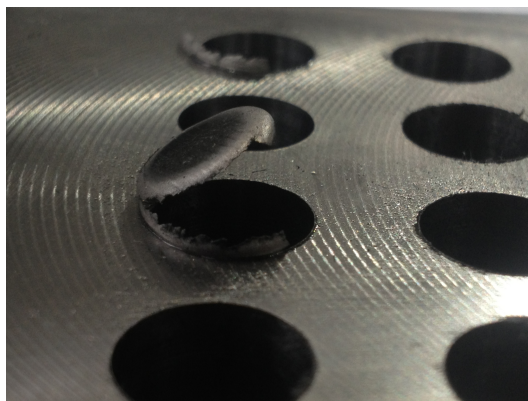


FIGURE 3.10 – Bavures et capsules en sortie de trou sur le 26ème perçage des essais de durée de vie

de l'effort F_z). Il sera donc très important de surveiller la durée de vie de l'outil au cours des futurs essais.

3.3 CARACTÉRISATION DE L'INFLUENCE DES AVANCES EN PERÇAGE ORBITAL

La caractérisation de la coupe a été réalisée à partir de l'analyse de plan d'expériences complets. Deux facteurs ont été choisis, l'avance axiale et l'avance orbitale et cinq niveaux pour chaque facteur ont été définis, centrés sur les valeurs préconisées par le fabricant d'outil coupant. L'influence de ces deux paramètres a été analysée, sur l'effort généré et le diamètre de l'alésage obtenu. Au vue des premiers résultats expérimentaux montrant la durée de vie très faible des outils lors de l'usinage d'empilages CFRP/Ti6Al4V, le choix a été fait de réaliser cette étude sur les deux matériaux séparément. Un essai de référence tous les six perçages est effectué, pour suivre l'évolution de l'usure et déclencher le changement de l'outil. Il a été décidé de changer l'outil dès lors que l'effort F_z de l'essai de référence dépasse 150% de la valeur mesurée sur le premier essai.

3.3.1 Caractérisation du perçage dans l'alliage de titane Ti6Al4V

Le plan d'expériences utilisé est un plan complet. Pour chaque avance, cinq valeurs seront étudiées. Les conditions de coupe préconisées par le fabricant sont une vitesse d'avance axiale $V_{fa} = 16\text{mm/min}$ et une vitesse de rotation orbitale $N_{orb} = 30\text{tr/min}$ ce qui correspond à une avance à la dent axiale $f_{za} = 0.005\text{mm}$ et une avance à la dent radiale $f_{zr} = 0.06\text{mm}$. Deux valeurs inférieures et deux supérieures sont choisies pour chaque variable, ces valeurs sont présentées sur le tableau 3.1.

V_{fa} (mm/min) (f_{za} (mm))	5 (0.0015)	11 (0.0035)	16 (0.005)	22 (0.007)	27 (0.0085)
N_{orb} (mm/min) (f_{zr} (mm))	12 (0.025)	20 (0.042)	30 (0.062)	38 (0.078)	47 (0.098)

TABLE 3.1 – Valeurs du plan d'expériences sur l'usinage du Ti6Al4V

Cela correspond à un total de 25 essais. Les autres conditions de coupe et opératoires restent inchangées durant ces essais : la vitesse de coupe est de 30m/min, la micro lubrification effectuée par le centre outil et l'aspiration des copeaux sont utilisées. L'outil utilisé est l'outil 3 dents avec une seule dent coupe au centre.

3.3.1.1 Analyse des efforts générés

Les efforts analysés dans cette campagne sont les efforts « Fz max » et « Fxy max » qui sont les efforts maximum enregistrés durant le perçage respectivement dans l'axe de l'outil et dans le plan normal à l'axe de l'outil. Les deux autres efforts, « Fz 10Hz » et « F_{XY} 10Hz » sont des efforts moyens calculés sur le signal filtré avec un filtre passe bas à 10Hz. L'influence des paramètres d'avance sur les efforts est tracée sur les figures 3.11 et 3.12. Chaque graphique de la figure 3.11 montre, pour une vitesse de rotation orbitale donnée, l'évolution des efforts de coupe en fonction des différentes avances axiales. Il apparaît, sur chaque graphique, que l'avance axiale a une influence très significative sur les efforts de coupe (figure 3.11). L'augmentation de l'avance axiale se traduit par une augmentation des efforts (que ce soit l'effort axial ou l'effort normal à l'axe de l'outil). En revanche, il apparaît sur les graphiques de la figure 3.12 que l'avance orbitale a peu d'influence sur les efforts. Elle tend à faire diminuer légèrement les efforts dans certains cas quand celle-ci augmente. Cela s'explique par le fait qu'une augmentation de l'avance orbitale génère une augmentation de l'épaisseur radiale de copeau associée à une diminution de sa hauteur. En effet, pour une même avance axiale, l'augmentation de l'avance orbitale se traduit par une réduction du pas de la trajectoire hélicoïdale (équation 2.4). Le temps d'usinage et donc le débit copeau de l'opération de perçage, est défini par la vitesse d'avance axiale et la profondeur du perçage. L'avance orbitale n'a donc aucun effet sur le volume de copeau, elle modifie seulement sa géométrie, ce qui explique la faible influence sur le niveau d'effort généré. A l'inverse, l'avance axiale a une forte influence sur le volume du copeau, c'est la raison pour laquelle ce paramètre est le plus influent.

Si le choix des conditions de coupe doit être réalisé dans le but de minimiser les efforts de coupe, il apparaît donc que l'avance axiale la plus faible doit être retenue. A l'inverse, la vitesse de rotation orbitale la plus élevée génère les efforts de coupe les plus faibles. Dans la suite, l'influence des paramètres d'avance sur le diamètre obtenu est étudié.

3.3.1.2 Analyse de l'influence des avances sur les diamètres obtenus

La valeur du diamètre du perçage est la première préoccupation de l'industriel, il est donc important de connaître l'influence des paramètres de coupe afin de pouvoir les modifier pour ajuster au résultat voulu. Pour déterminer l'influence sur les diamètres usinés, des mesures ont été réalisées pour chaque perçage à différentes profondeurs. Toutes ces mesures de diamètre ont été réalisées sur une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) HEXAGON GLOBAL Performance. Et pour obtenir le diamètre, un point est mesuré tous les 20° sur chaque niveau (soit 18 points). Le diamètre est obtenu par le calcul du cercle des moindres carrés à partir de ces 18 points. Toutes ces valeurs sont représentées sur les graphiques des figures 3.13 et 3.14. Sur chaque graphique, les valeurs des diamètres mesurés sont tracées en fonction de la profondeur de mesure dans le perçage. Ainsi, chaque courbe tracée représente le profil d'un perçage. Pour étudier l'influence de l'avance axiale sur les diamètres, il a été choisi de présenter

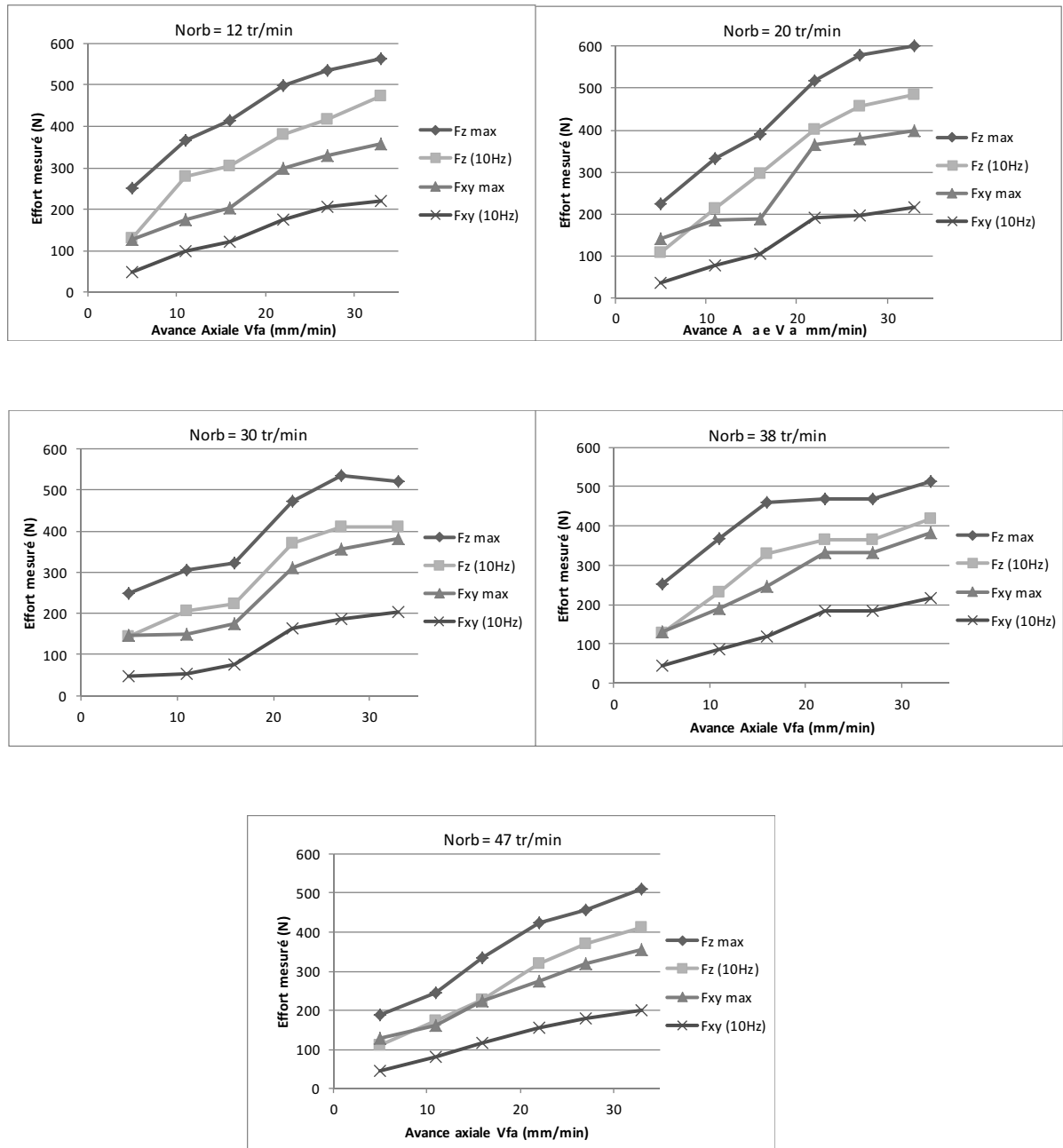


FIGURE 3.11 – Influence de l'avance axiale sur les efforts mesurés dans le Ti6Al4V

cinq graphiques sur lesquels, la vitesse de rotation orbitale est fixe, et les profils de trou pour chaque avance axiale sont tracés (figure 3.13). Pour l'étude de l'avance orbitale, les graphiques sont identiques mais c'est la vitesse d'avance axiale qui est fixe sur chaque graphique, et les profils des trous pour chaque avance orbitale sont tracés (figure 3.14).

Il apparaît que l'avance axiale a également une forte influence sur les diamètres obtenus. Lorsque celle-ci augmente, le diamètre usiné diminue. Ceci est en accord avec les observations faites sur les efforts où l'avance axiale fait augmenter les efforts de coupe et donc la flexion d'outil générant ainsi un diamètre plus petit. En ce qui concerne la vitesse d'avance orbitale, on observe également une influence mais à l'inverse de l'avance axiale, quand celle-ci augmente, le diamètre obtenu augmente également. Deux raisons

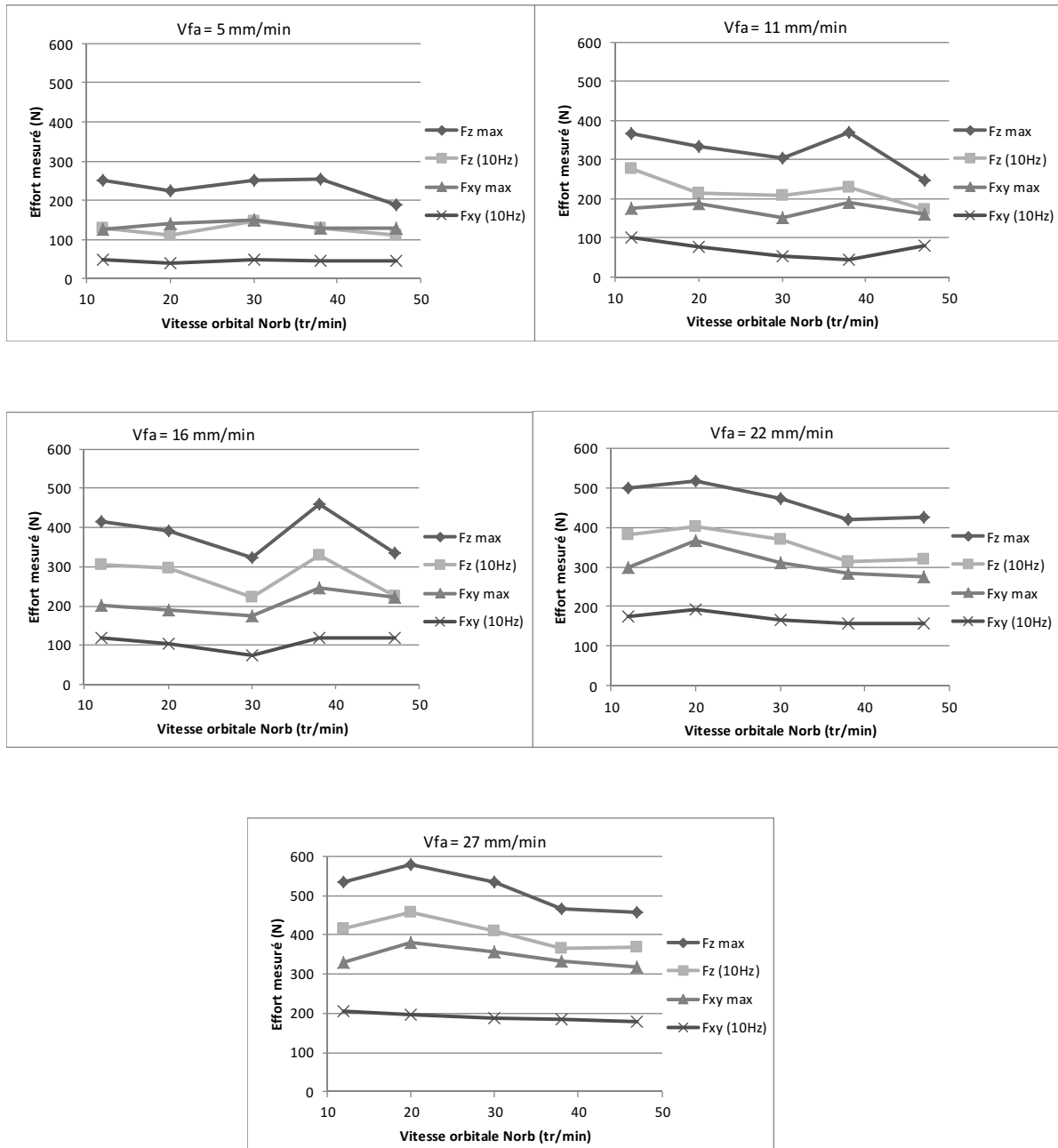


FIGURE 3.12 – Influence de l'avance radiale sur les efforts mesurés dans le Ti6Al4V

expliquent cette augmentation du diamètre. Tout d'abord cela provient des efforts, il a été montré précédemment que la vitesse de rotation orbitale tend à légèrement diminuer les efforts de coupe et ainsi diminue la flexion de l'outil responsable de la diminution du diamètre percé. La deuxième vient du fait que plus la vitesse de rotation orbitale est élevée plus le nombre de tours d'orbite de l'outil va augmenter, ainsi l'outil va passer plus de fois sur un même point de la surface du trou, il continue donc à enlever la matière qui n'aurait pas été enlevée par les tours précédents. On observe que, comme pour l'étude de l'influence des avances sur les efforts, il doit être choisi une avance axiale faible si l'on souhaite obtenir un diamètre le plus proche de notre valeur cible. Cepen-

tant ceci est au détriment de la productivité, il est donc important de trouver un bon compromis.

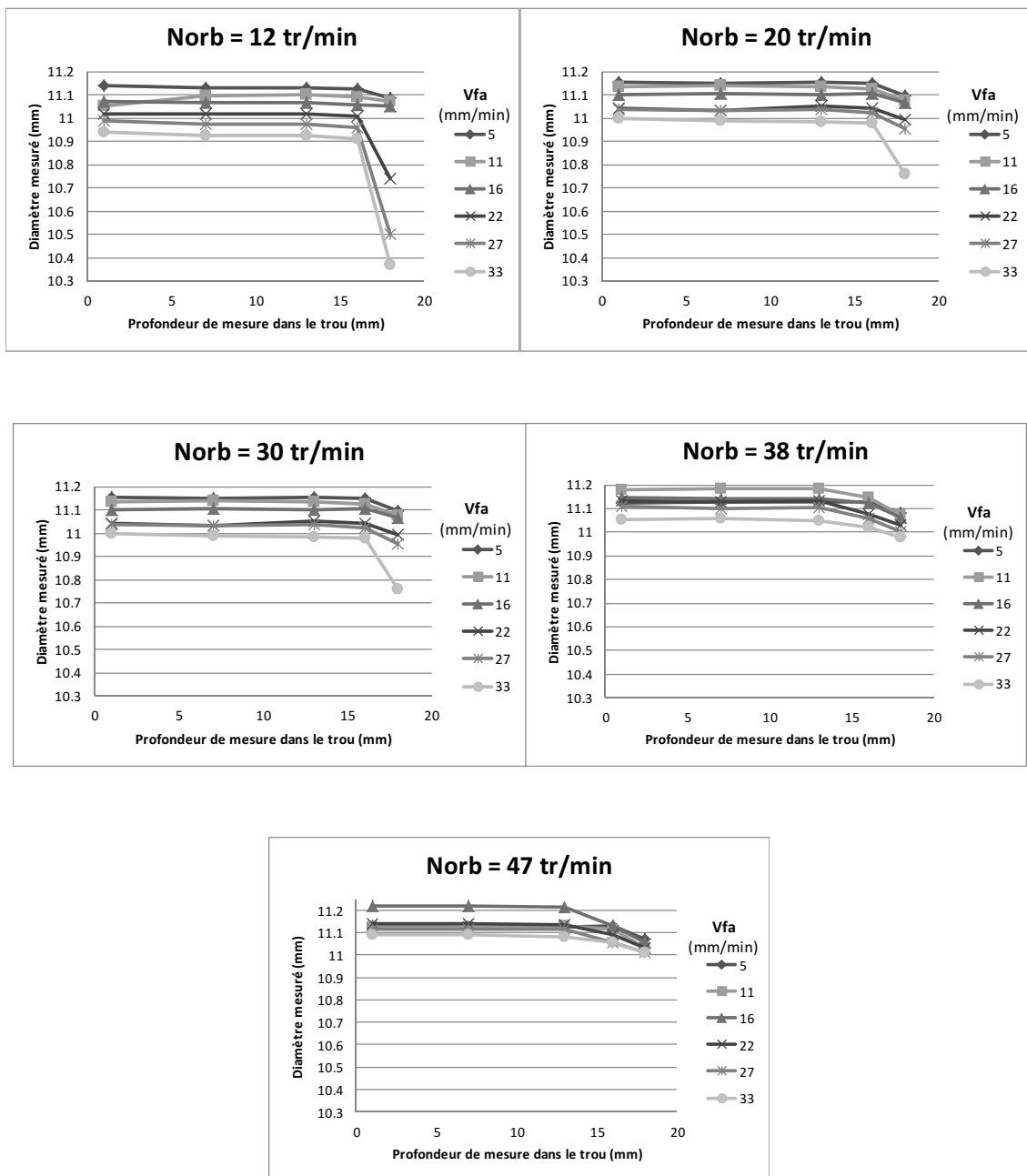


FIGURE 3.13 – Influence de l'avance axiale sur les diamètres pour chaque vitesse orbitale, dans le Ti6Al4V

