



**HAL**  
open science

# 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

John Le Dref

## ► To cite this version:

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. Génie mécanique [physics.class-ph]. Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT, 2014. Français. NNT : 2014INPT0137 . tel-04258850

**HAL Id: tel-04258850**

**<https://theses.hal.science/tel-04258850>**

Submitted on 25 Oct 2023

**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 :

Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse)

Discipline ou spécialité :

Génie Mécanique, Mécanique des Matériaux

---

Présentée et soutenue par :

M. JOHN LE DREF

le jeudi 11 décembre 2014

Titre :

CONTRIBUTION A LA MODELISATION DU PERCAGE ASSISTE PAR  
VIBRATION ET A L'ETUDE DE SON IMPACT SUR LA QUALITE  
D'ALESAGE. APPLICATION AUX EMPILAGES MULTI-MATERIAUX.

---

Ecole doctorale :

Mécanique, Energétique, Génie civil, Procédés (MEGeP)

Unité de recherche :

Laboratoire de Génie de Productions de l'ENIT (E.N.I.T-L.G.P.)

Directeur(s) de Thèse :

M. GILLES DESSEIN

M. YANN LANDON

Rapporteurs :

M. BENOIT FURET, UNIVERSITE DE NANTES

M. GUENAEL GERMAIN, ENSAM CER ANGERS

Membre(s) du jury :

M. OLIVIER CAHUC, UNIVERSITE BORDEAUX 1, Président

M. GILLES DESSEIN, ECOLE NATIONALE D'INGENIEUR DE TARBES, Membre

M. SYLVAIN LAPORTE, MITIS SAS, Membre

M. YANN LANDON, UNIVERSITE TOULOUSE 3, Membre



---

## REMERCIEMENTS :

Mes premiers remerciements vont à M. Marc Sartor, directeur de l'Institut Clément Ader à Toulouse, pour m'avoir proposé ce poste d'étudiant en doctorat suite au Master Recherche obtenu sous sa direction. Je le remercie pour la gentillesse et l'attention qu'il m'a porté pendant ces années d'études et de recherche. Je remercie également M. Philippe Olivier, qui a pris la succession de M. Sartor à la direction de l'Institut Clément Ader, et M. Jean-Yves Fourquet, directeur du Laboratoire de Génie de Production à Tarbes, de m'avoir accueilli au sein de leurs laboratoires afin d'y accomplir mes travaux de thèses dans les meilleurs conditions.

Je tiens également à remercier l'ensemble des membres du jury, MM. Benoît Furet et Guénaël Germain pour avoir soigneusement étudié mon mémoire et mes travaux ainsi que M. Sylvain Laporte pour avoir assisté à ma soutenance et M. Olivier Cahuc pour avoir présidé ce jury.

J'ai eu la chance d'accomplir ces travaux de recherche sous la merveilleuse direction de Yann Landon et de Gilles Dessein. J'ai eu grand plaisir à travailler avec vous et je serai heureux de n'avoir qu'une fraction de vos compétences, humaines, techniques ou autres. Vous m'avez tant appris et c'est à vous que je dois le fait d'être docteur aujourd'hui. Je remercie également l'encadrement de cette thèse à connotation fortement industrielle, à travers la participation de MM. Jacques Bouriquet et Claude Gimenez (Airbus Saint-Martin) ainsi que MM. Sylvain Laporte, Côme de Castelbajac et Mathieu Ladonne (Mitis). Merci à vous.

Je remercie la merveilleuse équipe de l'ICA, du site de l'Université Paul Sabatier. J'ai adoré travaillé, au sein de cette équipe soudée, dans une ambiance chaleureuse et toujours empreinte de bonne humeur. Je remercie spécifiquement les jeunes doctorants en commençant par mes collègues de bureau: Sounia et ses maladresses, et M. Rey qui a toujours le mot pour rire, Florent et ses discussions enflammées, Jim et sa bonne humeur infaillible, Lady Ghagha, Kakà, Lolotte, Elisa et Vivienne. Je remercie également Steven Marguet pour son aide technique tout au long des trois années ainsi que pour les superbes sorties en roller qui me manqueront énormément.

Merci à mes plus proches amis, Fix, Mamadou, JB et Sarah pour votre soutien. 8 ans que nous avons franchi les portes de l'INSA et, aujourd'hui, je suis le premier à finir mes travaux de thèses. Je vous passe le relais et je vous souhaite à mon tour bon courage pour la dernière ligne droite.

Enfin, j'aimerais dédié cette thèse à mes parents et à ma famille. Papa, Maman, vous avez travaillé d'ur pour chacun de vos enfants et j'aimerais vous dire merci pour tout.



---

## TABLE DES MATIÈRES

---

Introduction générale	1
Etat de l'art et cadre de l'étude	5
1 ÉTAT DE L'ART ET CADRE DE L'ÉTUDE	7
1.1 Problématique générale de l'étude du perçage	8
1.2 Mécanismes de coupe dans le cas de la coupe orthogonale	8
1.2.1 Coupe orthogonale des métaux	10
1.2.2 Coupe orthogonale des composites stratifiés	11
1.3 Mécanismes de coupe en perçage	15
1.3.1 Aspects géométriques de l'outil et cinématique de la coupe	15
1.3.2 Phénomènes d'interférence : talonnage et indentation	19
1.3.3 Cas particulier du perçage des composites et des multi-matériaux	24
1.3.4 Synthèse des problématiques du perçage	26
1.4 Solutions vibratoire et cinématique en perçage assisté par vibration	28
1.4.1 Solutions existantes de perçage assisté par vibration	28
1.4.2 Cinématique dans le cas des vibrations forcées	31
1.4.3 Étude de la fragmentation de copeau	34
1.5 Modélisation de l'effort en perçage classique et assisté par vibration	36
1.5.1 Modèle empirique global de l'effort axial du foret	36
1.5.2 Modèle semi-empirique à comportement local et méthode du couple arête matière	38
1.6 Qualité des perçages multi-matériaux	41
1.6.1 Bavure des métaux	42
1.6.2 Mécanismes de délaminage et d'écaillage	44
1.6.3 État de surface dans les composites	48
1.7 Contexte de l'étude et verrous scientifiques	51
Étude cinématique du perçage assisté par vibration	53
2 ÉTUDE CINÉMATIQUE DU PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION	55
2.1 Analyse de l'effet des paramètres de coupe vibratoire	55
2.1.1 Reformulation de la cinématique	55
2.1.2 Influence de l'avance et de l'amplitude des oscillations	58
2.1.3 Synthèse de l'analyse de la cinématique en perçage assisté par vibration	65
2.2 Corrections nécessaires sur le modèle cinématique	66
2.2.1 Identification indirecte de la cinématique réelle apparente	66
2.2.2 Mise en évidence des interférences de trajectoires	76

2.3	Conclusions sur la modélisation cinématique	80
	Modèles d'effort et de moment	83
3	MODÉLISATION DES ACTIONS MÉCANIQUES EN PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION	85
3.1	Modèle semi-empirique de type puissance	86
3.2	Problématique de modélisation de l'effort axial	88
3.2.1	Influence de la coupe vibratoire sur les phénomènes de coupe	88
3.2.2	Représentation de l'effort axial en fonction du temps	88
3.2.3	Représentation de l'effort axial en fonction de la hauteur de coupe	90
3.2.4	Représentation de l'effort axial en fonction de la vitesse d'avance instantanée	91
3.3	Modèle à comportement local d'effort axial	92
3.3.1	Influence des conditions de coupe sur la définition des étendues des zones d'action du foret	95
3.3.2	Modélisation des efforts axiaux générés pour chaque phénomène de coupe	104
3.3.3	Confrontation du modèle aux résultats expérimentaux	112
3.4	Identification à partir d'essais de perçage assisté par vibration	116
3.5	Modèle de moment	121
3.6	Synthèse et perspectives sur la modélisation de l'effort axial	123
3.6.1	Établissement du modèle avec des données de perçage assisté par vibration	123
3.6.2	Application du modèle aux matériaux composites stratifiés	124
	Caractérisation de la qualité du trou en perçage assisté par vibration	127
4	CARACTÉRISATION DE LA QUALITÉ DE L'ALÉSAGE EN PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION	129
4.1	Cas du délaminage	129
4.2	Cas de l'état de surface dans le stratifié composite	135
4.2.1	Choix de critères de caractérisation de l'état de surface	137
4.2.2	Influence des conditions de coupe en perçage classique	139
4.2.3	Impact des oscillations sur la qualité de surface	144
4.2.4	Conclusions sur la caractérisation des états de surface dans les trous composites	148
4.3	Cas de la bavure	149
4.3.1	Bavure obtenue en perçage classique et influence de la vitesse d'avance	149
4.3.2	Bavure en perçage assisté par vibration	150
4.4	Conclusions	154