3.3.1.3 Observations sur la formation de bavures et capsules

Tout au long de ces essais, la formation de bavures et capsules en sortie de trous a été observée, afin de déterminer l'influence possible des avances sur ces défauts. Tout d'abord il est apparu deux types de capsules (figure 3.15), une capsule au diamètre outil « type 1 » est une au diamètre du trou « type 2 ». Les capsules de type 1 n'ont été observées que pour les fortes avances axiales, à l'inverse des capsules de type 2 qui

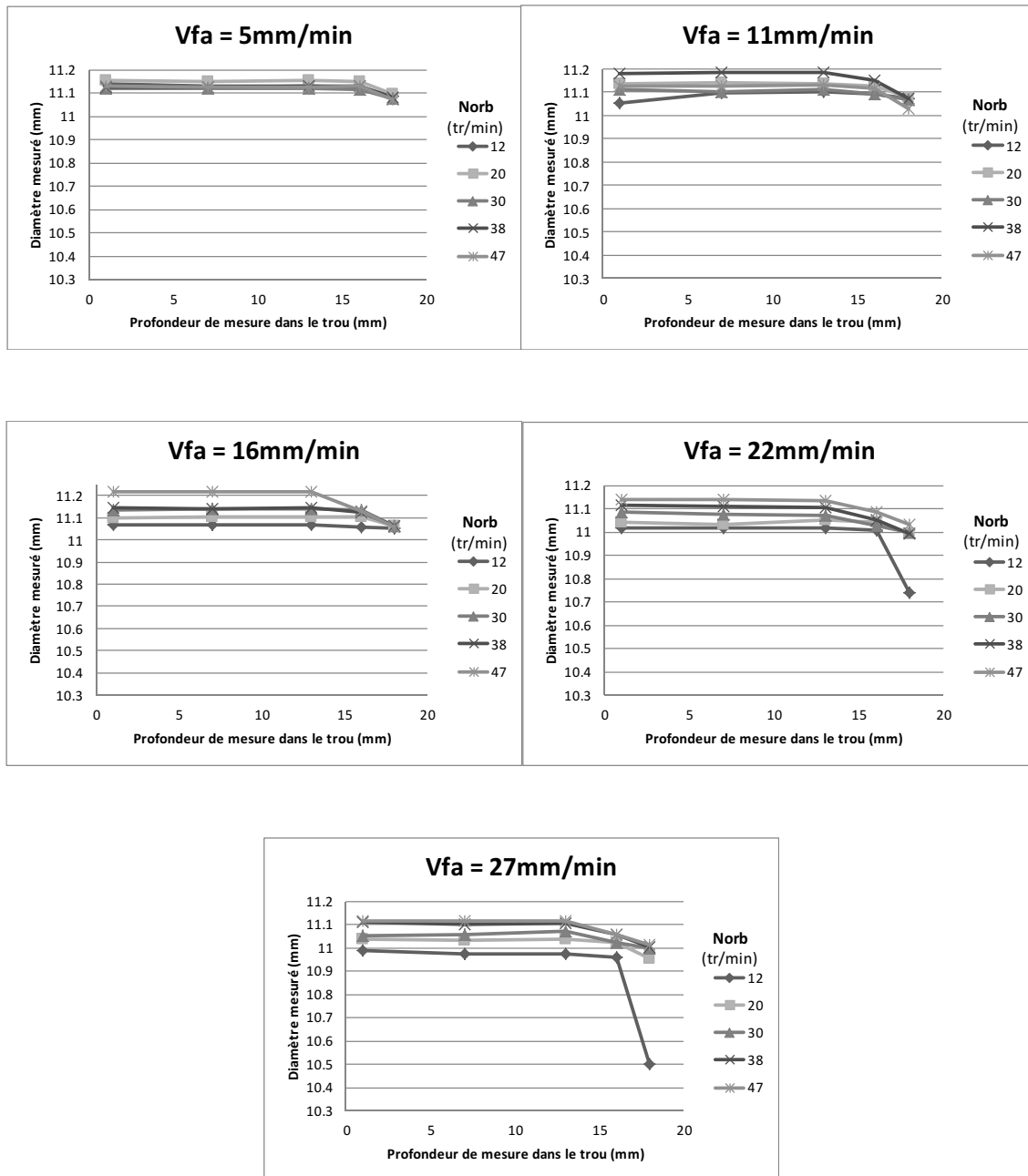


FIGURE 3.14 – Influence de la rotation orbitale sur les diamètres pour chaque vitesse d'avance axiale, dans le Ti6Al4V

se forment plus facilement lorsque la vitesse d'avance axiale est faible. Mais il apparaît que le facteur le plus influant sur la formation de capsules est l'usure de l'outil. Plus l'outil s'use, plus le risque de formation de capsules est important. Les capsules de type 1 proviennent exclusivement de la géométrie de l'outil, l'outil ayant un κ_r supérieur à 90° il travaille en sortie de trou comme un outil scie, en créant une rondelle de même diamètre. C'est pourquoi plus l'avance axiale est élevée plus l'outil a une trajectoire axiale est donc le risque de formation de bavure de type 1 augmente. En ce qui concerne la capsule de type 2, cela semble provenir d'une mauvaise coupe, la matière se déforme sous la pression de l'arête plutôt que d'être enlevée par celle-ci. Plus la vitesse d'avance

axiale est faible et plus l'épaisseur de la matière restante en sortie de trou est faible. La matière risque donc de se déformer plus facilement sous la pression de l'arête de coupe créant une capsule. C'est pourquoi au cours de l'usure de l'outil, les arêtes de l'outil perdent de leur acuité, ainsi les efforts de coupe augmentent et déforment plus facilement la matière, augmentant donc le risque de formation de capsule. La solution à cette problématique est donc d'augmenter l'avance axiale en sortie de trou pour avoir une avance à la dent assez importante afin que la matière soit usinée et non repoussée.



FIGURE 3.15 – Différents types de capsule observé dans le Ti6Al4V

Concernant les bavures en entrée et sortie de trou, pour l'ensemble des essais, elles sont restées négligeables. Leur hauteur est toujours restée inférieure à 0.1mm. Il n'est donc pas apparu d'influence significative des paramètres d'avance sur la formation des bavures. Il serait intéressant de réaliser des essais similaires avec un outil fortement usé (générant donc des bavures significatives) pour observer l'influence des avances et ainsi définir des paramètres permettant de les diminuer lorsque l'outil s'use.

3.3.2 Caractérisation du perçage orbital dans le CFRP

Comme pour le Ti6Al4V le plan d'expériences utilisé est un plan complet, pour chaque avance, cinq valeurs seront retenues. Les conditions de coupe préconisées sont une vitesse d'avance axiale $V_{fa} = 35$ mm/min et une vitesse rotation orbitale $N_{orb} = 51$ tr/min, ce qui correspond à une avance à la dent axiale $f_{za} = 0.0033$ mm et une avance radiale $f_{zr} = 0.032$ mm. Deux valeurs inférieures et deux supérieures sont choisies pour chaque avance, ces valeurs sont représentées sur la tableau 3.2. Cela correspond à un total de 25 essais. Les autres conditions de coupe et opératoires restent inchangées durant ces essais : la vitesse de coupe est de $V_c = 100$ m/min, et l'aspiration des poussières sont utilisées. Toujours par souci de suivre l'usure de l'outil, des essais de référence ont été réalisés tous les 6 perçages comme pour les essais dans le Ti6Al4V. L'outil utilisé reste identique (outil 3 dents avec une seule dent coupe au centre) et ces essais sont réalisés sur le banc de perçage ORB80. Cependant la micro-lubrification par le centre outil n'est pas utilisée. L'intérêt de l'utilisation de la lubrification pour le CFRP est en grande partie environnemental, car cela permet de fixer les poussières de carbone toxique. Or dans notre cas une aspiration pour récupérer ses poussières est mise en place. Cependant l'utilisation de la micro-lubrification a un inconvénient, les poussières et la faible quantité d'huile génèrent une pâte abrasive néfaste pour les machines.

V_{fa} (f_{za})	25 (0.0024)	30 (0.0028)	35 (0.0033)	41 (0.0039)	46 (0.0043)
N_{orb} (f_{zr})	40 (0.025)	46 (0.028)	51 (0.032)	56 (0.035)	62 (0.038)

TABLE 3.2 – Valeurs du plan d'expériences sur l'usinage du CFRP

3.3.2.1 Analyse de l'influence des avances sur les efforts de coupe mesurés

Le traitement des mesures d'efforts et l'analyse sont identiques au cas du Ti6Al4V. L'influence des paramètres d'avances sur les efforts est tracée sur les figure 3.16 et 3.17.

On remarque, sur ces graphiques, que pour le domaine étudié il n'apparaît aucune influence évidente des avances orbitale et axiale sur les efforts mesurés.

Pour les conditions de coupe utilisées on remarque d'importantes différences entre les efforts mesurés dans le Ti6Al4V et dans le CFRP du fait des caractéristiques mécaniques différentes pour ces deux matériaux. Les efforts axiaux dans le Ti6Al4V sont en moyenne 2.5 fois plus élevés (moyenne des efforts $F_z(10\text{Hz})$ sur la totalité des essais : 305 N pour le Ti6Al4V ; 117 N pour le CFRP), en ce qui concerne les efforts radiaux cette différence est encore plus significative, ils sont en moyenne huit fois plus élevés pour le Ti6Al4V (moyenne des efforts $F_{xy}(10\text{Hz})$ sur la totalité des essais : 135 N pour le Ti6Al4V ; 17 N pour le CFRP).

3.3.2.2 Analyse de l'influence des avances sur les diamètres obtenus

Aux vues des graphiques sur l'influence des avances sur les diamètres (figure 3.18 et figure 3.19), il n'existe pas d'influence apparente des paramètres d'avance sur les diamètres obtenus. Comme pour les efforts il n'est donc pas possible d'identifier un lien entre les conditions opératoires et le résultat obtenu.

Cependant, cette série d'essais a montré une influence significative de l'usure de l'outil. On observe sur la figure 3.20 que indépendamment des conditions de coupe, les diamètres diminuent au fur et à mesure des perçages linéairement. Ceci explique les variations de diamètre présentes sur les figures 3.18 et 3.19. D'autre part, sur toutes ces mesures, tous les diamètres mesurés en sortie de trou sont supérieurs au reste du perçage. Cela est dû à un phénomène présent lors de la sortie de l'outil, au moment où le bout de l'outil n'est plus dans la matière, le chargement mécanique de celui ci diminue fortement il reprend donc sa position libre. Afin de déboucher correctement l'outil, l'usinage continue et l'outil réalise les derniers tours d'orbite dans une position libre et vient ainsi agrandir le trou à la sortie.

3.3.2.3 Analyse de l'influence des avances sur les défauts

Le premier défaut observé, caractéristique du perçage orbital, est la formation de capsules. Lors du perçage du CFRP aucune capsule de type 2 n'a été observée. Uniquement quelques capsules de type 1 ont pu être identifiées et ce lorsque l'usure de l'outil commence à être significative et/ou lors de fortes avances axiales. Cette capsule provient de la géométrie même de l'outil ($\kappa_r > 90^\circ$).

Les autres défauts caractéristiques du perçage dans les matériaux composites sont le délaminage et l'écaillage en entrée et sortie de trou ou encore des problèmes d'état de surface. Pour observer ces défauts plusieurs méthodes sont utilisées. Tout d'abord un état des lieux visuel est réalisé, il permet d'avoir une vision globale sur la qualité

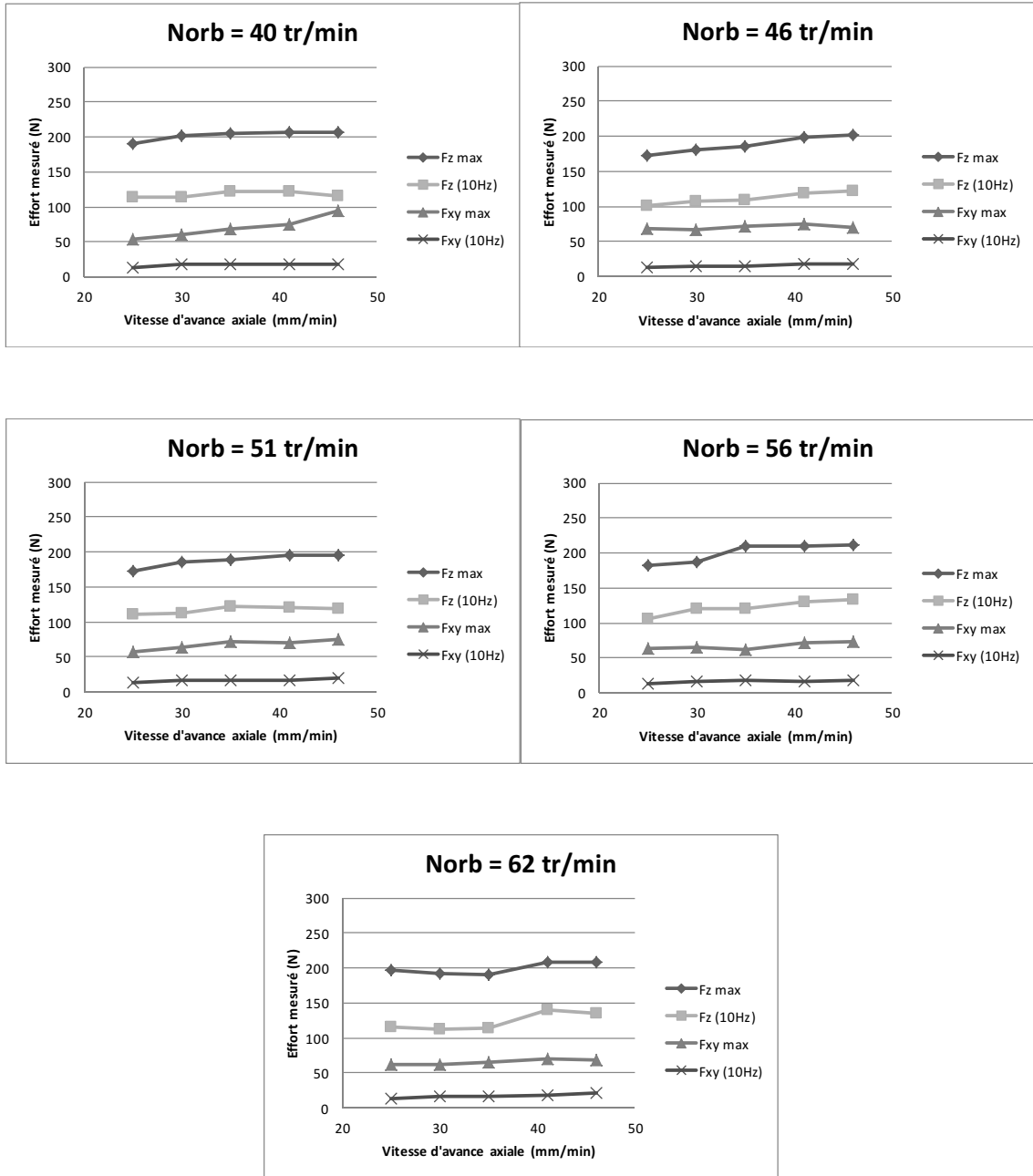


FIGURE 3.16 – Influence de l'avance axiale sur les efforts mesurés dans le CFRP

du perçage, mais il permettra également de suivre la qualité de l'entrée du perçage par observation de la quantité de fibres non coupées. Pour étudier la sortie du trou un microscope optique à variation de plan focal (ALICONA Infinte FocusSL) a été utilisé, il permet de mesurer sans contact la géométrie de la pièce et ainsi voir les déformations de la surface provoquées par le perçage. Comme pour les diamètres, il a été observé une dégradation de la qualité du perçage au fur et à mesure des perçages indépendamment des conditions de coupe (figure 3.22). On observe en entrée de trou, à partir du 20ième perçage, des fibres non coupées pour un χ_2 compris entre 0 et 45° . Pour les sorties, on observe une augmentation de la déformation de la surface de la sortie du trou. Cette

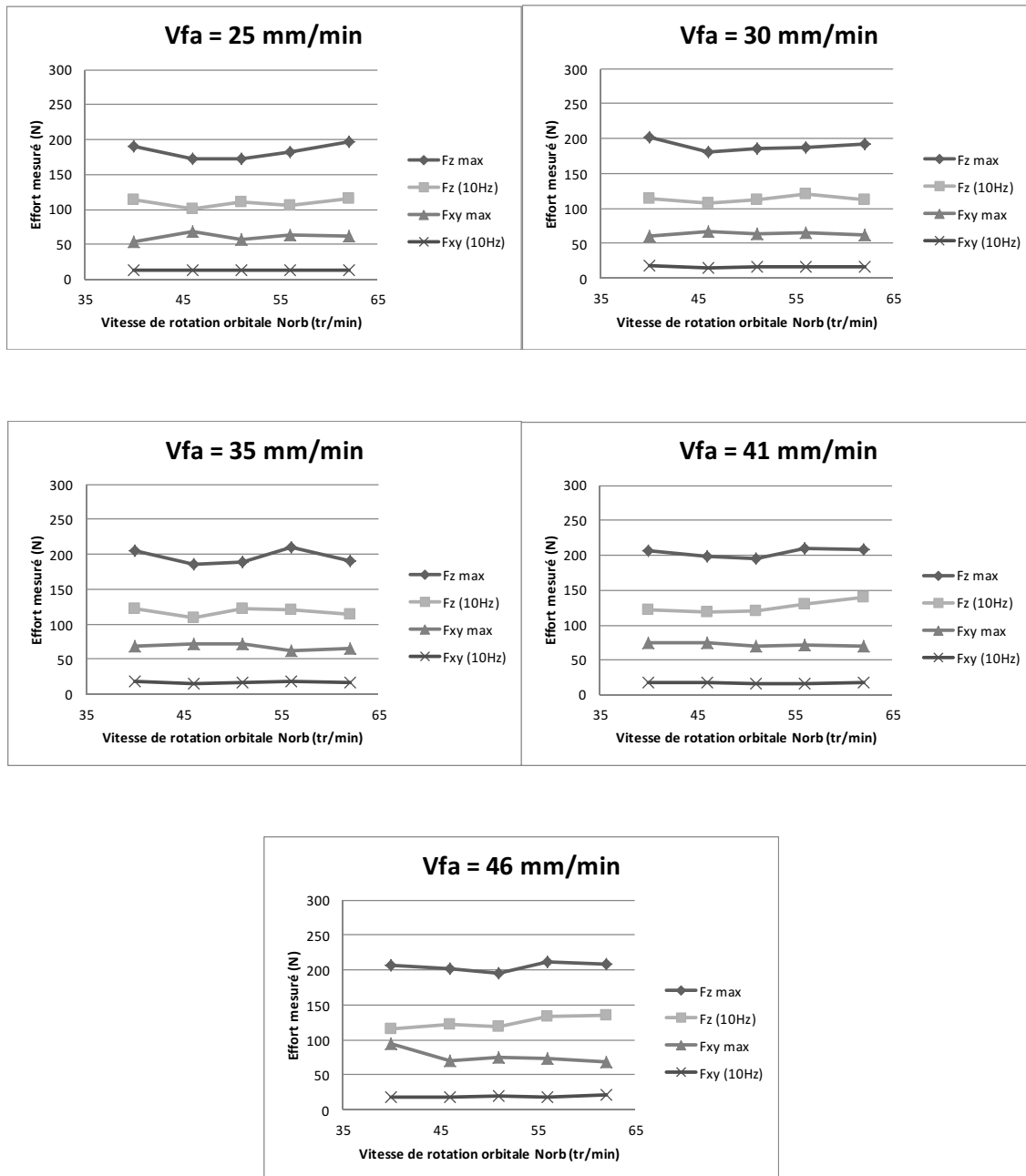


FIGURE 3.17 – Influence de la rotation orbitale sur les efforts mesurés dans le CFRP

déformation est synonyme d'un décollement de ce pli voir des plis inférieurs synonyme d'un délaminage.