Conclusion générale 157

Annexes 165

A MESURES D'ÉTAT DE SURFACE PAR MICROSCOPE OPTIQUE À  
PLAN FOCAL 167

B MESURE DES ANGLES D'OUTIL EN MAIN POUR LE FORET Ø12.7 169

Bibliographie 171

---

TABLE DES FIGURES

---

FIGURE 1.1	Représentation des vitesses dans le cas de la coupe orthogonale [Mer45]	9
FIGURE 1.2	Zones de cisaillement dans la zone de coupe	10
FIGURE 1.3	Paramètres géométriques de la coupe orthogonale	11
FIGURE 1.4	Définition de l'orientation des fibres par rapport à l'arête par les angles de McKenzie [McK60]	12
FIGURE 1.5	Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour $X_2=0^\circ$ et a) un angle de coupe positif b) un angle de coupe positif [WRA95]	13
FIGURE 1.6	Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour $X_2=90^\circ$ [WRA95, KLV83]	13
FIGURE 1.7	Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour $X_2=+45^\circ$ et a) un angle de coupe positif b) un angle de coupe positif [WRA95]	13
FIGURE 1.8	Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour $X_2=-45^\circ$ et a) un angle de coupe positif b) un angle de coupe positif [WRA95]	14
FIGURE 1.9	Efforts en fonction de l'orientation des fibres [Bon10]	14
FIGURE 1.10	Angles de l'outil en main selon la norme NF E 66-502 [Bon10]	16
FIGURE 1.11	Évolution de l'angle de coupe en fonction du rayon pour un foret issus des travaux de Laporte [Lap05]	17
FIGURE 1.12	Variation des angles d'outil en travail en fonction de la direction résultante de coupe [Bon10]	17
FIGURE 1.13	Trois mécanismes d'enlèvement de matière et les zones correspondantes	18
FIGURE 1.14	Mesure de la trace laissée par talonnage d'un indenteur en déplacement [BKGB03]	20
FIGURE 1.15	Définition géométrique de l'arête virtuelle représentant l'effet du talonnage et son modèle bilinéaire [Bon11]	21
FIGURE 1.16	Zone d'interférence simplifiée selon [AI11]	21
FIGURE 1.17	Mesure des efforts de talonnage par [GC04]	22
FIGURE 1.18	Zone d'indentation selon Williams [Wil70, Wil74]	23
FIGURE 1.19	Détermination du rayon d'indentation sur le signal dérivé de l'effort axial mesuré [GPRC09]	24
FIGURE 1.20	Représentation des angles de McKenzie rencontrés en perçage de matériau composite [LC12]	25
FIGURE 1.21	Évolution de l'angle $X_2$ dans le cas du perçage [Bon10]	25
FIGURE 1.22	Évolution des modes de coupe et efforts en fonction de $X_2$ sur un demi-tour d'outil [Bon10]	26
FIGURE 1.23	Diminution des efforts axiaux moyens en PAV [AVMKo6]	28

FIGURE 1.24	Les deux familles de PAV [Jal11]	29
FIGURE 1.25	Procédés de perçage assisté par vibration auto-entretenues et par vibration forcées [Jal11]	29
FIGURE 1.26	Principe des vibrations elliptiques [MS95]	30
FIGURE 1.27	Principe des vibrations forcées avec effet scie [AS10]	31
FIGURE 1.28	UPA et porte-outil MITIS	31
FIGURE 1.29	Mouvement de coupe vibratoire [Jal11]	33
FIGURE 1.30	Forme des copeaux obtenus en PAV [Jal11]	34
FIGURE 1.31	Modélisation de la hauteur de coupe variable	34
FIGURE 1.32	Trajectoires d'outil en cas de phasage ou déphasage des trajectoires	35
FIGURE 1.33	Étude de l'évolution de l'effort lors de la pénétration de l'outil dans la matière [GPRCo9]	39
FIGURE 1.34	Modes de rupture d'un assemblage boulonné en fonction des rigidités [Goho8]	42
FIGURE 1.35	Types de bavure rencontrés en fraisage et en perçage [HHD99]	42
FIGURE 1.36	Bavure apparaissant lors de l'usinage de l'aluminium [HHD99]	43
FIGURE 1.37	Mécanisme de délaminage en entrée de trou [Piq99]	44
FIGURE 1.38	Mécanisme de délaminage en sortie de trou [HTo3]	45
FIGURE 1.39	Présence de défauts en perçage de composites [Bon10]	46
FIGURE 1.40	Rupture de l'interface d'un stratifié en mode mixte [Suro5]	47
FIGURE 1.41	Modélisation analytique d'Hocheng [HTo3]	48
FIGURE 1.42	Types d'états de surface sur la paroi d'un trou selon le mode de coupe [LC12]	49
FIGURE 1.43	Influence de l'orientation de l'arête de coupe sur l'état de surface en paroi de CFRP [Bon10]	50
FIGURE 1.44	États de surface photographiés ou schématisés suite à une coupe orthogonale à a) $X_2=0^\circ$ b) $X_2=90^\circ$ c) $X_2=-45^\circ$ d) $X_2=+45^\circ$ [KLV83, WZ03a, WRA95]	51
FIGURE 2.1	Copeau obtenus en PC avec un foret hélicoïdal $\varnothing 12.7$ , dans l'AA7010, pour $f=0.025\text{mm/tr}$	57
FIGURE 2.2	Plusieurs cas de trajectoires et de hauteur de coupe en coupe vibratoire : a) $a=0$ b) $a < a_f$ c) $a = a_f$ d) $a > a_f$	59
FIGURE 2.3	Limite de hauteur de coupe maxi entre deux trajectoires en phase pour $f=0.2\text{mm/tr}$ ( $f_z=0.1\text{mm/tr}$ ) et $a=0.5\text{mm}$	60
FIGURE 2.4	Représentation graphique des conditions d'intersection et délimitation de la zone de coupe continue	61
FIGURE 2.5	Taux de coupe pour $Z=2$ et $f=0.2\text{mm/tr}$	62
FIGURE 2.6	Influence des paramètres vibratoires sur la vitesse d'avance maximale pour a) $f=0.2\text{mm/tr}$ $a=0\text{mm}$ b) $f=0.2\text{mm/tr}$ ; $a=0.2\text{mm}$ ; $\text{osc}=1.5\text{osc/tr}$ c) $f=0.2\text{mm/tr}$ ; $a=0.2\text{mm}$ ; $\text{osc}=2.5\text{osc/tr}$	63
FIGURE 2.7	Forme du copeau en fonction du nombre d'oscillations a) $\text{osc}=1.5\text{osc/tr}$ b) $\text{osc}=2.5\text{osc/tr}$	64
FIGURE 2.8	Déphasage entre $V_{fi}$ et $h_c$ en PAV avec $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	64