L'état de surface dans un alésage CFRP est difficile à caractériser. Tout d'abord, du fait de la difficulté d'accès à la paroi, la mesure de l'état de surface est souvent réalisée par profilométrie à contact. Mais la forte hétérogénéité de la surface fait que le résultat obtenu dépend fortement de la position de la ligne de mesure [Landon and Chérif, 2012]. De plus, les arrachements localisés sur la surface, de profondeur importante par rapport au reste de la paroi, engendrent des problèmes de filtrage de l'ondulation. L'utilisation des filtres normalisés classiques (ISO 11562), largement déployée sur les dispositifs de mesure, provoque sur le profil de rugosité une apparition de pics artificiels aux abords

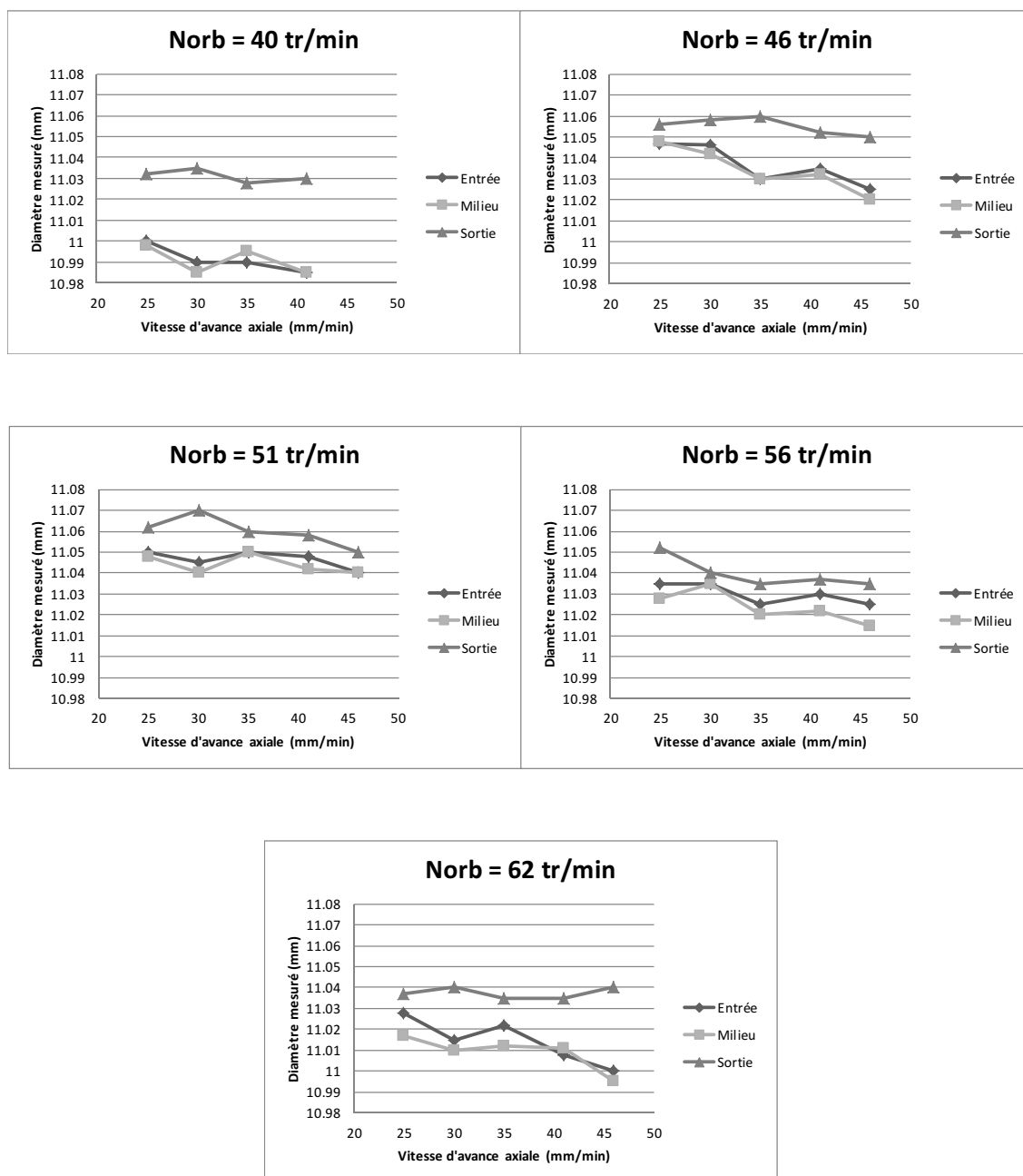


FIGURE 3.18 – Influence de l'avance axiale sur les diamètres pour chaque vitesse orbitale dans le CFRP

des arrachements, qui faussent les valeurs des critères calculés sur ce profil [Landon and Chérif, 2012]. Ainsi, le critère de rugosité arithmétique R_a , largement utilisé dans les publications scientifiques comme dans l'industrie pour qualifier l'état de surface d'un alésage CFRP, n'est pas adapté.

Pour mesurer plus rigoureusement l'état de surface, une mesure surfacique en analysant les critères primaires obtenus sur les surfaces non filtrées est préférable [Le Dref, 2014]. Dans cette étude, les mesures sont réalisées à l'aide d'un microscope optique Alicona InfiniteFocus SL. Un miroir à 45° est placé dans l'alésage afin de mesurer la paroi du trou. La mesure est effectuée dans la même zone du stratifié afin d'être en mesure de

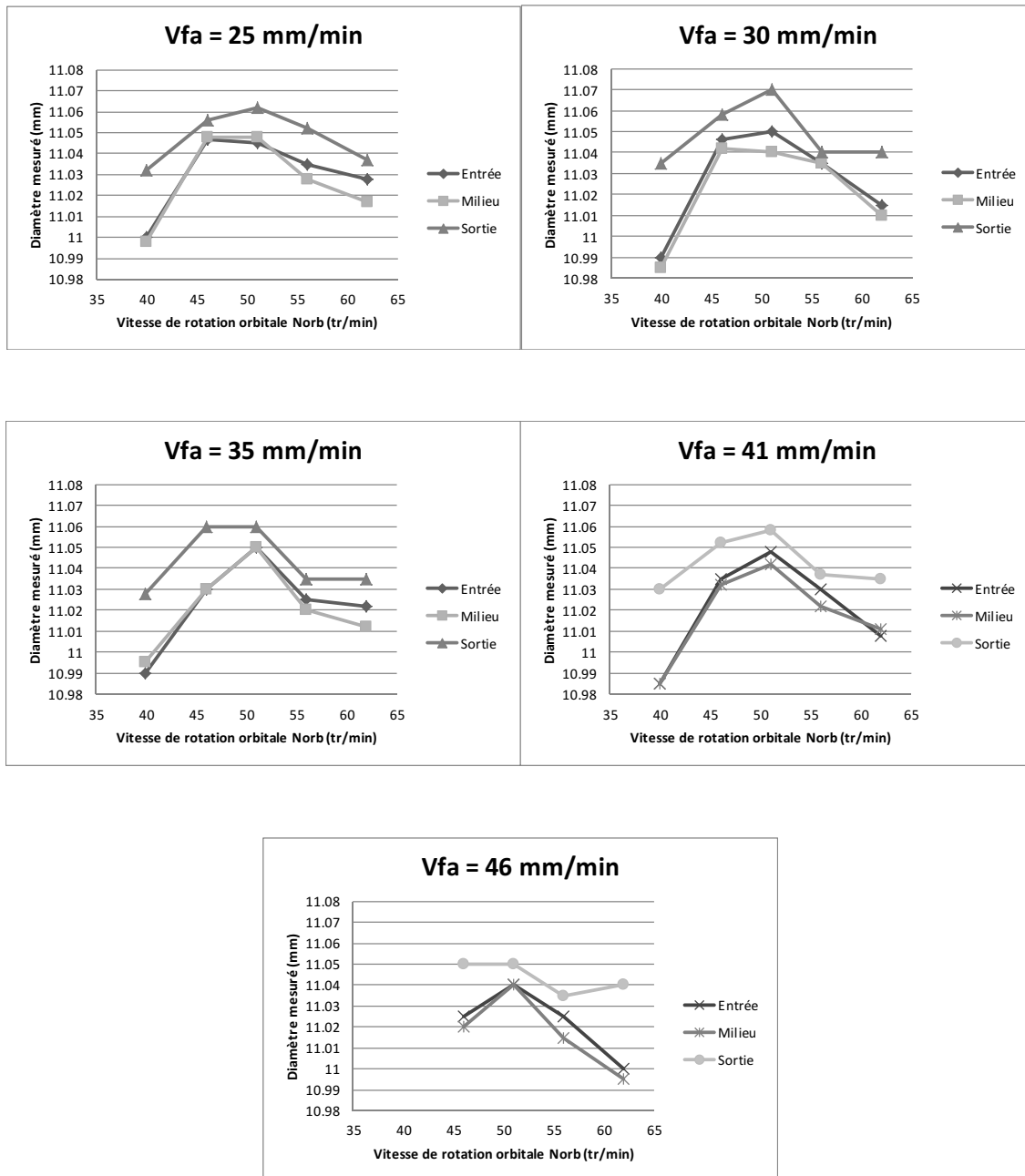


FIGURE 3.19 – Influence de la vitesse orbitale sur les diamètres pour chaque avance axiale, dans le CFRP

comparer les surfaces entre elles. Un secteur angulaire de l'alésage de 30° est mesuré. La surface est ensuite analysée après extraction de la forme cylindrique par la méthode des moindres carrés, mais sans filtrage de l'ondulation. Pour caractériser l'état de surface et les comparer entre eux, les paramètres primaires suivants sont calculés [Le Dref, 2014] :

- le paramètre de hauteur : Sq
- les paramètres de distribution skewness et kurtosis : Ssk, Sku
- les paramètres de portance volumiques : Vvc, Vvv

Les paramètres Sq, Ssk et Sku sont calculés à partir du profil complet selon les formules suivantes :

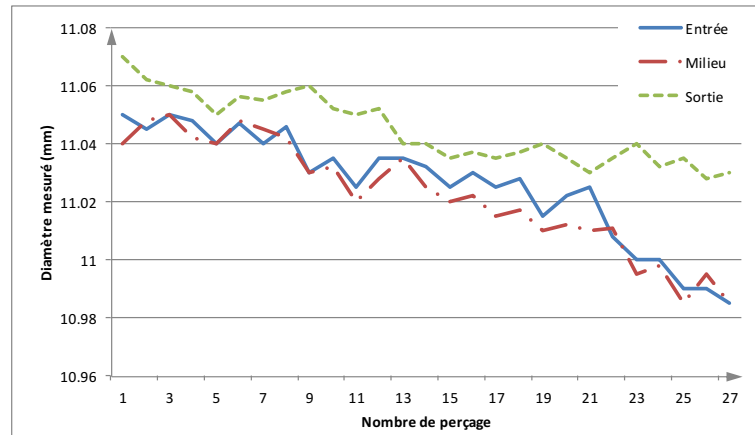


FIGURE 3.20 – Évolution des diamètres de perçages dans le CFRP

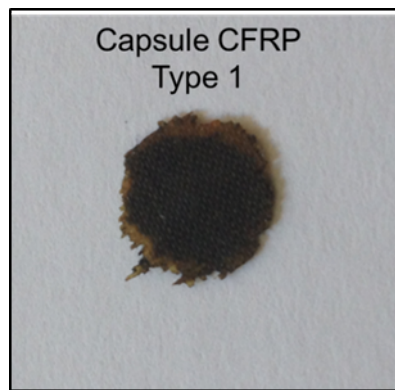


FIGURE 3.21 – Capsule de type 1 en CFRP

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{A} \iint_A Z^2(x, y) \cdot dx \cdot dy} \quad (3.1)$$

$$S_{sk} = \frac{1}{S_q^3} \left(\frac{1}{A} \iint_A Z^3(x, y) \cdot dx \cdot dy \right) \quad (3.2)$$

$$S_{ku} = \frac{1}{S_q^4} \left(\frac{1}{A} \iint_A Z^4(x, y) \cdot dx \cdot dy \right) \quad (3.3)$$

Les paramètres de portance volumiques V_{vc} , V_{vv} sont explicités sur le diagramme suivant (figure 3.23).

Le choix de ces paramètres est basé sur les travaux précédents de LeDref [Le Dref, 2014]. Le paramètre de hauteur et S_q est un indicateur moyenné de l'état de surface global de la paroi. Les paramètres S_{sk} et S_{ku} apportent des informations complémentaires quant à la nature de la surface, en termes de densité d'arrachements et de présence de pics. Le paramètre S_{sk} représente l'asymétrie de la surface, c'est-à-dire une prépondérance de pics ou de vallées suivant que sa valeur est positive ou négative. Le paramètre S_{ku} représente, quant à lui, l'aplatissement de la surface, c'est-à-dire le fait que les pics ou les vallées sont plutôt larges (S_{ku} faible et inférieur à 3), ou brusques et abrupts (S_{ku} élevé et supérieur à 3). Il est influencé surtout par la densité des arrachements. Les paramètres V_{vc} et V_{vv} permettent de caractériser plus précisément les arrachements. V_{vc} est

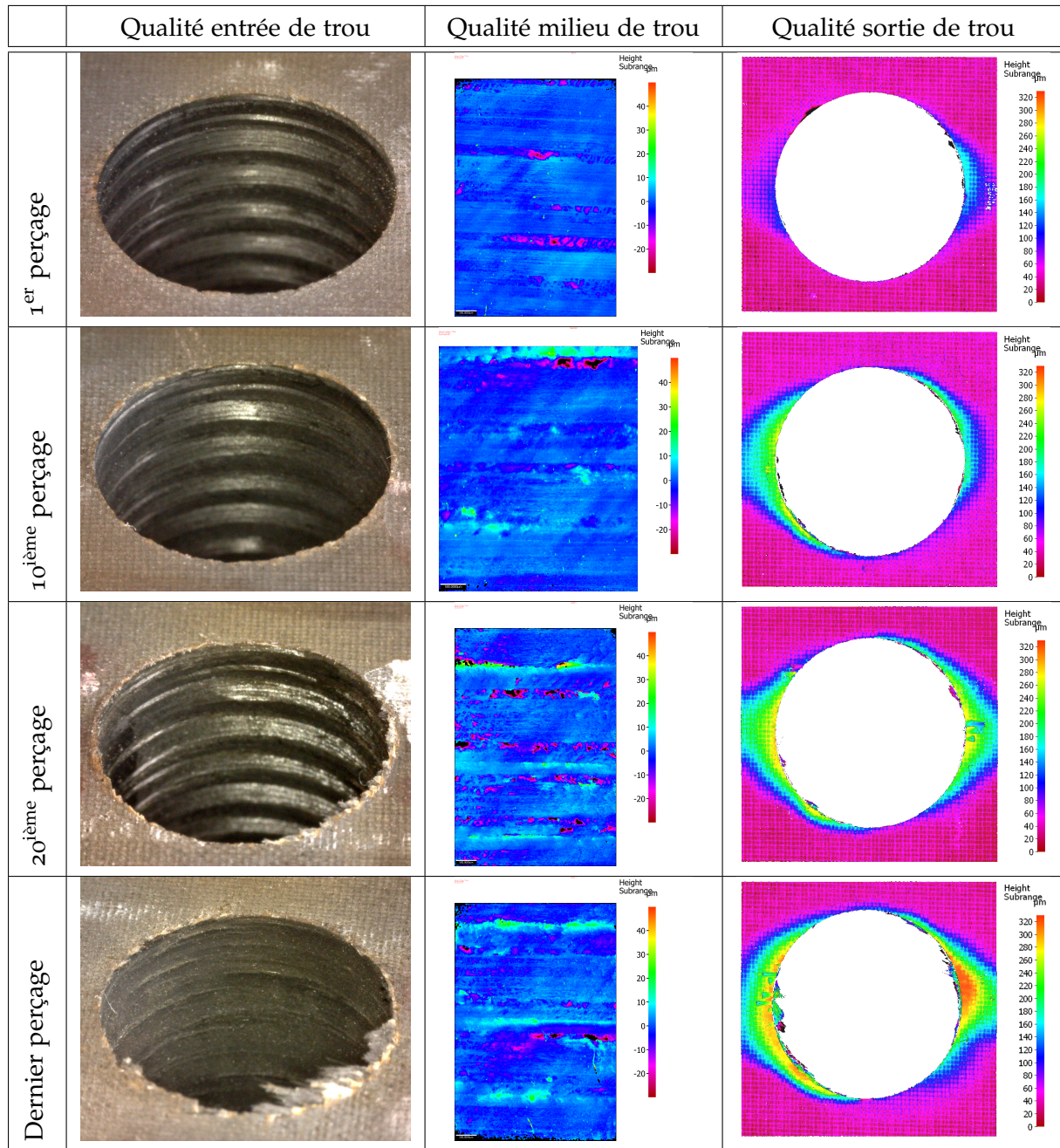


FIGURE 3.22 – Évolution de la qualité des perçages dans le CFRP

influencé essentiellement par les arrachements peu profonds, alors que V_{vv} représente l'évolution des défauts profonds. L'analyse couplée de ces différents critères permet ainsi de caractériser l'état de surface complexe observé dans un stratifié composite.