---

FIGURE 2.9	Copeaux obtenus en PAV et simulation de sa forme [Jal11] 67	
FIGURE 2.10	Copeaux fragmentés et quasi-fragmentés obtenus lors d'un essai avec $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.25\text{mm}$ 67	
FIGURE 2.11	Comparaison des limites de fragmentation théorique et réelle 68	
FIGURE 2.12	Mesure de fond de trou à l'aide du microscope optique à plan focal 69	
FIGURE 2.13	Effort axial et profil de fond de trou pour $N=300\text{tr/min}$ , $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$ 70	
FIGURE 2.14	Écart entre le profil de fond de trou et les trajectoires sur la zone étudiée 70	
FIGURE 2.15	Effort et couple axiaux mesurés pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.3\text{mm}$ , alors que les copeaux sont fragmentés 72	
FIGURE 2.16	Observation de la forme du copeau et comparaison avec la théorie 73	
FIGURE 2.17	Comparaison des taux de coupe théoriques et réels pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$ 74	
FIGURE 2.18	Taux de coupe observés sur les efforts et moments mesurés en fonction de l'amplitude pour $f=0,2\text{mm/tr}$ 75	
FIGURE 2.19	Essais sur avant-trous et pions 77	
FIGURE 2.20	Efforts mesurés lors du PAV de pion et avant-trou de $\varnothing 2.7$ avec $a=0.5$ 78	
FIGURE 2.21	Somme des efforts sur pion et sur avant-trou pour les diamètres $\varnothing 2.7$ et $\varnothing 4.14$ , et pour une amplitude $a=0.5\text{mm}$ 79	
FIGURE 2.22	Influence des interférences de la zone centrale sur le taux de coupe 80	
FIGURE 3.1	Régression du modèle de type puissance sur les relevés d'efforts en PC 86	
FIGURE 3.2	Comparaison du modèle puissance avec les signaux d'effort axial mesurés en PAV pour trois amplitudes à a) $f=0.1\text{mm/tr}$ $a=0.05\text{mm}$ b) $f=0.2\text{mm/tr}$ $a=0.3\text{mm}$ c) $f=0.2\text{mm/tr}$ $a=0.5\text{mm}$ 87	
FIGURE 3.3	Effets des oscillations sur la vitesse effective et sur les zones du foret 88	
FIGURE 3.4	Efforts et hauteur de coupe théorique pour a) $f=0.1\text{mm/tr}$ , $a=0.05\text{mm}$ b) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.3\text{mm}$ c) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.5\text{mm}$ 89	
FIGURE 3.5	Efforts en fonction de la hauteur de coupe théorique pour plusieurs amplitudes : a) $f=0.1\text{mm/tr}$ , $a=0.05\text{mm}$ b) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.3\text{mm}$ c) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.5\text{mm}$ 90	
FIGURE 3.6	Efforts et hauteur de coupe en fonction de la vitesse d'avance instantanée pour a) $f=0.1\text{mm/tr}$ , $a=0.05\text{mm}$ b) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.3\text{mm}$ c) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.5\text{mm}$ 92	
FIGURE 3.7	Observation de l'effort axial lors de l'entrée de la pointe pour $f=0.15\text{mm/tr}$ 93	
FIGURE 3.8	Hypothèses sur l'apparition des zones 94	
FIGURE 3.9	Orientation du plan $P_f$ au point considéré 96	

FIGURE 3.10	Représentation visuelle de la zone de talonnage	97
FIGURE 3.11	Rayon de talonnage et zone d'indentation selon [Wil74]	97
FIGURE 3.12	Comparaison des rayons d'indentations	98
FIGURE 3.13	Rayon d'indentation en fonction de la vitesse d'avance	99
FIGURE 3.14	Rayon de coupe dégradée en fonction de la hauteur de coupe et de la vitesse d'avance	100
FIGURE 3.15	Application de l'expression des rayons en fonction de la vitesse d'avance aux trajectoires oscillantes pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	101
FIGURE 3.16	Application de l'expression des rayons en fonction de la hauteur de coupe aux trajectoires oscillantes pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	101
FIGURE 3.17	Représentation des rayons des zones, simulés en PAV pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5$	103
FIGURE 3.18	Paramètres géométriques étudiés	107
FIGURE 3.19	Exemple de calcul d'effort axial lors de la pénétration de l'indenteur	107
FIGURE 3.20	Effort axial en fonction des paramètres pour un indenteur conique avec $2\cdot Kr=108^\circ$ à $5000\text{mm/min}$	108
FIGURE 3.21	Effort axial en fonction des paramètres pour un indenteur hémisphérique à $5000\text{mm/min}$	109
FIGURE 3.22	Coefficient Kind en fonction de l'angle de pointe pour deux vitesses de plongée	109
FIGURE 3.23	Effet de Kind sur le volume indenté et la composante axiale de l'effort d'indentation	110
FIGURE 3.24	Coefficient Kind en fonction de la vitesse de plongée pour plusieurs indenteur	111
FIGURE 3.25	Comparaison du modèle à comportement local avec les résultats expérimentaux en PAV pour a) $f=0.1\text{mm/tr}$ , $a=0.05\text{mm}$ b) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.3\text{mm}$ c) $f=0.2\text{mm/tr}$ , $a=0.5\text{mm}$	112
FIGURE 3.26	Importance des efforts générés par la zone centrale selon le modèle, pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$ ( $a_{\text{red}}=0.32$ )	114
FIGURE 3.27	Évolution des efforts mesurés lors du perçage sur pion et avant-trou de diamètre $\varnothing 4.14$ , pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	114
FIGURE 3.28	Application des modèles sur avant-trou de $\varnothing 4.14$	115
FIGURE 3.29	Effort axial en fonction de la hauteur de coupe, représenté pour une seule oscillation d'outil, en situation : a) de coupe continue ( $f=0.1\text{mm/tr}$ ; $a=0.05\text{mm}$ ), b) de coupe interrompue ( $f=0.2\text{mm/tr}$ ; $a=0.3\text{mm}$ )	116
FIGURE 3.30	hauteur de coupe théorique et rayon engagé lors de l'entrée de la pointe pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.3\text{mm}$	117
FIGURE 3.31	Efforts mesurés et hauteur de coupe théorique en fonction de la position angulaire lors de la pénétration de la pointe pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$ (amplitude réduite de $0.3\text{mm}$ )	118

FIGURE 3.32	Efforts mesurés lors de la pénétration de la pointe en fonction du rayon engagé pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	119
FIGURE 3.33	Efforts mesurés lors de la pénétration de la pointe en fonction de la hauteur de coupe pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	119
FIGURE 3.34	Efforts mesurés lors de la pénétration de la pointe en fonction de la hauteur de coupe pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	120
FIGURE 3.35	Moment maximal en fonction de la hauteur de coupe sur toute la plage d'amplitude pour $f=0.2\text{mm/tr}$	122
FIGURE 3.36	Comparaison du modèle de moment à la mesure pour $f=0.2\text{mm/tr}$ et $a=0.5\text{mm}$	122
FIGURE 3.37	Effort axial mesuré en PC d'une plaque composite, pour une avance de $0.2\text{mm/tr}$	124
FIGURE 3.38	Analyse fréquentielle d'un essai de PAV dans les matériaux composites	125
FIGURE 4.1	Défauts observés en entrée de plaque avec et sans tissu de verre, en PAV	131
FIGURE 4.2	Défauts observés en sortie de plaque, avec et sans tissu de verre, en PAV	132
FIGURE 4.3	Représentation colorée de la déformation hors-plan en sortie de plaque avec tissu de verre, en PAV	133
FIGURE 4.4	Influence de l'amplitude des vibrations sur le facteur de délaminage observé a) en entrée et b) en sortie de plaque	133
FIGURE 4.5	Défauts observés en entrée de plaque, avec et sans pli de verre, à différentes amplitudes : $0$ ; $0.23\text{mm}$ ; $0.5\text{mm}$	134
FIGURE 4.6	Défauts observés en sortie de plaque, avec et sans pli de verre, à différentes amplitudes : $0$ ; $0.23\text{mm}$ ; $0.5\text{mm}$	135
FIGURE 4.7	Exemple de mesure d'état de surface après alésage en PC	136
FIGURE 4.8	Rugosité $R_a$ en paroi de trou en fonction de la position angulaire de la ligne de mesure [LC12]	137
FIGURE 4.9	Déformation de la surface après filtrage de l'ondulation [LC12]	138
FIGURE 4.10	Diagramme explicatif des paramètres de portance (source Alicona)	139
FIGURE 4.11	Surfaces mesurées en paroi de trou pour $f=0.075\text{mm/tr}$ et $f=0.15\text{mm/tr}$	140
FIGURE 4.12	Surfaces mesurées en paroi de trou pour $f=0.2\text{mm/tr}$ , $f=0.25\text{mm/tr}$ et $f=0.3\text{mm/tr}$	141
FIGURE 4.13	Paramètres $S_{mr1}$ , $S_{mr2}$ , $S_p$ , $S_v$ , $S_z$ et $S_{10z}$ , en fonction de l'avance en $\text{mm/tr}$ , normés à leur valeur pour la plus forte avance	142
FIGURE 4.14	Paramètres de surfaces en fonction de l'avance, normés aux valeurs de la plus forte avance	142

FIGURE 4.15	Comparaison d'états de surface obtenus en PC et en PAV pour des amplitudes $a=0\text{mm}$ ; $0.2\text{mm}$ ; $0.5\text{mm}$	145
FIGURE 4.16	Influence de l'amplitude des vibrations sur les paramètres de caractérisation d'état de surface	146
FIGURE 4.17	Représentation des prises de passe des dents (1 et 2) sur deux plis de carbone d'épaisseur $250\mu\text{m}$	148
FIGURE 4.18	Évolution de la hauteur de bavure maximale en fonction de l'avance en PC	150
FIGURE 4.19	Copeaux attachés obtenus dans un alliage AA2050 avec un outil $\frac{3}{4}$ étagé $\text{Ø}18.9\text{mm}$	151
FIGURE 4.20	Bavure non constante et chanfreins obtenus sur AA7010 un foret hélicoïdal $\text{Ø}12.7\text{mm}$	152
FIGURE 4.21	Représentation des derniers passages de dents avant la sortie des becs d'outil	152
FIGURE 4.22	Hauteur de bavure en fonction de l'amplitude dans l'alliage d'aluminium 7010, pour $f=0.2\text{mm/tr}$	153
FIGURE 4.23	Bavure mesurée par microscope optique pour $A=0.2\text{mm}$ et $f=0.2\text{mm/tr}$	153
FIGURE 4.24	Chanfrein obtenu à l'interface AA7010/CFRP avec l'outil un outil $\text{Ø}15.9\text{mm}$	154
FIGURE 4.25	Evolution comparée de la hauteur maximale de bavure en sortie de l'AA7010 et de la profondeur de chanfrein en entrée de CFRP, lors de perçages avec un foret de diamètre $\text{Ø}15.9\text{mm}$	155
FIGURE B.1	Mesure par microscope optique d'un foret à deux lèvres $\text{Ø}12.7$	169
FIGURE B.2	Création des plans nécessaires à la mesure des angles d'outil en main	170
FIGURE B.3	a) Angle de dépouille et b) angle de coupe mesurés en fonction du rayon pour $\text{Ø}12.7$	170

---

## LISTE DES TABLEAUX

---

TABLE 2.1	Estimation de l'amplitude à partir des résultats de mesures de fond de trou	71
TABLE A.1	Données de critères d'état de surface dans les composites en fonction de l'avance en alésage classique $\text{Ø}18.9$ et en fonction de l'amplitude en PAV $\text{Ø}12.7$ sur des patches de $8\text{mm}\times 8\text{mm}$	168

---

## GLOSSAIRE

---

<b>PAV</b>	Perçage assisté par vibration
<b>PC</b>	Perçage classique
<b>V<sub>c</sub></b>	Vitesse de coupe en m/min
<b>V<sub>f</sub></b>	Vitesse d'avance en mm/min
<b>V<sub>e</sub></b>	Vitesse de coupe effective
$\gamma_f$	Angle de coupe de l'outil en main en degrés
$\alpha_f$	Angle de dépouille de l'outil en main en degrés
$X_2$	Angle d'orientation des fibres par rapport à V <sub>c</sub> en degrés
$\kappa_r$	Angle de pointe en degrés
<b>h</b>	Hauteur de copeau en mm
<b>F<sub>z</sub></b>	Effort axial en N
<b>M<sub>z</sub></b>	Moment de coupe en N.m
$\mu$	Angle entre V <sub>c</sub> et V <sub>f</sub> /V <sub>fi</sub> en degrés
<b>f</b>	Avance en mm/tr
<b>f<sub>z</sub></b>	Avance par dent en mm/dt
<b>a</b>	Amplitude des oscillations en mm
<b>O<sub>sc</sub></b>	Fréquence des oscillations par tour d'outil en nbr/tr
<b>Z</b>	Nombre de dents de l'outil
<b>N</b>	Vitesse de rotation en tour/min
<b>w</b>	Position angulaire en tours
<b>tc</b>	Taux de coupe

## INTRODUCTION GÉNÉRALE



L'opération de perçage est l'une des plus anciennes méthodes d'enlèvement de matière et reste l'une des opérations les plus utilisées dans l'industrie aéronautique. Par rapport aux procédés de tournage et de fraisage, l'étude du perçage des métaux présente quelques difficultés supplémentaires du fait du confinement de la coupe, et des contraintes thermiques, de dégagement des copeaux, des géométries complexes des outils coupants utilisés et de la variation des conditions de coupe le long des arêtes de coupe, et de l'accessibilité délicate à la zone de coupe pour caractériser les phénomènes physiques.

En particulier, la formation et l'évacuation des copeaux longs est un problème majeur du perçage, en comparaison au fraisage où la coupe est interrompue, ou au tournage pour lequel les importantes vitesses de coupe et la présence de brise-copeaux facilitent la fragmentation du copeau. L'assistance vibratoire permet d'obtenir cette coupe interrompue dans le cas du perçage. Dans le cadre de cette étude, les vibrations sont forcées dans l'axe de l'outil par l'intermédiaire d'une came aux profils ondulés, offrant par là une faible fréquence des oscillations et une amplitude élevée.

Avec l'utilisation croissante des matériaux composites dans l'industrie aéronautique, le procédé de perçage assisté par vibration doit s'adapter au perçage des empilages multi-matériaux composés de plaques métalliques et de plaques composites à fibres de carbone.

Les travaux présentés dans ce manuscrit se consacrent à l'étude du perçage assisté par vibration d'empilages multi-matériaux et de son impact sur la qualité des trous. Les objectifs principaux sont regroupés en deux thèmes : une étude de la coupe en perçage assisté par vibration et une qualification de l'impact de l'assistance vibratoire sur la qualité du trou. La modélisation des efforts représente un objectif intermédiaire, qui permettrait d'établir un modèle de prévision des défauts, lorsqu'ils dépendent des efforts.

Le premier chapitre présente un état de l'art de la coupe en perçage et de la coupe des matériaux étudiés. La bibliographie se focalise ensuite sur le procédé de perçage assisté par vibration et la modélisation cinématique des trajectoires oscillantes. La compréhension de la cinématique de coupe permettra d'établir un modèle d'efforts qui s'appuie sur les connaissances de la coupe en perçage.

Dans le deuxième chapitre, une étude approfondie de la cinématique de la coupe en fonction des conditions de coupe est réalisée. Cette étude permet d'identifier précisément les conditions de coupe nécessaires à un état de coupe interrompue. Cette étude est nécessaire car les phénomènes spécifiques du perçage assisté par vibration, dont la réduction de l'amplitude des oscillations lors de la coupe, créent une différence entre la cinématique réelle et la cinématique théorique. De plus, l'analyse des efforts met en valeur des phénomènes d'interférences volumique au centre de l'outil. Ces interférences forment une difficulté supplémentaire de la modélisation des efforts.

Le troisième chapitre traite de la modélisation des efforts en perçage assisté par vibration. Le modèle à comportement local développé se base sur un découpage du foret en plusieurs parties auxquelles sont associés des mécanismes de coupe différents et les sous-modèles d'efforts dédiés. Le modèle découpé permet de représenter l'évolution particulière de l'effort en perçage

assisté par vibration, tout en prenant en compte la réduction de l'amplitude. Cependant, il ne permet pas de prendre en compte les interférences volumiques se passant au centre de l'outil. Pour cause, ces dernières proviennent probablement de l'écoulement visco-plastique de la matière dans la zone concernée et ne peuvent être formulées par un modèle cinématique.