Sur les alésages étudiés, les valeurs absolues, ainsi que les valeurs normées par rapport à la valeur maximale sont analysées (figure 3.24). Il apparaît que l'état de surface global se dégrade fortement avec l'usure de l'outil. En effet, le paramètre S_q augmente globalement avec le nombre de trous effectués par l'outil. Également, les arrachements peu profonds à cœur (V_{vc}) sont de plus en plus importants avec l'usure. Classiquement sur les alésages composites, le skewness S_{sk} reste négatif, il y a donc prépondérance

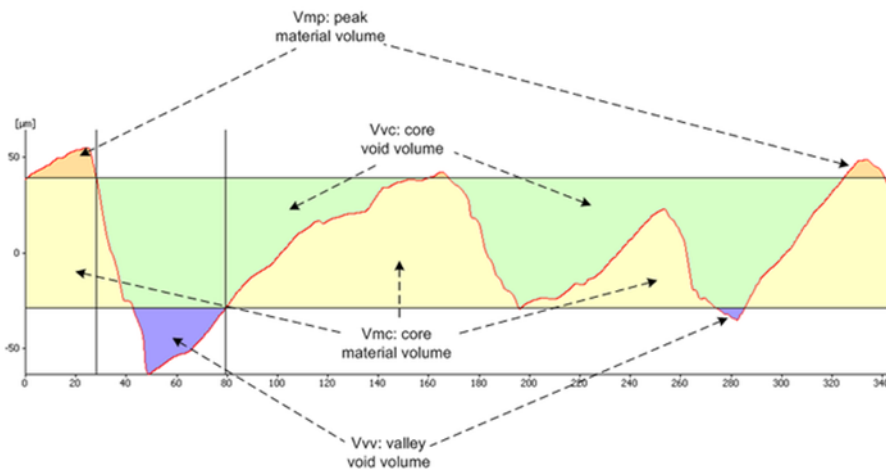


FIGURE 3.23 – Diagramme explicatif des paramètres de portance (source Alicona)

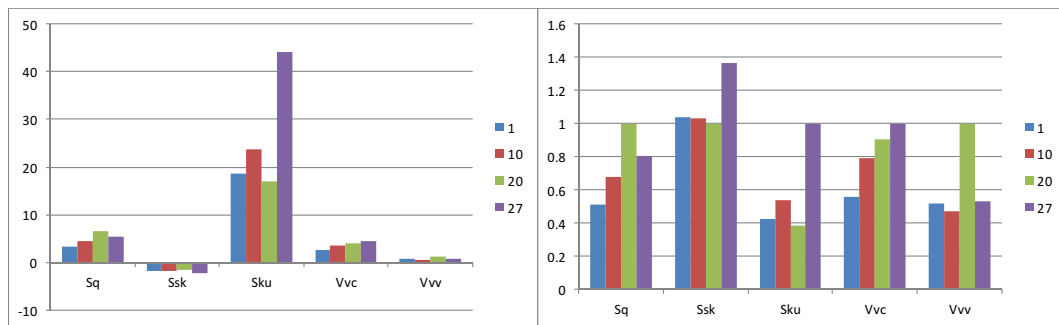


FIGURE 3.24 – Valeurs absolues à gauche ; valeurs normées par rapport à la valeur maximale à droite

d'arrachements sur la surface. Ce critère est relativement stable sur les essais, augmentant en valeur absolue sur le 27^{ème} trou, ce qui traduit une présence plus importante d'arrachements probablement liée à une dégradation trop importante de l'outil. Le kurtosis S_{ku} confirme cela. Il est important en valeur absolue sur l'ensemble des alésages, largement supérieur à 3. Mais il augmente brutalement sur le dernier alésage, ce qui montre que la densité des arrachements augmente significativement. Il semble donc bien que le 27^{ème} alésage représente un état d'usure important de l'outil. Cependant, cela semble lié plutôt aux arrachements de faible profondeur, puisque c'est le 20^{ème} alésage qui présente les arrachements profonds les plus importants (V_{vv}). Cela se traduit également sur l'état de surface global puisque le critère S_q est le plus important pour cet alésage. Ceci peut être expliqué par le fait que le 20^{ème} alésage a présenté potentiellement un problème particulier, et/ou que le secteur angulaire mesuré est trop petit et que la mesure peut alors être affectée fortement par un arrachement particulièrement profond absent sur les autres mesures. Ainsi, l'usure de l'outil a un impact important sur l'état de surface obtenu dans l'alésage composite, qui se traduit surtout en termes de densité des arrachements peu profonds à cœur. Elle semble par contre avoir un impact plus limité sur les arrachements profonds, ceux-ci étant classiquement liés plutôt à l'avance [Le Dref, 2014].

Cependant ces essais n'ont donc pas permis de faire le lien entre conditions de coupe et qualité dans le CFRP. Cela ne veut pas dire qu'il n'existe pas mais seulement que lors de ces essais, l'usure de l'outil a été prépondérante sur l'influence des conditions de coupe. Pour mettre en évidence ce lien, il faudrait utiliser un outil avec une durée de vie plus importante ou avec un revêtement adapté à la coupe du CFRP.

3.4 CARACTÉRISATION DE L'INFLUENCE DE LA GÉOMÉTRIE DE L'OUTIL EN PERÇAGE ORBITAL

Au vu des résultats de la modélisation, il apparaît que la géométrie de l'outil, et plus particulièrement la géométrie du bout de l'outil, a une forte influence sur la géométrie du copeau et donc sur le chargement de l'outil. Pour valider les observations faites sur l'influence de la coupe au centre ou encore de l'angle κ_r de l'outil, trois géométries d'outils différentes ont été réalisées (figure 3.25). Le premier outil est un outil identique aux essais précédents avec un angle $\kappa_r = 93^\circ$ et une seule dent coupe au centre. L'outil n°2 a également une seule dent coupe au centre mais un angle $\kappa_r = 90^\circ$ (outil à bout plat). L'outil n°3 est un outil avec trois dents identiques sans coupe au centre (diamètre non coupant au centre de 1.8mm) et avec un angle $\kappa_r = 90^\circ$. Les outils n°2 et 3 n'ont pas de revêtement diamant. Pour chacun de ces outils, plusieurs perçages ont été réalisés. Ces essais ont été réalisés sur le banc de perçage orbital, avec acquisition des efforts de coupe, à l'aide de la platine d'effort 6 composantes Kistler 9257B et d'une chaîne d'acquisition NI9215, dans une éprouvette en Ti6Al4V d'épaisseur 19mm. Les conditions de coupe utilisées sont les suivantes : $V_c = 30\text{m/min}$; $f_{za} = 0.005\text{mm/dt}$; $f_{zr} = 0.04\text{mm/dt}$. Les perçages ont un diamètre théorique de 11.11mm, usinés avec des outils de diamètre 8.5mm.



FIGURE 3.25 – Différentes géométries d'outils

L'enjeu de ces essais est de mettre en évidence l'influence de la géométrie de l'outil sur la qualité du perçage et plus particulièrement sur la géométrie des perçages obtenus. Pour cette raison, tous les perçages réalisés sont mesurés sur une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT HEXAGON Global Performance) pour identifier la géométrie du trou. Ainsi pour chaque perçage cinq mesures de diamètre sont réalisées à différentes profondeurs (1mm; 5mm; 10mm; 15mm; 18mm). Les profils de perçages étudiés sont les profils moyens calculés sur la mesure de cinq perçages pour chaque outil. Les profils de perçage ainsi obtenus sont tracés sur la figure 3.26. Deux types de profils différents sont identifiés. Le premier correspond aux outils n°1 et 2 où le diamètre diminue en sortie de trou, et le deuxième à l'outil n°3 où le diamètre augmente en sortie de trou.

Ainsi, il apparaît que la flexion de l'outil n'est pas constante d'un outil à l'autre tout au long du perçage puisque le diamètre usiné varie.

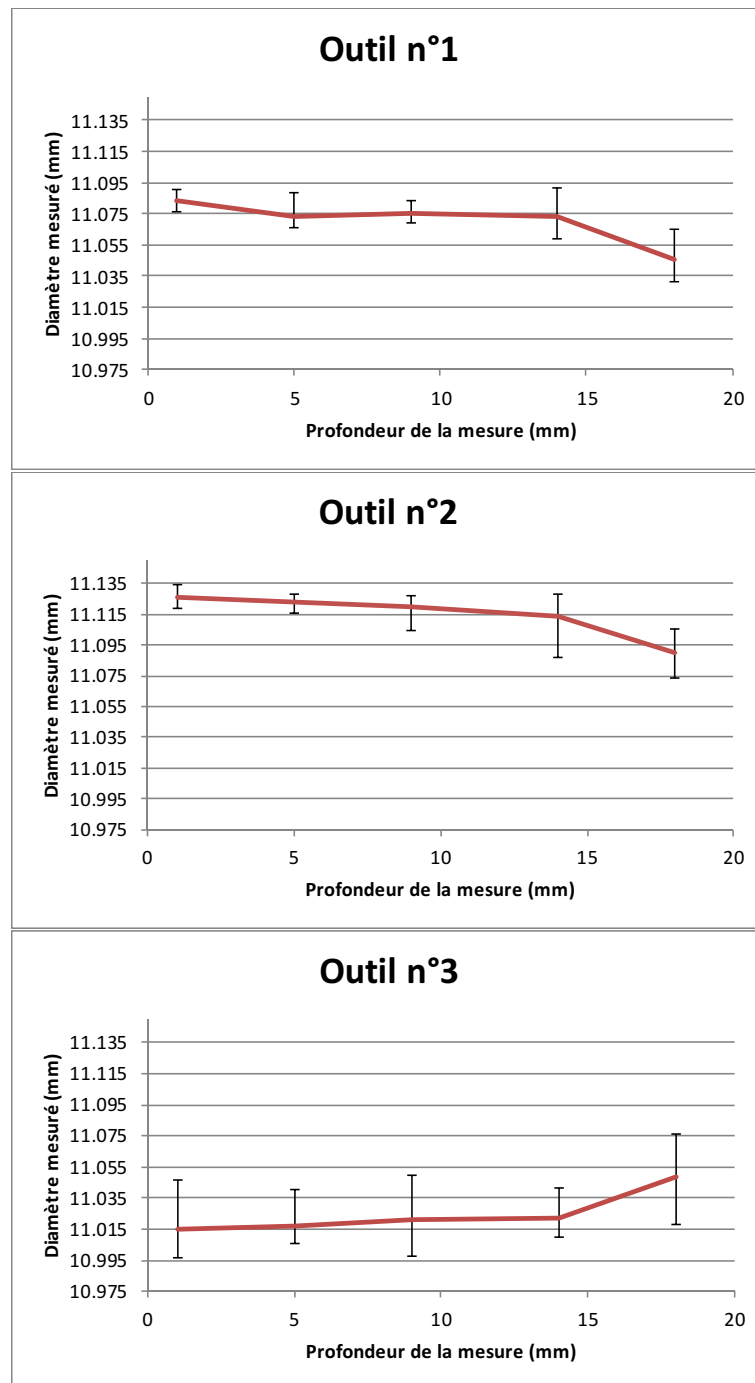


FIGURE 3.26 – Profils moyens des perçages pour les différents outils

Pour étudier et comprendre ces différents profils, ils sont décomposés en trois zones :

- La zone 1 en entrée de trou, lorsque l'outil entre dans la matière. Il n'y a alors que très peu de coupe radiale, la coupe axiale est prépondérante.
- La zone 2, lorsque l'outil est en pleine matière.
- La zone 3, lorsque l'outil sort de la matière. Dès que l'outil débouche, la coupe axiale disparaît, il n'y a alors que la coupe radiale.

Afin d'étudier les efforts et ainsi le comportement de l'outil, les efforts de coupe, pour chaque zone et pour chaque géométrie d'outil, sont simulés à l'aide de la modélisation.

Pour l'outil n°1, les efforts modélisés sont représentés sur la figure 3.27. L'effort responsable de la flexion de l'outil, et donc du diamètre percé, est l'effort F_R . L'effort F_T est également un effort fléchissant mais son influence sur le diamètre est négligeable. Pour le cas de l'outil n°1, en entrée du perçage, c'est-à-dire en ne considérant que la coupe axiale, l'effort F_R oscille autour d'une valeur légèrement négative. On peut donc considérer que, sur un tour d'outil, cet effort a tendance à pousser l'outil vers la surface du trou. A partir du moment où la coupe radiale vient s'ajouter à la coupe axiale, la moyenne de l'effort F_R devient de plus en plus positive engendrant une flexion d'outil responsable d'un diamètre plus petit. C'est pourquoi le diamètre du trou diminue dans la zone centrale du perçage par rapport à l'entrée. Au niveau de la sortie de la plaque, lorsque seule la coupe radiale est présente, la modélisation montre un effort F_R encore plus élevé, ce qui explique le resserrement du trou mesuré visible sur les profils de perçages.

Pour les perçages réalisés avec l'outil n°2, la figure 3.26 montre que les profils de diamètres sont sensiblement similaires, avec une différence entre l'entrée et la sortie moins importante que pour l'outil n°1 : l'écart entre la valeur maximale et la valeur minimale des diamètres mesurée est plus faible pour l'outil n°2. Les essais avec les outils n°1 et n°2 n'ont pas été réalisés en même temps, de ce fait il y a une légère différence dans le réglage de l'offset, ce qui explique la légère différence de diamètre entre ces deux outils. Cette différence n'est pas importante pour cette étude vu que seule la variation de diamètre le long du perçage est étudiée. Pour comprendre pourquoi l'outil n°2 génère un profil de perçage plus régulier, les efforts de coupe sont modélisés en entrée, milieu et sortie de trou, (Figure 3.28). Cette modélisation permet de montrer qu'en entrée, l'effort F_R oscille autour de 0 et que sa valeur moyenne est nulle alors que pour l'outil n°1, celle-ci était négative. Ainsi, la flexion lors de l'entrée dans la matière entre l'outil n°1 et 2 est différente. Cette modélisation montre également que l'écart de l'effort moyen F_R entre l'entrée et le milieu est moins important que pour l'outil n°1, ce qui explique que l'écart de diamètre entre l'entrée et le milieu du perçage est moins marqué.

En termes de géométrie, entre l'outil n°1 et l'outil n°2 seul le κ_r varie ($\kappa_r = 93^\circ$ pour l'outil n°1 ; $\kappa_r = 90^\circ$ pour l'outil n°2). Cette angle κ_r a une influence sur la géométrie du copeau en bout d'outil. Sur la figure 3.29, on peut voir que, quelque soit la trajectoire et lorsque l'angle κ_r est égal à 90° , le copeau en bout d'outil est constant. A l'inverse lorsque κ_r est différent de 90° , le copeau n'est plus constant entre l'avant et l'arrière. La hauteur du copeau est donc plus importante à l'arrière de l'outil n°1, provoquant un déséquilibre entre l'avant et l'arrière. Du fait que l'usinage se fait en avalant cela provoque un effort radial négatif important pour la dent usinant à l'arrière. Les efforts de coupe sur les trois dents ne se compensent donc pas. Ce qui explique que l'outil n°1 génère un effort radial moyen inférieur à zéro en bout d'outil. Les efforts radiaux sur la partie axiale ont donc tendance à pousser l'outil vers la surface du trou.

Entre l'outil n°2 et l'outil n°3, seule la présence de la dent coupe au centre change. Sur l'outil n°3, les trois dents sont identiques avec un diamètre non coupant au centre de 1.8mm. En perçage orbital il est possible de réaliser des perçages pleine matière avec des outils non coupants au centre, mais seulement si le rayon non coupant ne dépasse pas le rayon de la trajectoire hélicoïdale R_{off} . Dans notre cas, le rayon d'hélice est $R_{off} = 1.3\text{mm}$ et le rayon non coupant est $R_{cc} = 1.8/2 = 0.9\text{mm}$. Pour cet outil, les efforts sont

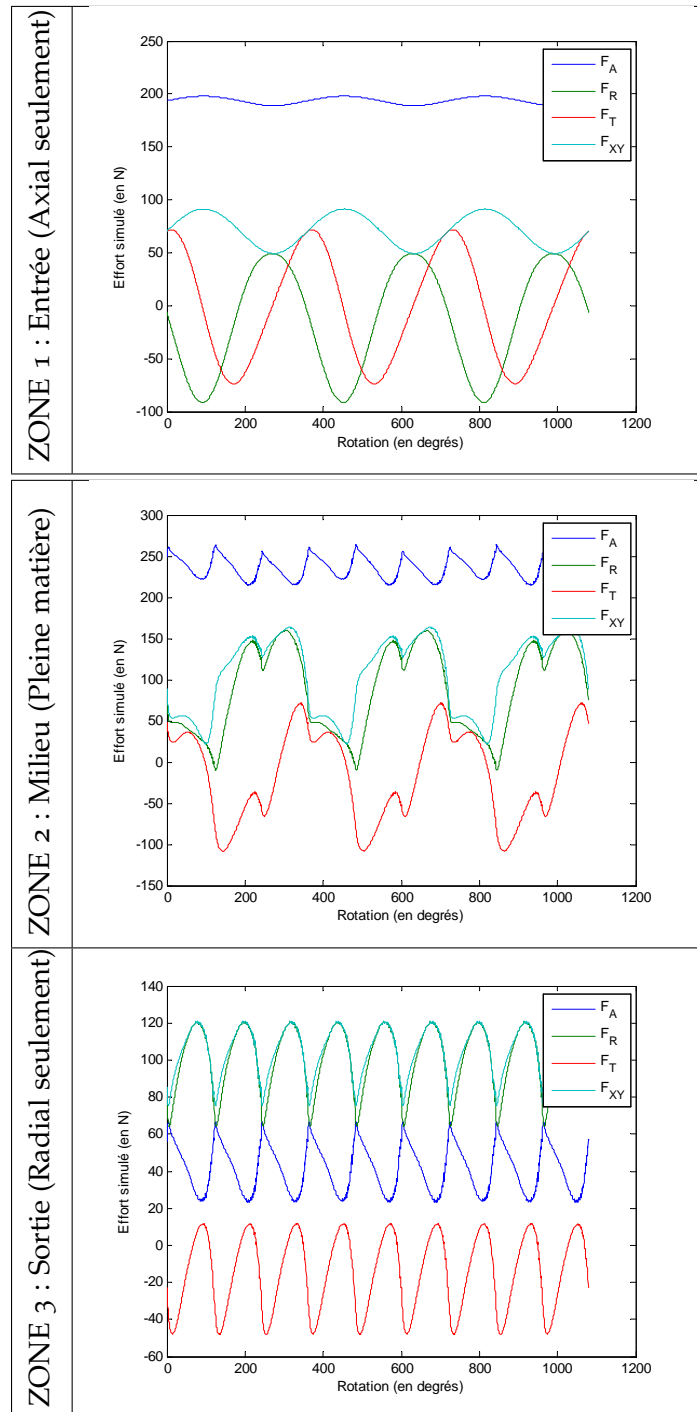


FIGURE 3.27 – Modélisation des efforts de coupe pour l'outil n°1 en entrée, milieu et sortie du perçage.