Le quatrième et dernier chapitre récapitule les observations réalisées concernant la qualité des trous obtenus dans les empilages multi-matériaux. En partenariat avec Airbus, les configurations étudiées sont installées sur certains avions et sont composées de plaques composites entre deux plaques d'alliages d'aluminium 7010 et 2050. Les défauts contrôlés, en accord avec le partenaire industriel, sont la bavure des plaques d'aluminium, l'écaillage des plaques composites et leur état de surface en paroi de trou. Les résultats montrent, dans l'ensemble, une amélioration de la qualité du trou obtenu en perçage assisté par vibration, en comparaison aux perçages classiques réalisés dans les mêmes conditions.

## ETAT DE L'ART ET CADRE DE L'ÉTUDE



---

## ÉTAT DE L'ART ET CADRE DE L'ÉTUDE

---

Les travaux présentés dans ce manuscrit portent sur l'étude du perçage assisté par vibration (PAV) d'empilages multi-matériaux et de son impact sur la qualité des trous. Avant de présenter le concept de l'assistance vibratoire et les différentes solutions possibles, une attention particulière est portée aux méthodes et résultats sur le sujet du perçage classique (PC) qui peuvent être appliqués ou adaptés à l'étude du PAV. Ainsi, un état de l'art des travaux est réalisé sur les thèmes suivants :

- la coupe des métaux et des matériaux composites stratifiés

Avant de traiter le cas du perçage, la coupe par enlèvement de matière est présentée ainsi que les particularités inhérentes aux matériaux usinés étudiés : alliage d'aluminium et stratifiés composite. En effet, les mécanismes de coupe, de formation de copeau et d'enlèvement de matière diffèrent pour les métaux et les composites. Leurs comportements lors de la coupe sont expliqués à travers des résultats en situation de coupe orthogonale.

- le perçage classique et l'assistance vibratoire

La coupe spécifique au PC est ensuite développée. Cette partie se focalise sur la géométrie et la cinématique de la coupe en perçage afin de dégager les mécanismes d'enlèvement de matière induites par celles-ci. De nouveau, les spécificités dues au matériau percé sont mises en valeur.

Après une présentation de la coupe des matériaux et du perçage, le cas du PAV est développé. Les différentes solutions d'assistance vibratoire seront présentées avec une attention particulière sur le porte-outil vibratoire utilisé dans cette étude. Ce porte-outil vibratoire a été développé par MITIS, entreprise basée à Nantes et spécialisée dans le perçage assisté par vibrations forcées.

Les travaux antérieurs sur le sujet du PAV traitent des trajectoires de coupe et de la modélisation des efforts. Cette modélisation est nécessaire à l'étude de l'impact du procédé sur la qualité du trou obtenu car certains types de défauts dépendent fortement des efforts de coupe.

- la qualité des perçages multi-matériaux

Les défauts principaux observés en PC de multi-matériaux sont exposés avec leurs mécanismes de formation afin de comprendre si ces défauts peuvent être accentués ou réduits par les oscillations de l'outil dans le cas d'un PAV. La bavure dans les métaux, les défauts en entrée et sortie de plaques ainsi que les états de surface dans les stratifiés composites à base de carbone ont été déterminés avec l'industriel comme les défauts les plus discriminants.

### 1.1 PROBLÉMATIQUE GÉNÉRALE DE L'ÉTUDE DU PERÇAGE

Le perçage est l'un des plus vieux procédés d'usinage par enlèvement de matière, facile à utiliser mais difficile à maîtriser. Parmi les difficultés propres au perçage et à son étude, il peut être cité :

- une évolution importante et progressive de la vitesse de coupe ( $V_c$ ) selon la position sur l'arête de coupe,
- une évolution de la géométrie de l'outil avec le rayon,
- une coupe oblique tri-dimensionnelle,
- un usinage en espace confiné qui empêche l'évacuation des copeaux et de la chaleur générée dans la zone de coupe.

Dans certains matériaux, le type d'opération et la cinématique de la coupe engendrent la formation de copeaux longs et continus. Leur évacuation est rendue difficile par le faible espace dédié à l'évacuation des copeaux par les goujures de l'outil.

Cela met en valeur la problématique de la conception d'outils de perçage, pour lesquels un compromis doit être fait entre la rigidité du corps de l'outil et la nécessité d'évacuer les copeaux générés. Ainsi, la problématique de génération et d'évacuation des copeaux en perçage rend difficile la maîtrise et la fiabilisation de l'opération de perçage. Une optimisation du procédé et de la qualité qu'il offre requiert la connaissance et la modélisation des mécanismes de coupe intervenant en perçage.

Cependant, le confinement de la zone de coupe constitue également une difficulté importante pour l'observation de la coupe, des efforts et des températures générés. Ainsi, la température n'est accessible que par une mesure indirecte autour de la zone de coupe accompagnée d'une étude thermomécanique complexe. L'étude des efforts n'est possible qu'avec des mesures d'effort globaux lors d'un perçage en pleine matière ou partiels lors de perçage de tubes ou sur avant-trous par exemple. La géométrie évolutive et les importantes variations de vitesse de coupe le long de l'arête de coupe créent cette répartition inégale de l'effort axial où une partie importante est générée au centre de l'outil sur les premiers millimètres de rayon.

L'étude et la modélisation de la coupe en perçage est donc particulièrement complexe. Pour modéliser l'opération de perçage, une simplification est généralement faite en estimant que chaque portion d'arête de l'outil travaille en coupe orthogonale ou en coupe oblique.

Avant d'étudier les spécificités de la coupe en perçage, un état de l'art de la coupe orthogonale dans les métaux et dans les matériaux composites stratifiés est présenté.

### 1.2 MÉCANISMES DE COUPE DANS LE CAS DE LA COUPE ORTHOGONALE

Afin de pouvoir prendre en compte les paramètres évolutifs que sont la géométrie et la vitesse de coupe  $V_c$  le long des arêtes d'un foret, l'outil est découpé en plusieurs parties. A l'échelle macroscopique, le foret est modélisé par un nombre limité de zones, chacune interagissant de façon particu-

lière avec la matière selon la géométrie de l'outil et les vitesses mises en jeu [GPRC09]. Ce type d'étude nécessite une campagne d'essai généralement conséquente. Si une découpe à l'échelle mésoscopique est réalisée, l'outil est découpé en plusieurs éléments de coupe, dont il s'agit d'exprimer l'interaction thermomécanique avec la matière. Un modèle de coupe élémentaire, c'est-à-dire de coupe orthogonale ou oblique, est alors appliqué à chaque élément d'arête. Dans ce cas, des connaissances en comportement des matériaux, mêlant contraintes thermiques et mécaniques, sont nécessaires.

Les mécanismes de formation du copeau dans une situation de coupe orthogonale dans les métaux sont d'abord étudiés dans les travaux de Merchant [Mer45]. Selon sa définition, il y a coupe orthogonale si la direction de l'arête de coupe est orthogonale à la vitesse de coupe d'une part, et la vitesse d'avance ( $V_f$ ) d'autre part. Les procédés de rabotage et de tournage présentent des cas de coupe orthogonale.

La formation du copeau se fait par cisaillement continu de la matière au devant de l'arête de coupe. Un plan de cisaillement du copeau est ainsi défini à la base du copeau, par un angle  $\Phi$  avec la vitesse de coupe. Les conditions de coupe, la géométrie d'outil et la nature du matériau sont autant de paramètres influents sur l'angle de ce plan de cisaillement. (fig.1.1).

L'étude se situe dans un cas de contraintes et déformations planes, dans le plan  $P_f$  qui contient la vitesse de coupe  $V_c$  et la vitesse d'avance  $V_f$ . Dans ce plan, la géométrie d'outil est définie par sa face de coupe et sa face de dépouille, dont les orientations sont définies par les angles suivants : l'angle de coupe ( $\gamma_f$ ) et l'angle de dépouille ( $\alpha_f$ ) de l'outil en main.

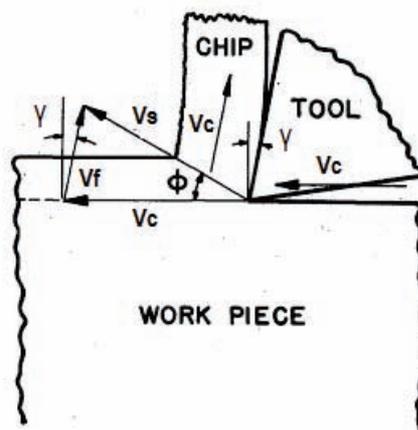


FIGURE 1.1 – Représentation des vitesses dans le cas de la coupe orthogonale [Mer45]

La coupe orthogonale représente, géométriquement, le cas de coupe par enlèvement de matière le plus simple. Les efforts, les déformations, et l'écoulement du copeaux sont tous dans le plan orthogonal à l'arête qui est le plan  $P_f$ , confondus aux plans  $P_o$  et  $P_n$  dans ce cas. Pour des modèles plus complexes, appliqués aux procédés tels que le fraisage ou le perçage, il peut être fait recours à des modèles de coupe oblique. Il y a coupe oblique si la direction d'arête n'est pas orthogonale à au moins l'une des deux vitesses  $V_c$  et

Vf. Les plans  $P_o$  et  $P_n$  se distinguent alors du plan  $P_f$  et les angles  $\Psi_r$ , entre la direction d'arête et la vitesse d'avance, et  $\lambda_s$ , entre la direction d'arête et la vitesse de coupe, sont introduits pour définir les différents cas de coupe oblique. La coupe oblique se différencie finalement en trois cas suivant que  $\lambda_s \neq 0$ ,  $\psi_r \neq 0$ , ou  $\lambda_s \neq 0$  et  $\psi_r \neq 0$ . Dans tous ces cas de coupe oblique, la direction d'écoulement du copeau est modifiée d'un angle  $\eta_s$ . Ce dernier est la principale inconnue, puisqu'il permet de se placer ensuite dans un plan qui permettra une étude dans le cas de déformations planes.

Ces configurations de coupe facilitent l'observation et l'instrumentation des essais. Appliqués à différents matériaux, elles ont permis d'étudier les mécanismes de coupe entrant en jeu en fonction des conditions opératoires.

### 1.2.1 Coupe orthogonale des métaux

L'interaction de l'outil avec la matière se fait sur trois zones distinctes [Bod90] (fig.1.2). Dans la zone de cisaillement primaire, représentée par le plan de cisaillement dans les travaux de Merchant [Mer45], la matière est cisailée de façon continue ou discontinue selon les conditions de coupe. La matière y subit, du fait des phénomènes thermomécaniques, des montées en températures et des déformations prononcées. La plus grande partie de l'énergie de coupe nécessaire et des efforts de coupe générés sont dus au cisaillement de la matière dans cette zone de cisaillement primaire.

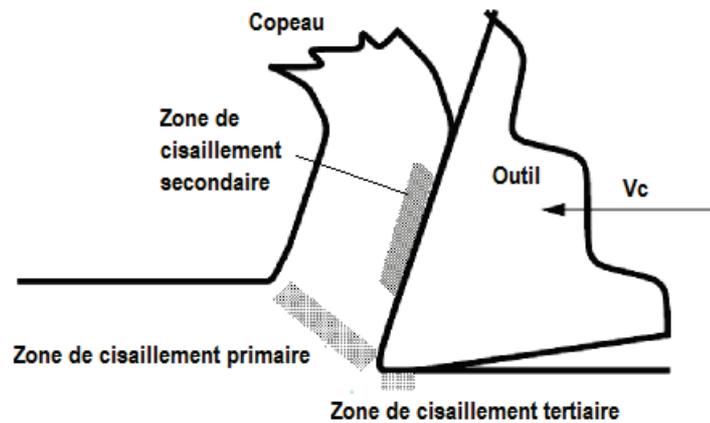


FIGURE 1.2 – Zones de cisaillement dans la zone de coupe

A partir de ces résultats, Merchant [Mer45] met en place un modèle d'effort de la coupe orthogonale en isolant le copeau. Ce modèle est, selon lui, valable dans le cas où le cisaillement de la matière est continu et aucune arête rapportée ne se forme. Il ne considère alors que les efforts générés dans les zones primaires et secondaires. La vitesse de coupe  $V_c$ , l'angle de coupe  $\gamma_f$ , l'épaisseur de copeau  $e$  (notée  $h$  dans ce manuscrit), la nature du matériau sont autant de paramètres influents sur la formation du copeau (fig.1.3).

Si le cisaillement se fait de façon discontinue, le copeau est festonné et présente un profil rugueux et constitué de pics sur sa face libre. Au contraire, la face du copeau en contact avec la face de coupe dans la zone de cisaille-

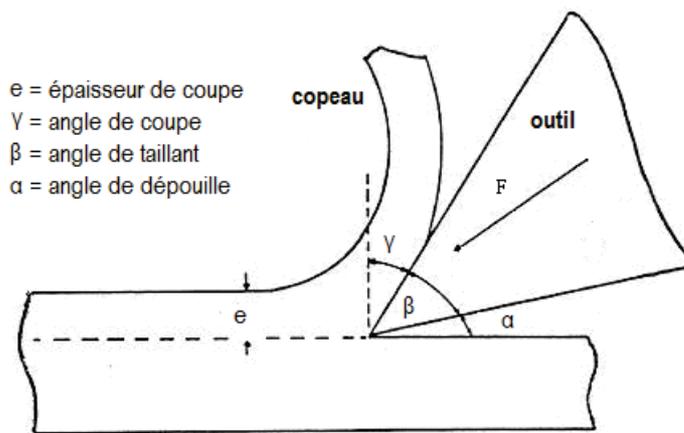


FIGURE 1.3 – Paramètres géométriques de la coupe orthogonale

ment secondaire présente généralement un aspect lisse et brillant. Puisque le copeau frotte avec la face de coupe, de la chaleur est aussi générée dans cette zone, mais de façon moindre en comparaison des phénomènes se passant dans la zone primaire.

Dans la zone de cisaillement tertiaire, deux paramètres peuvent jouer sur l'importance des frottements de la face de dépouille avec la matière. Le profil de l'arête  $\gamma$  joue un rôle important : plus le rayon d'acuité est grand, plus la quantité de matière refoulée vers la face de dépouille sera importante. Le retour élastique, caractéristique du matériau usiné, amplifiera les frottements et les efforts générés par la zone de cisaillement tertiaire.

### 1.2.2 Coupe orthogonale des composites stratifiés

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés pour leur excellent rapport résistance/poids ainsi que leur tenue en fatigue. Cependant, leur utilisation demande des compétences dans les matériaux avancés. Le comportement des matériaux composites est entièrement différent de celui des métaux. Pourtant, il arrive qu'une analogie soit faite, à tort, avec les métaux pour définir la coupe des composites.

Le type de matériaux composites utilisé dans cette étude sont des stratifiés à base de fibres de carbone, généralement équilibrés et symétriques. Le matériau composite stratifié est composé de plusieurs couches comportant des fibres de carbone dans une direction précise. 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. A une échelle microscopique, il faut garder à l'esprit que le matériau est constitué de fibres maintenues par une matrice faite de résine. L'interface fibre/-matrice est très méconnue. L'interface entre les plis est mieux connue car plus accessible à l'étude. Notamment, la tenue aux propagations de fissures à l'interface et aux délaminages sont étudiées.

Le matériau composite étant la somme de ces constituants, la rupture peut s'initier dans chacun d'eux lors de la coupe. Le type de rupture dépend principalement de l'aspect géométrique de la coupe, à savoir l'orientation des fibres par rapport à l'arête de l'outil. Cette orientation est définie par les angles de McKenzie, figure 1.4, qui ont été définis pour la coupe du bois [McK60].

L'orientation de l'arête se répète tous les  $180^\circ$ , ainsi l'angle ( $X_2$ ) est généralement défini entre  $0^\circ$  et  $180^\circ$  ou entre  $-45^\circ$  et  $135^\circ$ .