également modélisés et représentés sur la figure 3.30. En entrée, la modélisation montre que les efforts de coupe sur les trois dents se compensent, c'est pourquoi les efforts sont quasiment nuls. Du fait du manque de coupe au centre de l'outil et de la trajectoire, un petit cylindre se crée au centre de l'outil et est ensuite usiné pas le passage des dents à l'arrière, ce qui génère une petite perturbation sur les signaux d'effort d'environ 10N. Il n'y a donc aucun effort fléchissant généré par la coupe axiale. Cependant, au fur et

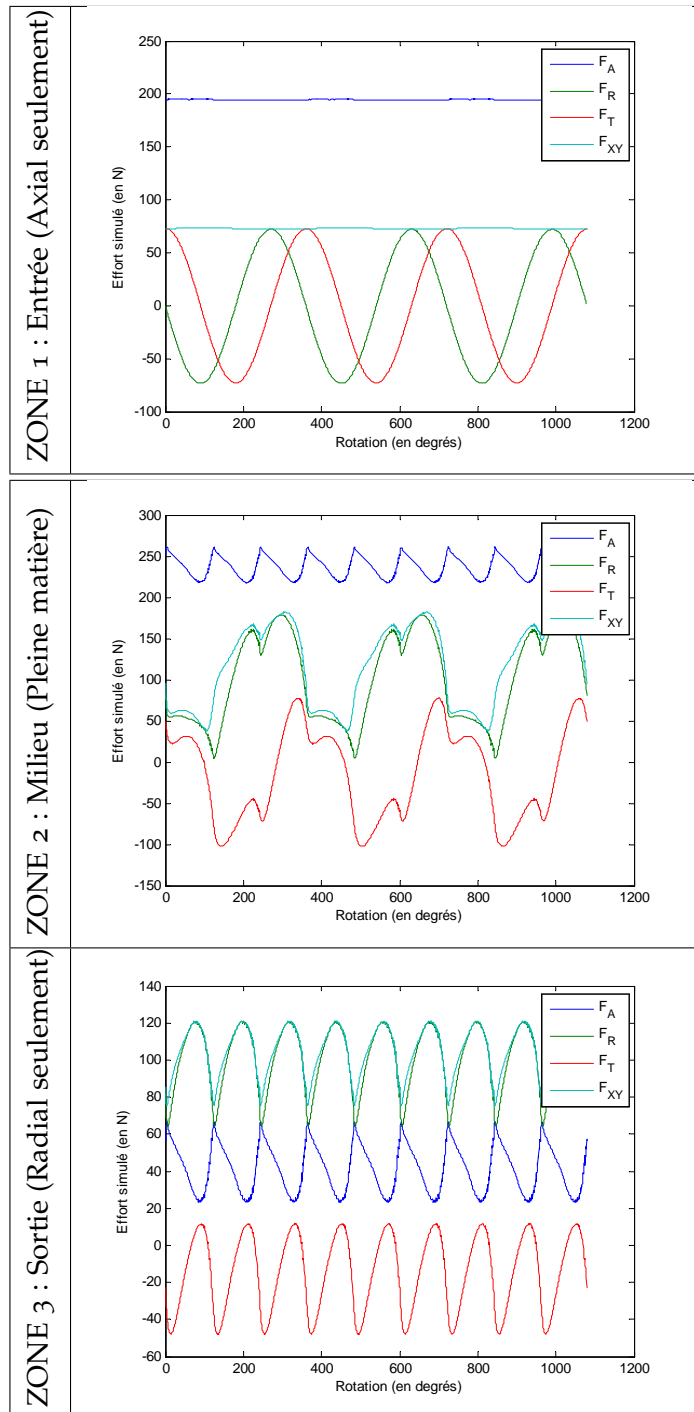


FIGURE 3.28 – Modélisation des efforts de coupe pour l'outil n°2 en entrée, milieu et sortie du perçage.

à mesure que la coupe radiale apparaît les efforts fléchissants augmentent. Le diamètre est donc plus petit.

Tous ces essais sont réalisés sur le banc de perçage, et les efforts de coupe sont enregistrés à l'aide d'une platine d'effort 6 composantes Kistler 9257B et d'une chaîne d'acquisition NI. Ces efforts ne peuvent pas être exploités finement du fait du bruit généré par le banc. Cependant il est possible de faire une étude quantitative en comparant

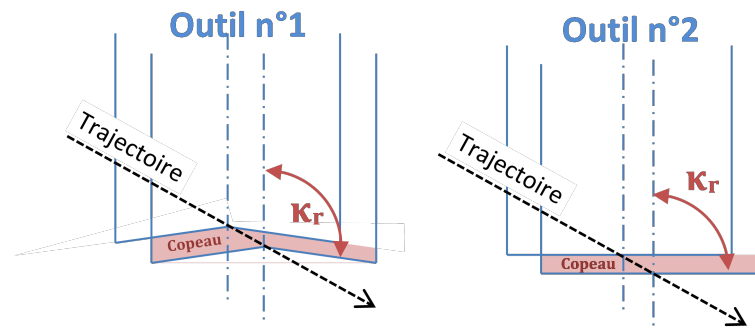


FIGURE 3.29 – Influence de l'angle κ_r sur la géométrie du copeau axial

les différents essais pour chaque outil. Pour cela les efforts maxi sont relevés. Les deux efforts étudiés sont l'effort axial F_{z_max} et l'effort dans le plan XY soit l'effort F_{xy_max} , ces efforts sont synthétisés dans le tableau 3.3.

	F_{z_max} (en N)	F_{xy_max} (en N)
Outil n°1	420	340
Outil n°2	325	225
Outil n°3	250	210

TABLE 3.3 – Les différents efforts maxi pour chaque outil.

Une première observation importante, sur ces efforts, est la chute de l'effort axial dès lors qu'il n'y a plus de coupe au centre sur l'outil. C'est un point intéressant car c'est la raison qui a été émise pour expliquer l'intérêt de rajouter l'effort de bout d'outil dans la modélisation. La deuxième observation pouvant être faite sur ces relevés, est que la valeur de l'effort F_{xy_max} n'est en aucun cas représentative de la flexion de l'outil responsable de la diminution du diamètre. On peut voir que pour l'outil n°2 et l'outil n°3, cet effort est du même ordre de grandeur, pourtant le perçage obtenu est très différent du point de vue de l'évolution de son diamètre. Ces efforts ont la même intensité mais leurs directions et leurs évolutions au cours de la révolution de l'outil sont différentes, la flexion est donc différente.

Ce paragraphe montre que la présence d'une dent avec coupe au centre mais également la présence d'un angle κ_r supérieur à 90° ont une influence significative sur les efforts fléchissants en générant des efforts qui tendent à maintenir l'outil sur la surface du trou. Ils permettent donc de limiter la flexion de l'outil responsable de la diminution du diamètre.

3.5 CARACTÉRISATION DU PERÇAGE ORBITAL DES EMPILAGES CFRP/TI6AL4V

Le cas du perçage des empilages est également étudié, pour se rapprocher de l'application industrielle. Il y a deux grands types d'application industrielle pour le perçage orbital des empilages CFRP/Ti6Al4V, le perçage pleine peau, c'est-à-dire en pleine matière, et le perçage en agrandissement qui correspond au ré-alésage d'un trou déjà existant.

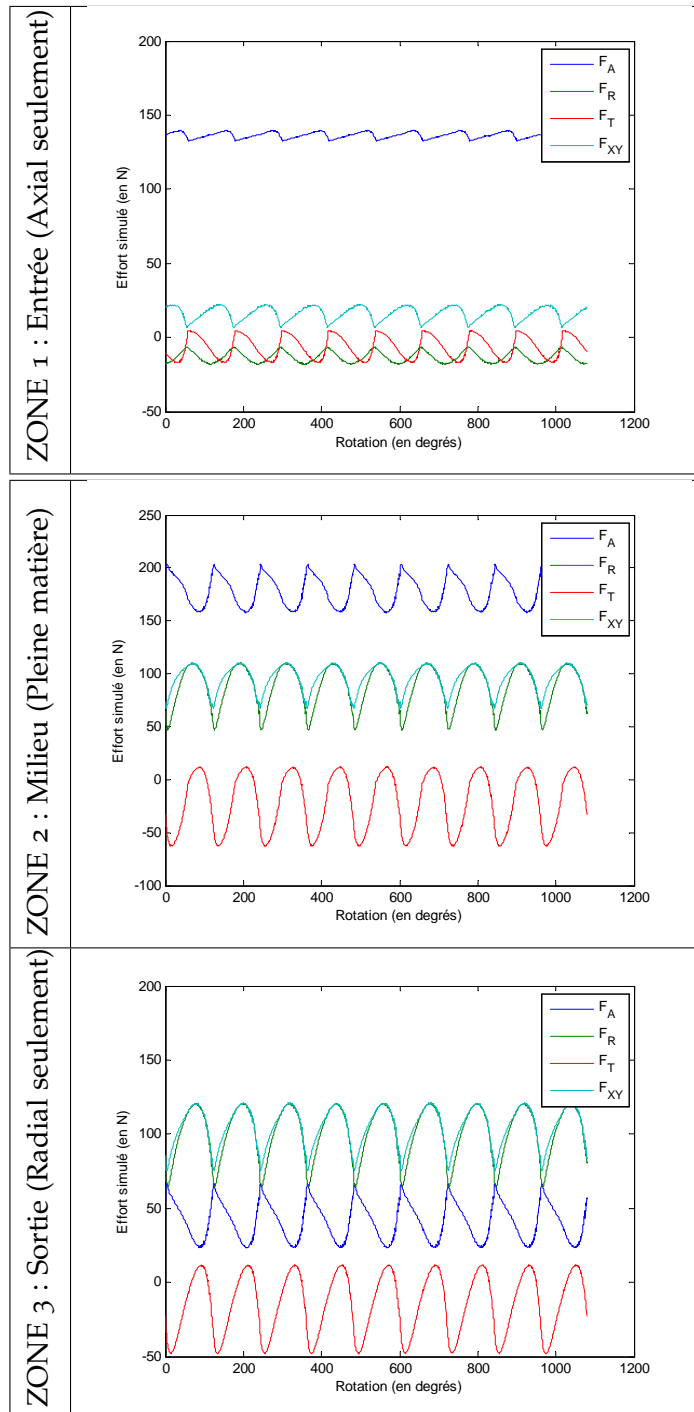


FIGURE 3.30 – Modélisation des efforts de coupe pour l'outil n°3 en entrée, milieu et sortie du perçage.

tant. Pour chaque cas, des perçages sont réalisés et la qualité des perçages obtenus est analysée.

3.5.1 Cas du perçage pleine matière

Le cas du perçage pleine peau est l'application pour laquelle le perçage orbital a été envisagé initialement. L'intérêt mis en avant pour le choix de cette technologie est la possibilité de réaliser des perçages en une seule opération, en évitant la formation des défauts qui nécessitent une opération très couteuse pour l'industriel de dégroupage des pièces pour le nettoyage et l'ébavurage. Pour étudier ce cas de perçage, une série de 20 perçages a été réalisée et les résultats obtenus ont été mesurés et comparés aux demandes industrielles. Ces essais ont été réalisés sur le banc de perçage, sur une éprouvette de 10mm de CFRP suivie d'une plaque de 19mm de Ti6Al4V avec un outil trois dents (outil type n°1). Les conditions opératoires sont restées constantes pour tous les essais. Cependant deux jeux de conditions de coupe ont été utilisés pour s'adapter au matériau usiné :

Conditions dans le CFRP : $V_c = 100\text{m/min}$ $V_{fa} = 35\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.0033\text{mm}$) et $N_{orb} = 51\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.032\text{mm}$).

Conditions dans le Ti6Al4V : $V_c = 30\text{m/min}$ $V_{fa} = 11\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.0035\text{mm}$) et $N_{orb} = 30\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.062\text{mm}$).

Le changement de conditions est réalisé avant que l'outil entre dans le Ti6Al4V, il est donc programmé 1mm avant la sortie du CFRP. Une entrée dans le Ti6Al4V avec les conditions de coupe du CFRP pourrait avoir des conséquences néfastes sur la tenue et la durée de vie de l'outil. Les perçages ont ensuite été mesurés sur une MMT (HEXAGON Global Performance). Le profil moyen des résultats obtenus est présenté figure 3.31. La zone délimitée par les traits en pointillés rouges est la zone de tolérance exigée par l'industriel. Ces perçages ne répondent pas aux exigences de qualité dimensionnelle demandées.

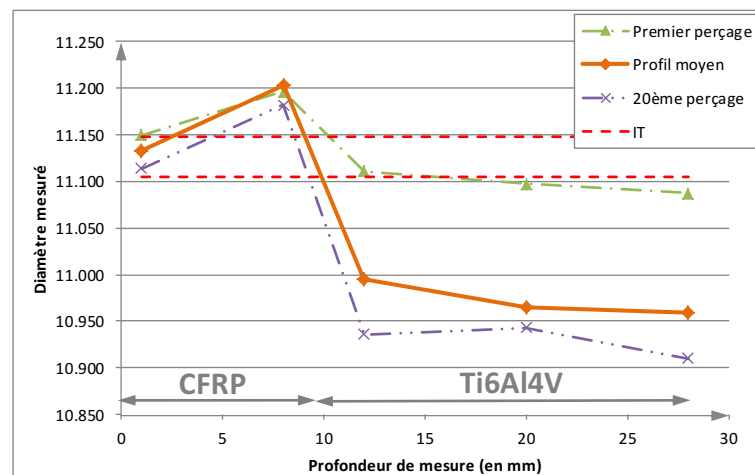


FIGURE 3.31 – Profil moyen du perçage orbital pleine peau sur un empilage CFRP/Ti6Al4V

Quelque soit l'état d'usure de l'outil, le profil du perçage est similaire. Le diamètre en entrée dans le CFRP correspond au diamètre souhaité. Cela permet de valider le réglage de l'offset R_{off} . Puis le diamètre en sortie de CFRP devient plus grand que la consigne. Ensuite les mesures montrent une diminution brutale du diamètre au passage dans le Ti6Al4V, puis un profil relativement constant dans le Ti6Al4V. La valeur moyenne du diamètre dans le Ti6Al4V est beaucoup plus faible que la tolérance minimale acceptée par l'industriel, synonyme d'une forte flexion d'outil. On remarque sur le figure 3.31

que l'écart entre les valeurs minimale et maximale des mesures dans le Ti6Al4V est assez important, cela provient de l'évolution de l'usure au cours des perçages. Pour expliquer ce profil particulier, les efforts sont étudiés et plus particulièrement l'effort fléchissant radial F_R . Par l'instrumentation du banc de perçage, à l'aide d'un capteur installé dans la broche, il a été possible d'enregistrer un signal électrique, synchronisé avec les mesures d'effort, permettant de recalibrer la position de l'outil dans le trou par rapport à la mesure d'effort. A partir de cette information il a été possible de tracer l'évolution des efforts de coupe dans le repère tournant lié à la position de l'outil R_{ci} . La figure 3.32 est la représentation de l'effort fléchissant F_R pour un perçage orbital dans du Ti6Al4V. Comme vu précédemment, lors de l'entrée de l'outil dans la matière, l'effort F_R est négatif. L'effort tend à pousser l'outil sur la surface du trou. Lors de la sortie, l'effort F_R augmente, la flexion d'outil est donc plus importante et donc le diamètre usiné plus petit.

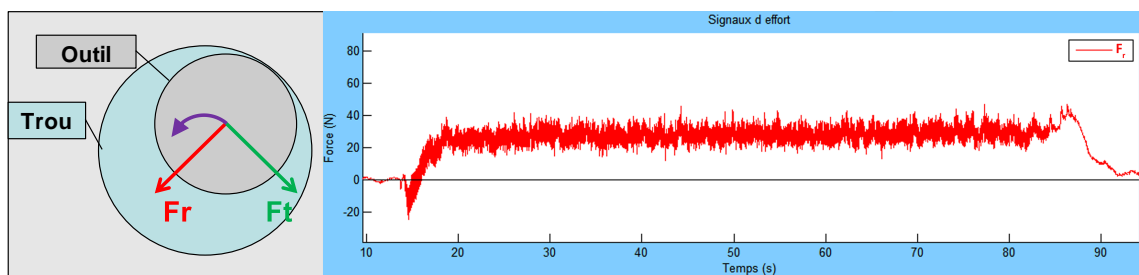


FIGURE 3.32 – Représentation de l'effort radial mesuré F_R lors du perçage orbital du Ti6Al4V

Cette observation nous permet de comprendre et d'expliquer le profil du trou obtenu dans la Ti6Al4V et lors du perçage d'empilages. Dès lors que le bout de l'outil entre dans le titane l'effort F_R devient négatif. L'outil est donc poussé vers la surface du trou. Du fait que la coupe radiale du CFRP génère des efforts relativement faible comparés aux efforts produits lors de la coupe du Ti6Al4V, l'outil fléchit vers la surface et ainsi le diamètre usiné en sortie du CFRP est plus grand.

Le perçage orbital pleine peau sur des empilages CFRP/Ti6Al4V, pose donc de nombreuses problématiques, ainsi de nouvelles solutions ont été envisagées comme le perçage orbital avec un pré-perçage.

3.5.2 Cas de perçage en agrandissement

L'idée est de réaliser des pré-perçages sur les matériaux séparément, puis de les réaliser une fois assemblés. Cette configuration n'est possible qu'en perçage orbital, car il tolère mieux que le perçage axial des défauts de co-axialité entre les différents perçages. Pour étudier ce cas, des éprouvettes ont été réalisées avec des pré-perçages de diamètre 8mm pour un perçage final de diamètre 11.11mm. Les conditions de ces essais sont identiques aux perçages pleine peau, c'est à dire sur le banc de perçage ORB80 et sur une éprouvette de 10mm de CFRP suivi d'une plaque de 19mm de Ti6Al4V avec un outil trois dents (outil type n°1). Les conditions opératoires sont restées constantes pour tous les essais avec deux jeux de conditions de coupe pour chaque matériau :

Conditions dans le CFRP : $V_c = 100\text{m/min}$ $V_{fa} = 35\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.0033\text{mm}$) et $N_{orb} = 51\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.032\text{mm}$).

Conditions dans le Ti6Al4V : $V_c = 30\text{m/min}$ $V_{fa} = 11\text{mm/min}$ ($f_{za} = 0.0035\text{mm}$) et $N_{orb} = 30\text{tr/min}$ ($f_{zr} = 0.062\text{mm}$).

Le profil moyen des résultats obtenus, mesuré sur MMT (HEXAGON Global Performance), est présenté figure 3.33. La zone délimitée par les traits en pointillé rouge est la zone de tolérance exigée par l'industriel. Ces perçages ne répondent pas aux exigences de qualité dimensionnelle demandés.

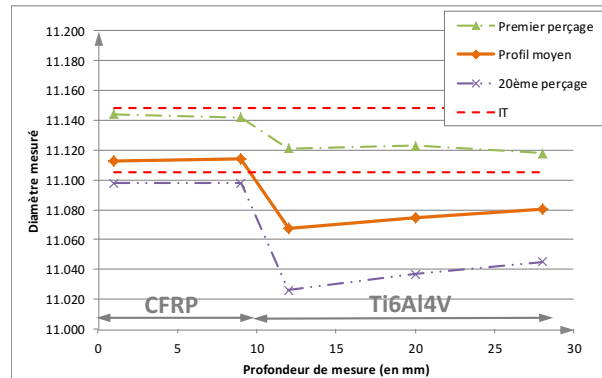


FIGURE 3.33 – Profil moyen en perçage orbital du perçage avec pré-perçage, de 8mm sur un empilage CFRP/Ti6Al4V

Il est intéressant de noter que les diamètres dans le CFRP sont constants en entrée et sortie de trou, l'augmentation du diamètre en sortie n'est plus visible. On peut donc conclure que c'est bien la coupe axiale qui génère ce défaut. Bien que l'enlèvement de matière est beaucoup moins important, et donc que le chargement de l'outil soit beaucoup plus faible, il apparaît tout de même une diminution du diamètre dans le Ti6Al4V. La flexion de l'outil est donc toujours présente, la solution du pré-perçage n'est donc pas suffisante pour obtenir des perçages géométriquement acceptables.

3.6 VERS L'OPTIMISATION ET LA SURVEILLANCE DU PROCESS

3.6.1 Vers l'optimisation du process

Dans les paragraphes précédents, la modélisation mise en place a permis de mettre en évidence l'influence de certains paramètres outil et des conditions de coupe en perçage orbital et d'expliquer ainsi l'impact sur la qualité d'alésage. Les résultats obtenus dans le cadre de ces travaux de thèse montrent ainsi qu'un pilotage optimisé de l'opération de perçage orbital permettrait des gains importants en terme de qualité. Ce pilotage de process s'entend de la définition de l'outil coupant à la conception de stratégies de perçage, en passant par la détermination des conditions opératoires.

Dans le cas du perçage pleine matière les problématiques rencontrées sont essentiellement d'ordres dimensionnel et géométrique. L'évolution des efforts de coupe au cours du perçage entraîne des flexions d'outil variables, notamment au passage de l'interface (sortie CFRP/entrée Ti6Al4V) et dans le Ti6Al4V. La solution envisageable est donc tout d'abord de limiter les efforts de coupe dans le titane. A l'aide du modèle et des essais de caractérisation il est possible de définir des modifications à apporter sur les conditions de coupe transitoires afin de limiter ce phénomène. Nous avons montré que, pour diminuer les efforts de coupe dans le Ti6Al4V, il est nécessaire de diminuer l'avance axiale

en priorité, mais cela serait au détriment de la productivité. Pour pallier au problème de variabilité de la flexion d'outil, d'autres solutions sont envisageables comme la programmation d'une trajectoire évolutive en fonction de la position de l'outil dans le trou. Sur la figure 3.34 est proposée une trajectoire optimisée. Le diamètre programmé en entrée n'est pas modifié, c'est le diamètre nominal de perçage, puisque le CFRP en entrée de perçage est dans la tolérance (faibles efforts fléchissants dans le CFRP). La phase de transition se déroule en deux temps. En premier, une diminution du diamètre est programmée afin d'éviter l'agrandissement du CFRP du fait de la coupe axiale débutant dans le titane. Puis ce diamètre augmente dans le Ti6Al4V pour compenser la flexion d'outil dans ce matériau. Enfin une temporisation en sortie d'empilages permet d'éviter la réduction de diamètre due à la flexion d'outil supplémentaire en sortie de plaque.

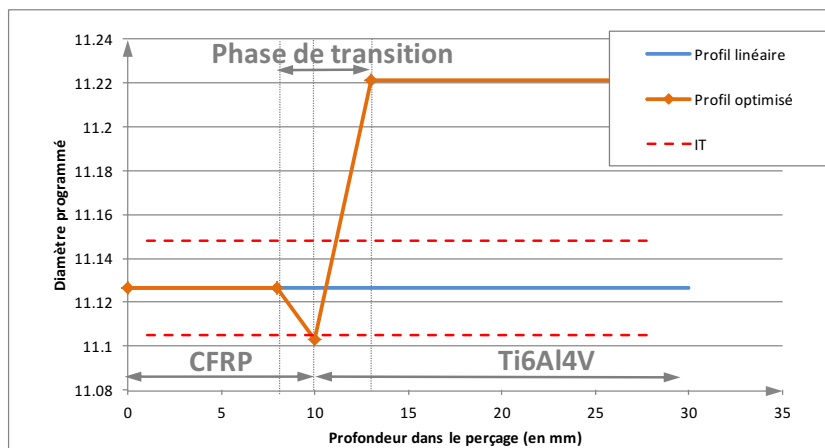


FIGURE 3.34 – Différents profils de programmation en perçage orbital sur des empilages CFRP/Ti6Al4V

Ce type de profil de perçage a été testé sur un perçage afin de valider son efficacité. Le résultat obtenu est présenté sur la figure 3.35, montrant bien qu'avec une trajectoire adaptée le diamètre final du perçage se situe à l'intérieur de la tolérance. Les deux grands défauts que sont l'agrandissement du CFRP et la flexion dans le Ti6Al4V ont pu être éliminés.

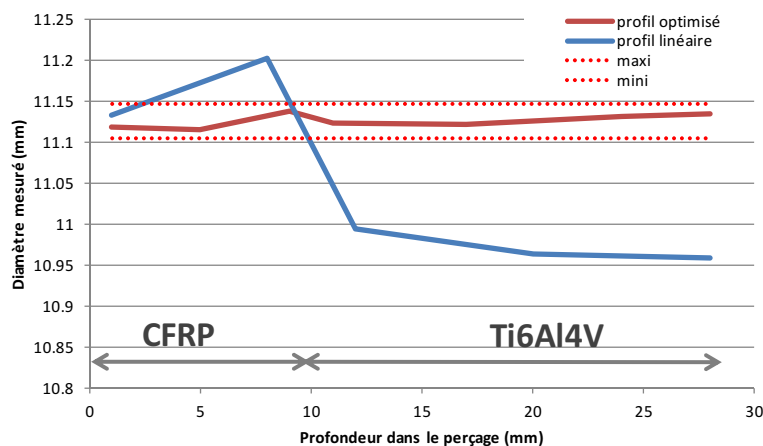


FIGURE 3.35 – Résultats dimensionnels d'un perçage avec un profil optimisé et un profil linéaire mesurés sur MMT

En ce qui concerne le mauvais diamètre usiné dans le Ti6Al4V dû à la flexion d'outil, une autre solution peut être apportée par la modélisation en terme de géométrie de l'outil coupant. Il est en effet possible de diminuer les efforts fléchissants en travaillant sur la géométrie du bout de l'outil. Comme nous l'avons vu précédemment dans le paragraphe sur la caractérisation de l'influence de la géométrie de l'outil en perçage orbital, il est possible de diminuer ces efforts fléchissants en ajoutant une coupe au centre ou en augmentant l'angle κ_r . Mais la géométrie de l'outil coupant en bout a également une influence importante sur les efforts axiaux, qui sont en lien avec la formation de capsules en sortie de plaque ou le délaminage du CFRP. Nous avons vu qu'il est important de limiter ces efforts axiaux générés par la partie axiale de l'outil, pour limiter la déformation du titane en sortie et la flexion des derniers plis du stratifié. La modélisation nous a permis de montrer que la partie centrale de l'outil (coupe au centre) est responsable d'une part importante de ces efforts axiaux. Ainsi, un outil coupant présentant des dents sans coupe au centre, mais avec un angle κ_r important permettrait à la fois de limiter les efforts fléchissants et les efforts axiaux.

Enfin, d'un point de vue durée de vie des outils coupants, il semble nécessaire d'intégrer un revêtement PCD permettant de limiter l'évolution de l'usure, mais en maîtrisant notamment l'acuité des arêtes de coupe pour éviter la génération d'efforts importants.

3.6.2 Vers la surveillance du process

Les travaux menés dans cette thèse ont montré que le respect des exigences dimensionnelles, géométriques et de délaminage/capsule est très dépendant des conditions de coupe mais aussi de l'état d'usure de l'outil et du matériau usiné. Il semble donc intéressant d'envisager une surveillance active du process qui passe par l'adaptation des conditions de coupe en fonction des efforts générés. L'adaptation automatique des conditions de coupe en cours de perçage est possible, mais rien n'existe à ce jour en perçage orbital. Cela venait notamment du manque de connaissances sur le procédé, sur lequel ces travaux apportent des informations nouvelles. Cependant, des solutions existent dans d'autres applications de perçage axial conventionnel. Le projet *ugv-alu-composites* mené à Nantes a notamment abouti à la mise au point d'un prototype de machine de perçage axial autonome (A3DE), qui adapte l'avance et la vitesse de coupe en fonction des changements de matériaux détectés par une mesure des efforts et couple de perçage. Des travaux scientifiques montrent également la possibilité de contrôler l'évolution de l'usure de l'outil en temps réel [Jantunen, 2002] à partir de la mesure du courant de moteur de broche [Franco-Gasca et al., 2006], du niveau RMS d'émission acoustique [Arul et al., 2007], ou encore des vibrations mesurées par accéléromètres externes [Abu-Mahfouz, 2003]. Toutes ces études montrent donc l'intérêt et la possibilité de contrôler et maîtriser en temps réel le processus de perçage, par la gestion intelligente des passages d'interfaces (entrée matière, changement de matériau, sortie matière) d'une part, mais aussi par une adaptation automatique en temps réel des conditions de coupe en fonction des phénomènes intervenants lors de l'opération (usure, flexion outil...).

Dans le cas du perçage orbital, les avances, la vitesse de coupe et la lubrification doivent être adaptées constamment au cours de l'usinage pour garantir une qualité et une productivité optimale de l'opération. L'adaptation automatique des conditions de coupe impose en premier lieu la détection des interfaces. Cette détection est possible par la surveillance des trois composantes d'effort [Denkena et al., 2008]. La surveillance des

efforts de coupe dans le plan normal à l'axe de l'outil est également intéressante pour la maîtrise de la flexion d'outil et du diamètre usiné. Enfin, le délaminage ou la formation possible de capsules en sortie de plaque peut être minimisée par un contrôle précis des conditions de coupe pour limiter les efforts axiaux. Ainsi, la surveillance du process en termes de passage d'interface et de qualité semble possible par le suivi des différentes composantes d'effort de coupe en perçage orbital.

En plus des campagnes de caractérisation précédentes, des essais spécifiques ont été réalisés afin de créer une banque de données permettant d'identifier les signatures de ces phénomènes (passage d'interface, flexion d'outil, délaminage/capsule, usure) sur les signaux d'effort. Ce travail a été mené en étroite collaboration avec le Laboratoire Génie de Production (LGP) de l'ENI de Tarbes dans le cadre du projet OPOSAP. Les essais ont été menés avec l'outil 3 dents (type 1), sur le banc de perçage ORB80 avec différentes conditions de coupe. Les efforts de coupe ont été mesurés via une platine Kistler 9257B et une chaîne d'acquisition NI9215. Dans le cadre de ces travaux, la surveillance des signaux d'effort n'a été envisagée que dans le domaine temporel permettant d'envisager à terme un pilotage adaptatif du process en temps réel.

3.6.2.1 Détection des passages d'interface

La figure 3.36 représente les efforts mesurés lors d'un perçage orbital d'un empilage CFRP/Ti6Al4V. Dans le CFRP, la vitesse de coupe est $V_c = 100\text{m/min}$, l'avance axiale est $f_{za} = 0.0024\text{mm/dent}$ et l'avance radiale est $f_{zr} = 0.03\text{mm/dent}$. Dans le Ti6Al4V, la vitesse de coupe est $V_c = 30\text{m/min}$, l'avance axiale est $f_{za} = 0.002\text{mm/dent}$ et l'avance radiale est $f_{zr} = 0.04\text{mm/dent}$. Comme attendu, les efforts de perçage axiaux et radiaux témoignent de façon très visible du changement de matériau. L'effort axial dans le CFRP atteint en moyenne 80N et il passe à environ 180N dans le titane. Notons qu'à environ 35 secondes, la perturbation sur les signaux dans le CFRP correspond à l'adaptation des vitesses d'avance, effectuée 3mm avant le passage de l'interface. Tant au niveau de F_z , que pour F_x , F_y et F_{xy} , l'augmentation des efforts moyens dépasse 100%. Il semble toutefois que le signal d'effort axial augmente de façon plus brutale que l'effort F_{xy} , permettant une détection plus rapide.

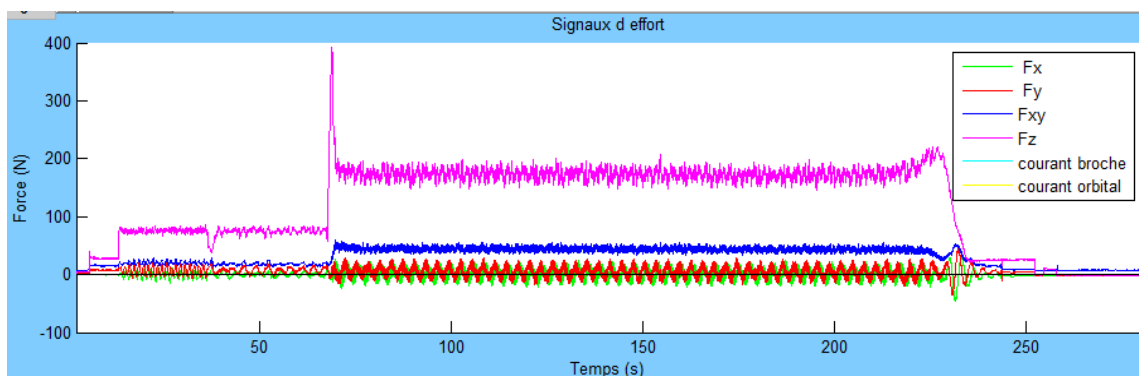


FIGURE 3.36 – Détection de passage d'interface à partir de la mesure d'effort au cours d'un perçage orbital d'un empilage CFRP/Ti6Al4V

3.6.2.2 Détection de la formation de capsule

Le faible niveau d'effort dans le CFRP ne permet pas de surveiller l'apparition du délaminage en sortie de plaque CFRP avec ce type de signal. La surveillance de ce phénomène revient donc uniquement à contrôler le niveau d'effort axial afin que celui-ci ne dépasse pas l'effort critique de délaminage [Rahme, 2008]. Par contre, il est envisageable de mettre en place une surveillance de la formation de capsule à travers l'analyse des efforts générés. En théorie, le phénomène de capsule est identique à celui d'une bavure. Il s'agit d'une déformation de la matière qui va systématiquement générer des efforts radiaux et axiaux à la fin du perçage, et le temps total des signaux enregistrés doit être supérieur au temps théorique nécessaire pour réaliser le trou (fonction de l'avance axiale et de l'épaisseur percée). La figure 3.37 représente l'exemple d'un essai de perçage orbital dans une plaque de Ti6Al4V ($V_c = 30\text{m/min}$; $f_{za} = 0.005\text{mm/dent}$; $f_{zr} = 0.062\text{mm/dent}$). Dans cet exemple, en sortie de plaque, on constate une réduction perturbée du signal d'effort axial F_z . Cette particularité est observée sur l'ensemble des essais ayant provoqué une capsule en sortie. Il semble donc que le contact outil/capsule explique cette prolongation de l'effort axial, ce qui permettrait de considérer cela comme la signature du phénomène de formation de capsule. Une caractérisation sur un plus grand nombre de données doit être envisagée pour confirmer cette observation.

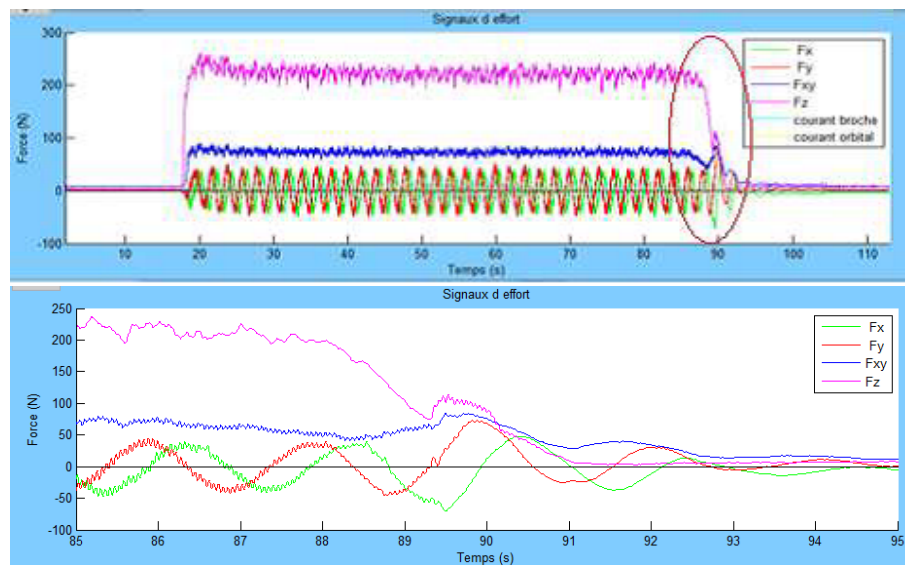


FIGURE 3.37 – Détection de formation de capsule à partir de la mesure d'effort au cours d'un perçage orbital Ti6Al4V

3.6.2.3 Détection de l'usure outil

Au cours de l'ensemble des perçages réalisés, il a pu être observé une usure prématurée de la coupe au centre dès le premier perçages pour chaque outil. Ce phénomène a été défini comme un « rodage » de l'outil, vu qu'il est toujours possible de réaliser des perçages à la suite de cet événement sans altérer la qualité d'alésage. Ce « rodage » de l'outil se caractérise dans le titane par la perte d'une partie de la coupe au centre (figure 3.38) et une augmentation de l'effort axial F_z d'environ 5% en valeur moyenne (50N), pendant 10 secondes (figure 3.39). Les efforts F_x et F_y sont notamment affectés

pendant cette période, avec une augmentation de leur amplitude mais une réduction de F_{XY} calculée.