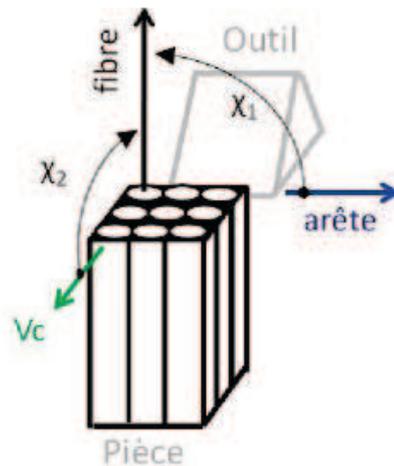


FIGURE 1.4 – Définition de l'orientation des fibres par rapport à l'arête par les angles de McKenzie [McK60]

Des essais en coupe orthogonale sont réalisés afin d'observer les mécanismes de coupe et de rupture en fonction de l'angle  $X_2$  entre la fibre et la vitesse de coupe [KLV83, ARW96, WZ03a]. Koplev [KLV83] réalise des essais de coupe orthogonale avec  $X_2=0^\circ$  et  $X_2=90^\circ$ , pour un angle de coupe  $\gamma_f=0^\circ$  et observe la formation de copeaux. Wang, Arola et al. [ARW96, WZ03a] complètent les essais et analyses pour  $X_2=45^\circ$  et  $X_2=-45^\circ$ .

— A  $X_2=0^\circ$

Selon [WRA95, ARW96], l'angle de coupe  $\gamma_f$  influe sur le mécanisme de coupe lorsque  $X_2=0^\circ$  (fig.1.5). Pour un angle de coupe positif, une fissure s'initie à l'interface fibre/matrice et se propage en mode I d'ouverture de fissure. Les fibres travaillent en flexion et rompent perpendiculairement à leur direction, en avant de l'outil coupant. Si l'outil a un angle de coupe en main négatif, les fibres rompent en flambement et les copeaux générés sont de plus petite taille.

— A  $X_2=90^\circ$

Selon [WRA95, KLV83], les fibres sont cisailées orthogonalement à leur direction dans cette configuration. Des fissures aux interfaces fibres/matrices se propagent également sur la surface usinée (fig.1.6).

— A  $X_2=+45^\circ$

Avec une orientation des fibres à  $+45^\circ$  par rapport à la vitesse de coupe, la fibre est dans un premier temps coupée. Puis la fissure se propage par cisaillement de la matrice le long des fibres (fig.1.7). Des copeaux ou de la poussière se forment selon l'orientation des fibres et les conditions de coupe.

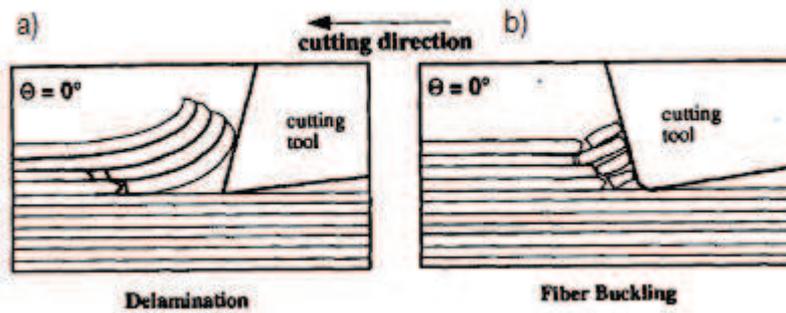


FIGURE 1.5 – Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour  $X_2=0^\circ$  et a) un angle de coupe positif b) un angle de coupe positif [WRA95]

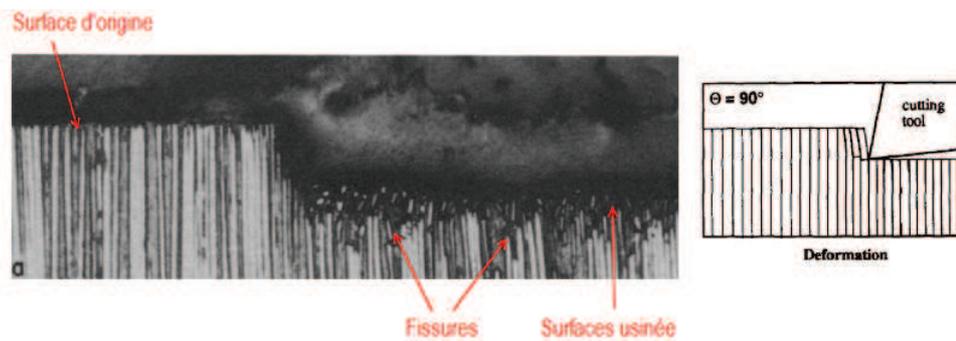


FIGURE 1.6 – Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour  $X_2=90^\circ$  [WRA95, KLV83]

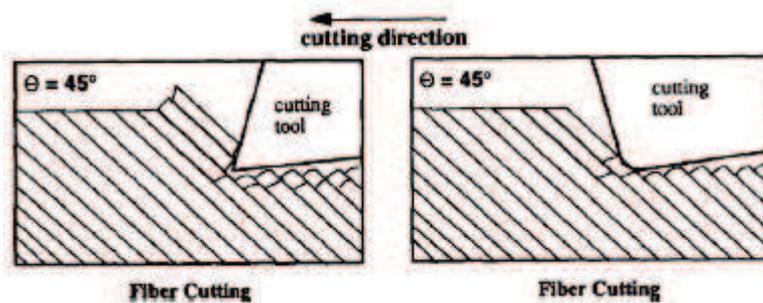


FIGURE 1.7 – Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour  $X_2=+45^\circ$  et a) un angle de coupe positif b) un angle de coupe positif [WRA95]

— A  $X_2=-45^\circ$

Une fissure se propage à l'interface fibre/matrice. Les fibres au devant de l'outil travaillent fléchissent jusqu'à ce qu'un paquet de fibre est coupé ou arraché, emportant une partie de la matrice. Le phénomène discontinue et répété, les paquets de fibres fléchissant l'un après l'autre (fig.1.8).

L'orientation de l'arête de coupe et de la fibre a un effet direct sur le mode de coupe rencontré et donc sur les efforts de coupe. L'effort linéique par portion d'arête est représentée en fonction de l'angle  $X_2$ (fig.1.9) par

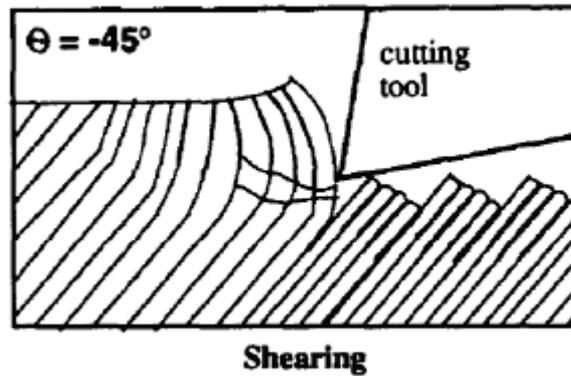


FIGURE 1.8 – Mécanismes de formation de copeaux observés en coupe orthogonale des stratifiés pour  $X_2 = -45^\circ$  et a) un angle de coupe positif b) un angle de coupe positif [WRA95]

Bonnet[Bon10]. Il est observé que l'effort de coupe peut être multipliée par trois entre les deux situations extrêmes. Le cas le plus défavorable correspond à l'angle  $X_2 \approx 45^\circ$ .