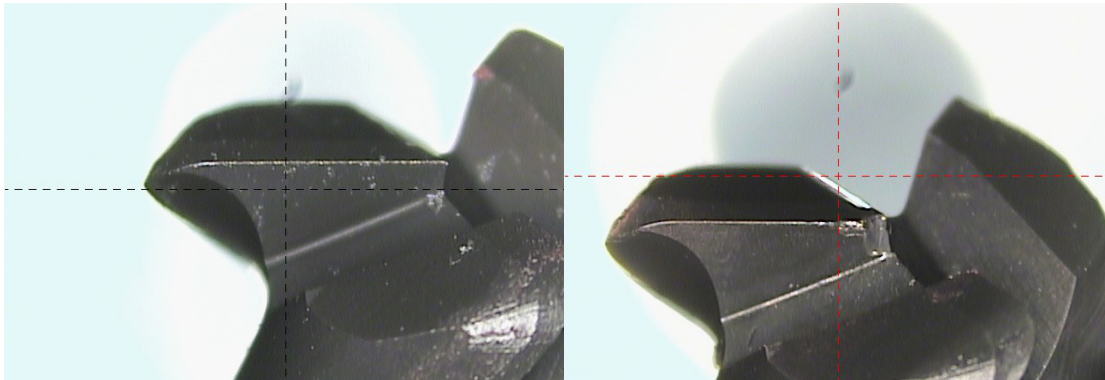


FIGURE 3.38 – Photo de l'usure de la coupe au centre avant et après le premier perçage

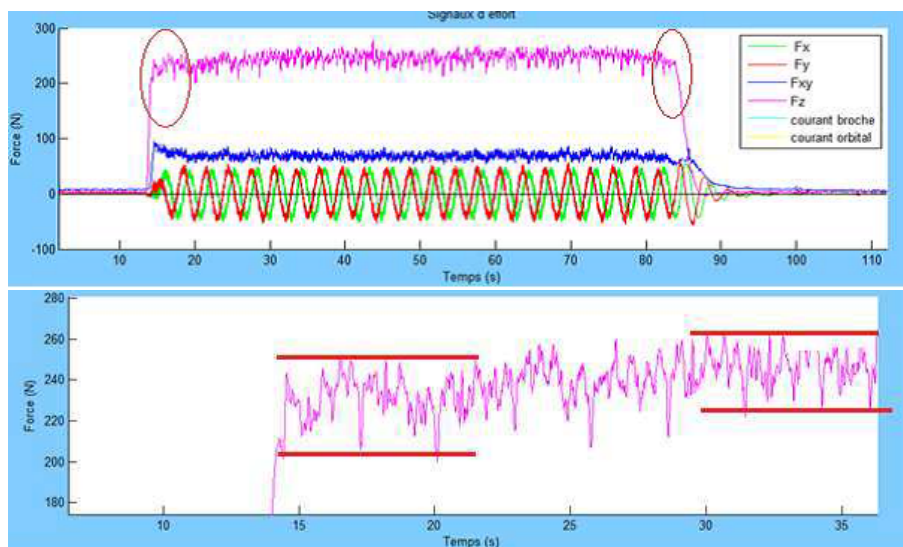


FIGURE 3.39 – Mesures d'effort lors du premier perçage pour un outil neuf (en haut : mesure complète du perçage ; en bas : zoom sur la zone de rodage)

Un phénomène supplémentaire au rodage a été remarqué et est assimilé à de l'usure importante voire un bris d'outil. Il s'agit d'une usure importante d'un bec d'outil, qui se traduit par une augmentation nette des efforts radiaux F_X et F_Y (figure 3.40). L'effort F_{XY} calculé est un témoin rapide de l'évènement, avec une augmentation de 30N (20 %) tandis que l'effort F_Z est affecté plus progressivement. Cette signature est caractéristique.

Un dernier phénomène a pu être observé, le plus souvent lorsque l'outil est usé. Il s'agit de bourrage de copeaux en bout d'outil (photo figure 3.41). Le problème d'une difficulté de dégagement de copeaux en bout d'outil semble se traduire sur les mesures par une légère variation de la valeur moyenne de l'effort F_{XY} , et par des pics plus importants sur l'effort F_Z ($t = 25s$, $t = 50s$, $t = 74s$, et $t = 85s$ sur la figure 3.41). La durée de ces pics est égale à 0.2s, soit environ trois tours d'outil avant que cette matière coincée ne se dégage. Si un estimateur récursif de valeur moyenne ne présente aucune difficulté de conception et de mise en œuvre afin de détecter ce phénomène, deux points

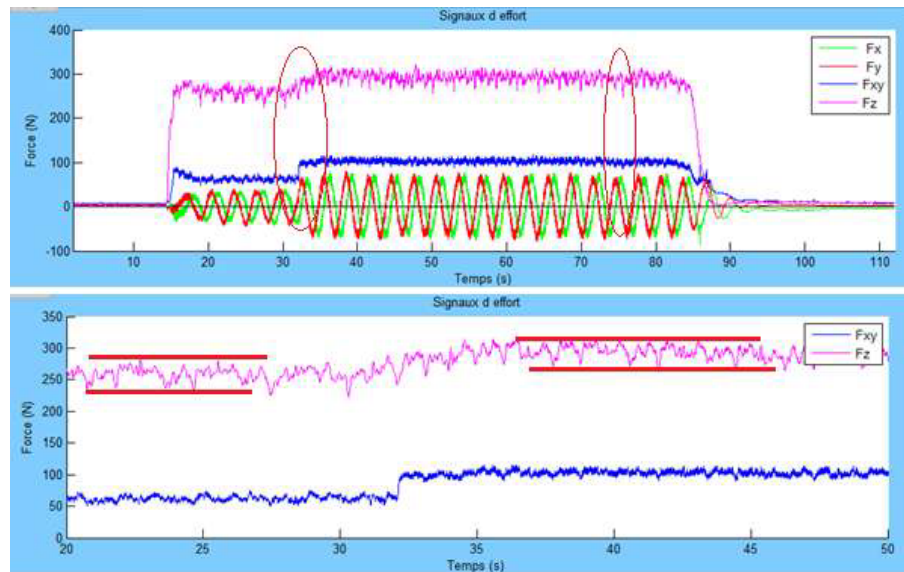


FIGURE 3.40 – Mesures d'effort au cours d'un bris d'outil dans le Ti6Al4V (en haut : mesure complète du perçage ; en bas : zoom sur la zone du bris)

sont à préciser pour obtenir un détecteur robuste et efficace de dégagement correct des copeaux en perçage : le premier est de régler la longueur de la fenêtre temporelle sur laquelle se fait cette estimation : une fenêtre trop petite va générer trop de fausses alarmes et une fenêtre trop longue conduira à un détecteur pas assez sensible au phénomène ; le deuxième est de régler le seuil de différence significative conduisant à la mise en évidence du non dégagement d'un copeau. La détection de ces bourrages de copeaux en bout d'outil serait intéressante en terme d'indication du bon déroulement de l'opération, mais aucune action en cours de perçage n'y serait associée.

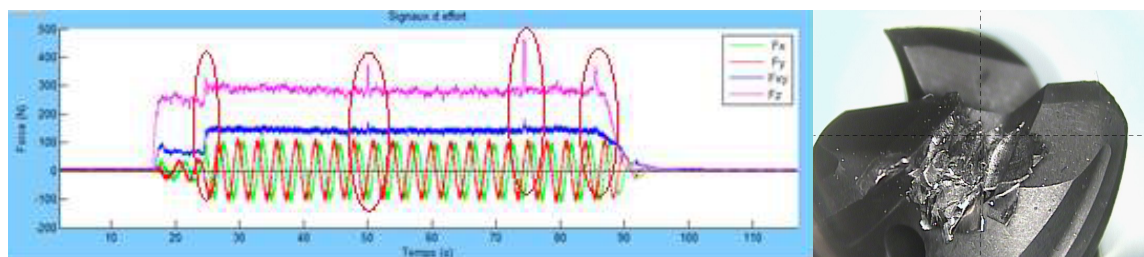


FIGURE 3.41 – Mesures d'effort montrant des bourrages de copeaux en bout d'outil dans le Ti6Al4V

3.6.2.4 Synthèse

L'objectif était d'étudier, via un traitement des signaux mesurés, les signatures éventuellement détectables des perturbations d'usinage influençant la qualité du perçage orbital. Permettant, dans une étape ultérieure, de proposer des actions correctives afin d'assurer une qualité admissible d'usinage et également d'améliorer la durée de vie des outils. Les résultats ont montré dans ce contexte de perçage orbital (matériaux et outils définis) que la surveillance des efforts semble être un moyen efficace de suivre des phénomènes perturbateurs de l'usinage. Cependant cela reste à confirmer sur un nombre

de données plus important. Enfin, l'application directe de ces résultats dans un contexte industriel nécessite l'équipement de capteurs de mesure d'efforts dans les trois directions. Ces systèmes, qui pourraient s'avérer fragiles et coûteux, peuvent potentiellement être remplacés par des systèmes de mesure indirecte des efforts de coupe (courant/couple mesuré sur les moteurs d'axes et sur la broche). Cette perspective n'a pas pu être développée dans le projet du fait des limites du banc existant, mais constitue une issue relativement simple à mettre en œuvre puisque les relations efforts-couple sont connues.

CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

CONCLUSION GÉNÉRALE

L'enjeu des travaux présentés dans ce manuscrit est d'étudier une solution technologique au perçage d'empilages CFRP/Ti6Al4V pour des épaisseurs importantes dont la profondeur est une à quatre fois plus importante que le diamètre (application de perçage du mat de réacteur d'avion). Ce travail se focalise sur la caractérisation en vue de l'optimisation du procédé de perçage orbital. Pour réaliser ceci, plusieurs aspects ont été abordés. Tout d'abord, une modélisation géométrique et cinématique de l'opération a été développée. La prise en compte de la géométrie exacte de l'outil et des conditions de coupe a permis de définir la géométrie du copeau à chaque instant. Cette connaissance est très importante pour la compréhension du mécanisme d'enlèvement de matière réalisé, elle permet d'estimer le chargement de l'outil et les conditions dans lesquelles s'effectue l'usinage. A partir de cette première modélisation géométrique, une modélisation des efforts de coupe a été mise en place. Pour cela, un modèle d'effort de type mécanistique a été utilisé. Son application a été adaptée au perçage orbital, afin de représenter au mieux l'opération. Le modèle utilisé exige une partie expérimentale afin de déterminer certains coefficients. Des essais ont donc été élaborés afin de pouvoir réaliser cette identification. Les efforts ainsi modélisés ont été comparés à ceux observés expérimentalement afin de valider la modélisation proposée. Cela a permis d'envisager l'utilisation de cette modélisation pour une meilleure compréhension du processus d'enlèvement de matière présent. L'influence des entrées du modèle, à savoir les conditions de coupe et la géométrie de l'outil a été étudiée. Il a ainsi été montré que la géométrie du bout de l'outil a une influence significative sur les efforts de coupe. La présence ou non d'une coupe au centre sur l'outil modifie fortement l'évolution des efforts de coupe au cours du perçage. Ceci modifie donc le déroulement de l'usinage et ainsi la qualité du perçage.

L'autre apport de ces travaux réside dans la caractérisation du perçage orbital d'empilages CFRP/Ti6Al4V. En effet, de nombreux essais ont été mis en place pour caractériser le procédé de perçage orbital ou pour valider les résultats de simulation obtenus. Des procédures expérimentales ont donc été mises en place. Tout d'abord, le moyen d'essai a dû être caractérisé afin qu'il corresponde au mieux aux moyens utilisés par l'industriel et surtout qu'il permette de réaliser des essais fiables et répétitifs. Ce moyen d'essai a également été instrumenté. Les plans d'expériences mis en place par la suite ont permis de définir l'influence des paramètres de coupe sur les efforts et sur les diamètres réalisés. Des paramètres de coupe optimaux ont pu être identifiés. Dans cette phase de caractérisation, les défauts présents en perçage ont également été étudiés. Ainsi, des tendances ont pu être observées. Par exemple il a été mis en évidence que l'avance axiale a une influence sur la formation de capsules en sortie de trou : lorsqu'elle diminue, le risque de formation de capsules est plus important.

Les résultats obtenus dans ces travaux ont permis enfin d'envisager les voies d'optimisation du procédé, à travers le pilotage des avances, la stratégie de perçage, mais aussi la géométrie de l'outil. Des pistes ont été proposées et doivent faire l'objet d'études complémentaires. la modélisation mise en place et l'identification des phénomènes intervenant

pendant l'opération ont d'ailleurs permis de poser les bases d'une surveillance du process. Celle-ci peut s'envisager de façon passive, pour contrôler le bon déroulement de l'opération, mais également de façon active pour agir en temps réel sur le pilotage du procédé, en fonction des phénomènes identifiés, afin de garantir la qualité souhaitée.

Le perçage orbital reste un procédé de perçage très complexe qui montre de nombreux avantages. Mais du fait qu'il ne soit pas très utilisé en industrie, il reste peu étudié dans la littérature, c'est la raison pour laquelle ce procédé n'est pas encore complètement maîtrisé. Ce travail apporte des éléments supplémentaires nécessaires à sa maîtrise, mais il reste encore des points à étudier afin d'explorer toutes les possibilités de ce procédé.

PERSPECTIVES

Au vu des différents résultats issus de cette étude, un certain nombre de perspectives peut être proposé. Tout d'abord, pour une utilisation industrielle la durée de vie des outils testés est beaucoup trop faible. Une étude serait donc nécessaire afin de développer un outil avec un matériau et/ou un revêtement permettant d'augmenter sa durée de vie. Un travail sur les zones « sensibles » de l'outil, à savoir les becs et l'arête centrale (coupe au centre) est également à envisager d'un point de vue durée de vie. Une autre perspective qui présenterait un intérêt sur l'outil, serait l'approfondissement de l'étude sur la géométrie de l'outil coupant (becs, étages, ...) par rapport à la qualité de l'alésage. A partir de la modélisation mise en place, toute géométrie d'outil peut être simulée. Il est donc possible d'envisager des géométries très complexes pour observer l'impact que celles-ci peuvent avoir sur la géométrie de la coupe et sur les efforts. Des outils sans coupe au centre pourraient être intéressants pour diminuer l'effort axial, avec un angle κ_r assez important qui permettrait de limiter la flexion de l'outil et également de fractionner le copeau en bout d'outil dans certaines conditions. Les outils étagés peuvent également présenter un intérêt, qu'il serait intéressant d'étudier. Ils permettraient potentiellement de fractionner le copeau en bout d'outil et donc d'améliorer la coupe en bout qui reste un problème majeur en perçage orbital.

En ce qui concerne l'optimisation du procédé, il serait particulièrement intéressant d'élargir le champ d'étude en considérant davantage de possibilités liées au perçage orbital. Il pourrait être envisagé par exemple des stratégies comme l'ébauche pleine peau en descendant et une finition en ré-alésage en remontant pour amener le perçage dans les tolérances dimensionnelles. Une évolution de l'offset au cours du perçage pourrait également être envisagée afin de compenser la flexion de l'outil. L'approche pourrait alors s'envisager de façon plus globale sur l'ensemble du process, en intégrant éventuellement les phases primaires de réalisation d'avant-trous. La modélisation mise en place permettrait de simuler les gains potentiels de ces nouvelles stratégies pour limiter au maximum la phase expérimentale d'optimisation. Cela tend également à envisager d'élargir la modélisation pour viser la simulation directe de la qualité de perçage (diamètre capsule, délaminage) à partir des conditions de coupe et de la géométrie d'outil. Pour cela l'étude des relations entre les efforts appliqués localement et la qualité d'alésage en perçage orbital doit être approfondie.

Des perspectives sont également intéressantes sur l'amélioration de la modélisation afin de diminuer voire éliminer l'erreur présente entre la mesure et le modèle. Ces améliorations peuvent se porter sur plusieurs choses, tout d'abord sur une meilleure identification des coefficients du modèle avec un redécoupage de la zone de coupe plus précis ou en prenant en compte dans le modèle de nouveaux paramètres comme la vitesse de coupe, l'acuité d'arête... Mais au vu des durées de vie de l'outil faibles, une importante amélioration serait la prise en compte de l'usure de l'outil dans le modèle. Cependant la modélisation de l'usure est une chose complexe en perçage orbital car suivant les conditions de coupe, les différentes parties de l'outil ne sont pas sollicitées de la même manière, l'outil ne s'use donc pas de façon homogène.

Enfin les résultats obtenues ont montré un potentiel intéressant pour la surveillance du procédé. Cette surveillance, passive voire active, semble tout à fait envisageable pour assurer le bon déroulement de l'opération, et mérite d'être étudiée davantage.

ANNEXES

BIBLIOGRAPHIE

BIBLIOGRAPHIE

- HA Abdel-Aal, M Nouari, and M El Mansori. Influence of thermal conductivity on wear when machining titanium alloys. *Tribology International*, 42(2) :359–372, 2009. (Cited on page 19.)
- Issam Abu-Mahfouz. Drilling wear detection and classification using vibration signals and artificial neural network. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 (7) :707–720, 2003. (Cited on page 138.)
- Y Altintas and AA Ber. Manufacturing automation : metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and cnc design. *Applied Mechanics Reviews*, 54 :84, 2001. (Cited on pages 54, 55, 57 et 59.)
- Y Altintas and ZM Kilic. Generalized dynamic model of metal cutting operations. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 62(1) :47–50, 2013. (Cited on pages 57 et 58.)
- Y Altintas and P Lee. A general mechanics and dynamics model for helical end mills. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 45(1) :59–64, 1996. (Cited on page 45.)
- EJA Armarego and CY Cheng. Drilling with flat rake face and conventional twist drills-i. theoretical investigation. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 12(1) : 17–35, 1972. (Cited on pages 54 et 55.)
- EJA Armarego and RC Whitfield. Computer based modelling of popular machining operations for force and power prediction. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 34 (1) :65–69, 1985. (Cited on pages 58 et 59.)
- D Arola, M Ramulu, and DH Wang. Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite. *Composites Part A : applied science and manufacturing*, 27(2) : 121–133, 1996. (Cited on pages 26 et 27.)
- P-J Arrazola, A Garay, L-M Iriarte, M Armendia, Surendar Marya, and Felix Le Maitre. Machinability of titanium alloys (ti6al4v and ti555. 3). *Journal of Materials Processing Technology*, 209(5) :2223–2230, 2009. (Cited on page 10.)
- S. Arul, L. Vijayaraghavan, S.K. Malhotra, and R. Krishnamurthy. The effect of vibratory drilling on hole quality in polymeric composites. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46 :252 – 259, 2006. ISSN 0890-6955. (Cited on pages 32 et 38.)
- S Arul, L Vijayaraghavan, and SK Malhotra. Online monitoring of acoustic emission for quality control in drilling of polymeric composites. *Journal of Materials Processing Technology*, 185(1) :184–190, 2007. (Cited on page 138.)
- J.C. Aurich, D. Dornfeld, P.J. Arrazola, V. Franke, L. Leitz, and S. Min. Burrs analysis, control and removal. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58 :519 – 542, 2009. ISSN 0007-8506. (Cited on page 16.)

- Yilong Bai and B Dodd. *Adiabatic shear localization : occurrence, theories, and applications*. Pergamon Press, 1992. (Cited on page 12.)
- J Barry, G Byrne, and D Lennon. Observations on chip formation and acoustic emission in machining ti-6al-4v alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41 (7) :1055–1070, 2001. (Cited on pages ix, 10 et 11.)
- S. Basavarajappa, G. Chandramohan, M. Prabu, K. Mukund, and M. Ashwin. Drilling of hybrid metal matrix composites workpiece surface integrity. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47 :92 – 96, 2007. (Cited on page 33.)
- AE Bayoumi and JQ Xie. Some metallurgical aspects of chip formation in cutting ti6al4v alloy. *Materials Science and Engineering : A*, 190(1) :173–180, 1995. (Cited on page 12.)
- Stéphanie Bissey. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. PhD thesis, Paris, ENSAM, 2005. (Cited on pages 46, 55 et 57.)
- Florent Blanchet. *Etude de la coupe en perçage par le biais d'essais élémentaires en coupe orthogonale. Application aux composites carbone/époxy*. PhD thesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier, 2015. (Cited on page 27.)
- E Bodart. Une méthode rapide de mesure de l'usinabilité et les essais de longue durée. *CIRP ANNALES*, pages 261–263, 1990. (Cited on page 12.)
- C Bonnet. *THESE : Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone*. PhD thesis, 2010. (Cited on pages x, 30, 31, 32, 35, 36 et 46.)
- Matthew Bono and Jun Ni. The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(15) :2261–2270, 2001. (Cited on page 18.)
- E Brinksmeier and S Fangmann. Burr and cap formation by orbital drilling of aluminum. pages 31–45, 2010. (Cited on pages 40 et 41.)
- E Brinksmeier and R Janssen. Drilling of multi-layer materials consisting of carbon fiber reinforced plastics (cfrp), titanium and aluminium alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51 :87–90, 2002. (Cited on pages x, 9, 18, 36 et 37.)
- Ekkard Brinksmeier, Sascha Fangmann, and I Meyer. Orbital drilling kinematics. *Production engineering*, 2(3) :277–283, 2008. (Cited on pages xi, 49, 50, 51, 59 et 77.)
- T. J. Burns and M. A. Davies. On repeated adiabatic shear band formation during high-speed machining. *International Journal of Plasticity*, 18(4) :487–506, April 2002. (Cited on pages ix, 9 et 10.)
- Madalina Calamaz, Dominique Coupard, and Franck Girot. A new material model for 2d numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy ti-6al-4v. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(3) :275–288, 2008. (Cited on page 10.)

- Sébastien Campocasso. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe multi-opérations et multi-matériaux. Application au tournage du cuivre pur dans différents états métallurgiques*. PhD thesis, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers-ENSAM, 2013. (Cited on pages xi, 54 et 56.)
- Sébastien Campocasso, Jean Philippe Costes, Gérard Poulachon, and Alexis Perez Duarte. Cutting forces modeling in finish turning of inconel 718 alloy with round inserts. In *Advanced Materials Research*, volume 223, pages 75–84. Trans Tech Publ, 2011. (Cited on pages 56, 58 et 59.)
- JL Cantero, MM Tard, JA Canteli, M Marcos, and MH Miguelez. Dry drilling of alloy ti-6al-4v. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(11) :1246–1255, 2005. (Cited on pages ix, 23 et 24.)
- T Carlsson, T Stjernstoft, and B Lindström. A model for calculation of the geometrical shape of the cutting tool-work piece interface. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 50(1) :41–44, 2001. (Cited on pages 45 et 54.)
- Soraya Catche. *Analyse des défauts de paroi de trou et de leur criticité sur la tenue mécanique des structures composites percées*. PhD thesis, Toulouse, INSA, 2013. (Cited on page 33.)
- E.H. Chandler. Machining of reactive metals. *Machining*, 16, 1989. (Cited on pages 13, 14 et 15.)
- C.H. Che-Haron and A. Jawaid. The effect of machining on surface integrity of titanium alloy ti-6 al-4 v. *Journal of Materials Processing Technology*, 166(2) :188–192, August 2005. ISSN 0924-0136. (Cited on page 21.)
- Mehdi Cherif. *Modélisation géométrique des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance de l'usinage*. PhD thesis, Nantes, 2003. (Cited on pages xi, 51, 52 et 53.)
- Yves Combres. Propriétés du titane et de ses alliages. *Techniques de l'ingénieur, traité matériaux métalliques Doc m.557*, 557 :03, 1999. (Cited on pages ix, 8 et 9.)
- Sandvik Coromant. Application guide - titanium machining. (Cited on pages ix, 8 et 22.)
- M Cotterell and G Byrne. Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy ti-6al-4v. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 57(1) :93–96, 2008a. (Cited on page 12.)
- Matthew Cotterell and Gerry Byrne. Characterisation of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy ti-6al-4v. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1(2) :81–85, 2008b. (Cited on pages ix, 13 et 14.)
- A. Daymi, B. Boujelbene, S. Ben Salem, B. Hadj Sassi, and Torbaty S. Effect of the cutting speed on the chip morphology and the cutting forces. *Archives of Computational Materials Science and Surface Engineering*, 2009. (Cited on pages ix et 11.)
- B Denkena and J Köhler. Consideration of the form of the undeformed section of cut in the calculation of machining forces. *Machining Science and Technology*, 14(4) :455–470, 2010. (Cited on pages 54, 57, 58, 59 et 78.)

- B Denkena, D Boehnke, and JH Dege. Helical milling of cfrp–titanium layer compounds. *CIRP Journal of manufacturing Science and Technology*, 1(2) :64–69, 2008. (Cited on pages [x](#), [38](#), [40](#), [43](#), [44](#), [59](#), [84](#), [102](#) et [138](#).)
- RE DeVor and W Kline. A mechanistic model for the force system in end milling with application to machining airframe structures. In *Manufacturing Engineering Transactions and North American Manufacturing Research Conference, 8 th*, pages 297–303, 1980. (Cited on pages [54](#) et [55](#).)
- D.A Dornfeld. Drilling burr formation in titanium alloy, ti-6al-4v. *Annals of CIRP*, 48 : 73–76, 1999. (Cited on pages [15](#) et [16](#).)
- Nagi Elmagrabi, C.H Che Hassan, A.G Jaharah, and F.M Shuaeib. High speed milling of ti-6al-4v using coated carbide tools. *European Journal of Scientific Research*, 22(2) : 153–162, 2008. (Cited on page [18](#).)
- E. O. Ezugwu, J. Bonney, and Y. Yamane. An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 134(2) :233–253, 2003. ISSN 0924-0136. (Cited on pages [21](#), [24](#) et [25](#).)
- EO Ezugwu. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(12) :1353–1367, 2005. (Cited on pages [ix](#), [8](#), [19](#), [20](#), [21](#) et [22](#).)
- EO Ezugwu and ZM Wang. Titanium alloys and their machinability a review. *Journal of materials processing technology*, 68(3) :262–274, 1997. (Cited on pages [8](#), [9](#), [19](#), [21](#) et [25](#).)
- Michaël Fontaine. *Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale*. PhD thesis, Université de Metz, Metz, December 2004. (Cited on pages [x](#), [xi](#), [48](#) et [49](#).)
- Luis Alfonso Franco-Gasca, Gilberto Herrera-Ruiz, Rocio Peniche-Vera, Rene de Jesús Romero-Troncoso, and Wbaldo Leal-Tafolla. Sensorless tool failure monitoring system for drilling machines. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(3) :381–386, 2006. (Cited on page [138](#).)
- Benoît Furet. *Optimisation, préparation, mise en oeuvre et surveillance automatique de l'usinage à grandes vitesses des métaux et des matériaux composites*. PhD thesis, 2005. (Cited on page [46](#).)
- Guo Sheng Geng and Jiu Hua Xu. Surface integrity and fatigue property of a high speed milled titanium alloy. *Advanced Materials Research*, 53-54 :305–310, 2008. ISSN 1662-8985. (Cited on page [17](#).)
- A Gente, H-W Hoffmeister, and CJ Evans. Chip formation in machining ti6al4v at extremely high cutting speeds. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 50(1) :49–52, 2001. (Cited on page [10](#).)
- Dimitri Germain. *Développement d'un modèle d'efforts de coupe intégrant le contact en dépouille : application au tournage de super finition du cuivre Cu-c2*. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech, 2011. (Cited on pages [46](#) et [57](#).)

- Pierrick Guegan. *Contribution à la qualification de l'usinage de matériaux composites à matrice organique*. PhD thesis, 1994. (Cited on page 34.)
- M. Hashimura, J. Hassamontr, and D.A. Dornfeld. Effect of in-plane exit angle and rake angles on burr height and thickness in face milling operation. *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 121 :13–19, 1999. (Cited on pages ix, 16 et 17.)
- H Hocheng and C.C Tsao. Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits. *Journal of Materials Processing Technology*, 140 : 335 – 339, 2003. ISSN 0924-0136. Proceedings of the 6th Asia Pacific Conference on materials Processing. (Cited on pages x, 30 et 32.)
- H. Hocheng and C.C. Tsao. The path towards delamination-free drilling of composite materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 167 :251 – 264, 2005. ISSN 0924-0136. 2005 International Forum on the Advances in Materials Processing Technology. (Cited on page 32.)
- Jiang Hua and Rajiv Shivpuri. Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 150(1) : 124–133, 2004. (Cited on page 11.)
- Jérémy Jallageas, Jean-Yves Knevez, Mehdi Chérif, and Olivier Cahuc. Modeling and optimization of vibration-assisted drilling on positive feed drilling unit. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 67(5-8) :1205–1216, 2013. (Cited on page 38.)
- Erkki Jantunen. A summary of methods applied to tool condition monitoring in drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(9) :997–1010, 2002. (Cited on page 138.)
- A Jawaid, CH Che-Haron, and A Abdullah. Tool wear characteristics in turning of titanium alloy ti-6246. *Journal of Materials Processing Technology*, 92 :329–334, 1999. (Cited on page 23.)
- Deng Jianxin, Li Yousheng, and Song Wenlong. Diffusion wear in dry cutting of ti6al4v with wc/co carbide tools. *Wear*, 265(11) :1776–1783, 2008. (Cited on pages ix, 9, 23 et 24.)
- SG Kapoor, RE DeVor, Rixin Zhu, Rohit Gajjela, Girish Parakkal, and David Smithey. Development of mechanistic models for the prediction of machining performance : model building methodology. *Machining Science and Technology*, 2(2) :213–238, 1998. (Cited on page 45.)
- M Kaymakci, ZM Kilic, and Y Altintas. Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 54 :34–45, 2012. (Cited on pages 45, 56, 57 et 58.)
- O Kienzle and H Victor. Spezifische schnittkräfte bei der metallbearbeitung. *Werkstattstechnik und Maschinenbau*, 47(5) :224–225, 1957. (Cited on pages 58 et 59.)
- E. Kilickap. Optimization of cutting parameters on delamination based on taguchi method during drilling of gfrp composite. *Expert Systems with Applications*, 37 :6116 – 6122, 2010. ISSN 0957-4174. (Cited on page 32.)

- T Kitagawa, A Kubo, and K Maekawa. Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of inconel 718 and ti6al6v2sn. *Wear*, 202(2) :142–148, 1997. (Cited on pages [ix](#), [9](#) et [13](#).)
- Jeong Hoon Ko and Dong-Woo Cho. 3d ball-end milling force model using instantaneous cutting force coefficients. *Journal of manufacturing science and engineering*, 127(1) : 1–12, 2005. (Cited on pages [58](#) et [59](#).)
- Sung-Lim Ko and Jing-Koo Lee. Analysis of burr formation in drilling with a new-concept drill. *Journal of materials processing technology*, 113(1) :392–398, 2001. (Cited on pages [ix](#), [16](#) et [17](#).)
- Sung-Lim Ko, Jae-Eun Chang, and S Kaipakjian. Development of drill geometry for burr minimization in drilling. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 52(1) :45–48, 2003. (Cited on pages [ix](#), [17](#) et [18](#).)
- R Komanduri. Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys. *Wear*, 76(1) :15–34, 1982. (Cited on pages [ix](#), [13](#) et [14](#).)
- R Komanduri and BF Von Turkovich. New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys. *Wear*, 69(2) :179–188, 1981. (Cited on page [10](#).)
- W. Konig. Applied research on the machinability of titanium and its alloys. *Proceedings of 47th Meeting of AGARD Structural and Materials Panel, Florence, Italy*, pages 1.1–1.10, September 1978. (Cited on page [13](#).)
- W Konig and P Grass. Quality definition and assessment in drilling of fibre reinforced thermosets. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 38(1) :119–124, 1989. (Cited on page [28](#).)
- A. Koplev, A. Lystrup, and T. Vorm. The cutting process, chips, and cutting forces in machining cfrp. *Composites*, 14 :371 – 376, 1983. (Cited on pages [x](#), [27](#), [28](#), [32](#) et [33](#).)
- L. N. Lopez de Lacalle, J. Pérez, J. I. Llorente, and J. A. Sanchez. Advanced cutting conditions for the milling of aeronautical alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 100(1-3) :1–11, 2000. ISSN 0924-0136. (Cited on page [25](#).)
- Y. Landon and M. Chérif. Caractérisation de la qualité de perçage de stratifiés carbone et d’empilages multi-matériaux. In *JST-AMAC : Usinage des Matériaux Composites*, 2012. (Cited on pages [x](#), [33](#), [121](#) et [122](#).)
- François Lapujoulade and Abdeljabar Khellouki. Identification de lois de coupe en fraisage latéral à partir d’essais de tournage. *Proc. of Integrated Design and Production CPI2003*, 2003. (Cited on page [55](#).)
- Ismail Lazoglu. Sculpture surface machining : a generalized model of ball-end milling force system. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(5) :453–462, 2003. (Cited on page [55](#).)
- John Le Dref. *Contribution à la modélisation du perçage assisté par vibration et à l’étude de son impact sur la qualité d’alésage : application aux empilages multi-matériaux*. PhD thesis, 2014. (Cited on pages [33](#), [38](#), [122](#), [123](#), [124](#) et [126](#).)

- Christoph Leyens and Manfred Peters. *Titanium and titanium alloys : Fundamentals and Applications*. Wiley Online Library, 2003. (Cited on pages [xiv](#), [7](#) et [8](#).)
- Rui Li, Parag Hegde, and Albert J Shih. High-throughput drilling of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(1) :63–74, 2007. (Cited on pages [14](#) et [15](#).)
- Gerd Lutjering and James Case Williams. *Titanium*. Springer, 2003. (Cited on pages [xiv](#) et [8](#).)
- S Lutze. *State of the Art and Expectations for the Future of Orbital Drilling*. PhD thesis, 2008. (Cited on pages [x](#), [38](#), [39](#), [40](#), [41](#), [42](#) et [43](#).)
- ME Martellotti. An analysis of the milling process. *trans. ASME*, 63(2), 1941. (Cited on pages [48](#) et [67](#).)
- William Moore McKenzie et al. Fundamental aspects of the woodcutting process. *Forest Products Journal*, 10(9) :447–56, 1960. (Cited on pages [ix](#) et [26](#).)
- A Molinari, C Musquar, and G Sutter. Adiabatic shear banding in high speed machining of ti6al4v : experiments and modeling. *International journal of Plasticity*, 18(4) :443–459, 2002. (Cited on pages [9](#), [12](#) et [23](#).)
- Farhad Nabhani. Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 17(1-2) :99–106, February 2001. (Cited on page [21](#).)
- Mohammed Nouari, Madalina Calamaz, and Franck Girot. Mécanismes d’usure des outils coupants en usinage à sec de l’alliage de titane aéronautique ti-6al-4v. *Comptes Rendus Mécanique*, 336(10) :772–781, 2008. (Cited on page [10](#).)
- K. Palanikumar. Modeling and analysis for surface roughness in machining glass fibre reinforced plastics using response surface methodology. *Materials & Design*, 28 :2611 – 2618, 2007. ISSN 0261-3069. (Cited on page [32](#).)
- L. Pilny, Leonardo De Chiffre, Miroslav Piska, and Morten F. Villumsen. Hole quality and burr reduction in drilling aluminium sheets. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5 :102 – 107, 2012. ISSN 1755-5817. (Cited on page [17](#).)
- R Piquet. *THESE : Contribution à l’étude des réparations provisoires structurales aeronautiques. Etude du perçage de plaques minces en carbone/epoxy*. PhD thesis, 1999. (Cited on pages [x](#), [29](#), [30](#), [31](#) et [34](#).)
- 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*, 31(10) :1107–1115, 2000. (Cited on pages [x](#), [29](#) et [35](#).)
- Juan David Puerta Velasquez. *Etude des copeaux et de l’intégrité de surface en usinage à grande vitesse de l’alliage de titane TA6V*. PhD thesis, Metz, 2007. (Cited on page [12](#).)
- P Rahme. *THESE : Contribution à l’étude de l’effet des procédés de perçage-alésage sur l’apparition du délaminage dans les structures composites épaisses*. PhD thesis, 2008. (Cited on pages [29](#), [32](#), [89](#) et [140](#).)

- Shi Hyoung Ryu, Hae Sung Lee, and Chong Nam Chu. The form error prediction in side wall machining considering tool deflection. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(14) :1405–1411, 2003. (Cited on pages xi, 54 et 55.)
- AJP Sabberwal and F Koenigsberger. Chip section and cutting force during the milling operation. *CIRP Ann*, 10(3) :62, 1961. (Cited on pages 54, 57 et 59.)
- L Sanchez. Rapport : Etude sur la rugosité des alésages dans le cfrp. Technical report, 2011. (Cited on pages x et 34.)
- H Schulz. Fraisage grande vitesse des matériaux métalliques et non métalliques. *Sofetec, Chapitre*, 47 :175–201, 1997. (Cited on page 21.)
- Stephane Segonds, Yann Landon, Frederic Monies, and Pierre Lagarrigue. Method for rapid characterisation of cutting forces in end milling considering runout. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 1(1) :45–61, 2006. (Cited on page 48.)
- M. Seve. Modélisation des efforts de coupe lors de l’opération de profilage de finition d’un alliage de titane ti6al4v, 2011. (Cited on page 46.)
- MC Shaw and A Vyas. The mechanism of chip formation with hard turning steel. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 47(1) :77–82, 1998. (Cited on page 11.)
- Milton Clayton Shaw. *The mechanics of three-dimensional cutting operations*. MIT, 1951. (Cited on pages 10 et 55.)
- H Siekman. How to machine titanium. *Tool Engineer*, pages 78–82, 1955. (Cited on page 8.)
- J. Sun and Y.B. Guo. A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling ti-6al-4v. 209(8) :4036–4042, April 2009. ISSN 0924-0136. (Cited on pages ix, 18 et 19.)
- Laurent Surcin. *Contribution à l’étude théorique et expérimentale du perçage de plaques composites minces*. PhD thesis, Université Paul Sabatier de Toulouse, 2005. (Cited on page 32.)
- Haldon J Swinehart. *Cutting tool material selection*. American Society of Tool and Manufacturing Engineers, 1968. (Cited on pages ix et 13.)
- E.M. Trent. *Metal cutting*. London,, 1999. (Cited on pages 22 et 23.)
- C.C. Tsao and H. Hocheng. Evaluation of thrust force and surface roughness in drilling composite material using taguchi analysis and neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, 203 :342 – 348, 2008. ISSN 0924-0136. (Cited on page 32.)
- DH Wang, M Ramulu, and D Arola. Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. part i : unidirectional laminate. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(12) :1623–1638, 1995. (Cited on pages x, 21, 26, 27, 28, 29 et 33.)
- Min Wang, Binshi Xu, Shiyun Dong, Jiaying Zhang, and Shicheng Wei. Experimental investigations of cutting parameters influence on cutting forces in turning of fe-based amorphous overlay for remanufacture. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 65(5-8) :735–743, 2013. (Cited on pages 33, 54 et 57.)

-
- T Wong, W Kim, and P Kwon. Experimental support for a model-based prediction of tool wear. *Wear*, 257(7) :790–798, 2004. (Cited on page 23.)
- C-F Wyen and K Wegener. Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 59(1) :93–96, 2010. (Cited on pages x, xi, 47, 57 et 58.)
- G Yucesan and Y Altintas. Prediction of ball end milling forces. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 118(1) :95–103, 1996. (Cited on page 56.)
- A. Rahmath Zareena, M. Rahman, and Y. S. Wong. Binderless CBN tools, a breakthrough for machining titanium alloys. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 127(2) : 277–279, May 2005. (Cited on page 21.)
- Hou Zhen-Bin and Ranga Komanduri. On a thermomechanical model of shear instability in machining. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 44(1) :69–73, 1995. (Cited on page 10.)