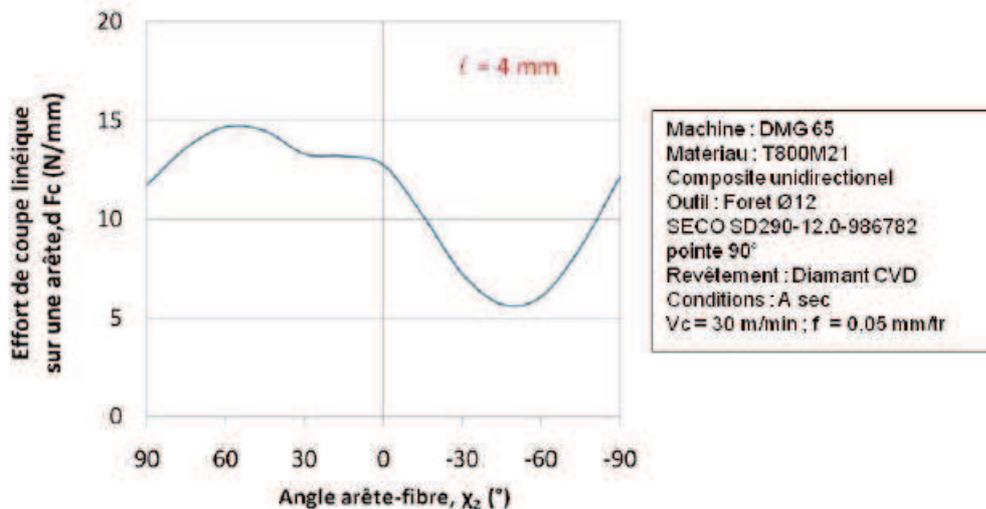


FIGURE 1.9 – Efforts en fonction de l'orientation des fibres [Bon10]

Une attention particulière est portée au matériel nécessaire pour la coupe composite. La matrice, faite de résine, est très fragile. Ainsi, les efforts de coupe générés sont faibles en comparaison de la coupe des métaux. Le carbone est, au contraire, dur et très abrasif. Par conséquent, les outils utilisés doivent être eux aussi très durs et résistants à l'usure : des outils à plaquettes PCD ou carbures sont en général utilisés.

La compréhension des phénomènes de coupe à travers des essais de coupe orthogonale permettent de poser les bases de l'étude du perçage des multi-matériaux.

### 1.3 MÉCANISMES DE COUPE EN PERÇAGE

Le perçage apporte des problématiques supplémentaires du fait de la cinématique de coupe et de la géométrie de l'outil. L'évolution d'une vitesse de coupe nulle au centre à une vitesse maximale au bec de l'outil produit des mécanismes d'enlèvement de matière différents.

Pour modéliser la coupe en perçage, il est possible de représenter l'outil par une somme d'éléments d'arête dont le mécanisme de coupe est assimilé à de la coupe élémentaire. Cependant, l'évolution de la vitesse de coupe et de la géométrie rend l'étude par portion d'arête difficile. Les conditions expérimentales ne permettent pas non plus de connaître la direction d'écoulement du copeau, ni de garantir un cas de contraintes ou déformations planes nécessaires à l'application d'un modèle de coupe élémentaire. Ceci explique pourquoi, dans le but d'améliorer la précision des modèles d'efforts existants en perçage qui sont de type global, les travaux tendent vers un découpage macroscopique du foret en plusieurs zones [GPRCo9, Bon09, Bon11, Wil70, Wil74]. Des modes de coupe et donc des modèles d'efforts spécifiques sont appliqués à chacune des zones découpées.

Pour comprendre quels sont ces modes de coupe et quels modèles sont appliqués, il faut étudier la géométrie de l'outil et la cinématique de la coupe en PC.

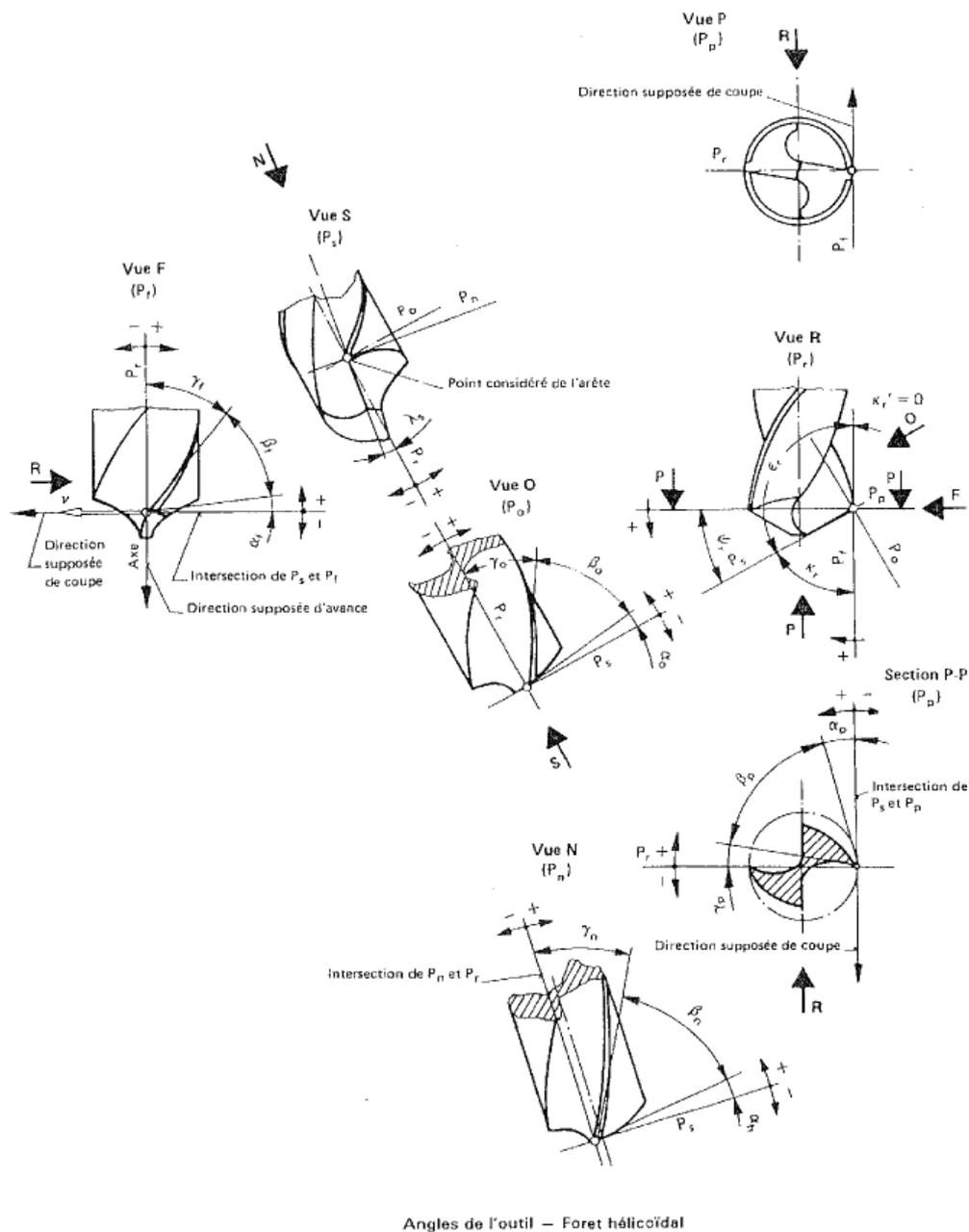
#### 1.3.1 Aspects géométriques de l'outil et cinématique de la coupe

La géométrie du foret hélicoïdal est complexe. En témoigne la figure 1.10 qui représente les différents plans et angles utilisés dans la définition de la géométrie du foret au point considéré.

Pour bien définir la géométrie de l'arête, une série d'angles permet d'orienter l'arête, ainsi que les différents plans Pf/Pn/Po. Dans ces trois plans, les angles de l'outil sont définis au point considéré : angle de coupe  $\gamma$ , de taillant  $\beta$  et de dépouille  $\alpha$ . Pour l'étude du perçage par éléments d'arêtes, ce sont les angles dans le plan Pf qui sont généralement utilisés. Ces angles varient tout au long de l'arête et peuvent être exprimés en fonction du rayon, figure 1.11 [Lap05].

Les angles de l'outil en main sont des caractéristiques de l'outil. Lorsque l'outil en travail est animé d'une vitesse d'avance, leur définition est modifiée pour prendre en compte le changement de la direction résultante de coupe par rapport à la direction de la vitesse de coupe. Les angles de l'outil en travail sont alors considérés, le long de l'arête. La vitesse de coupe varie tout au long de l'arête en fonction du rayon. Ainsi, la direction résultante de coupe varie avec le rayon. Cette variation est représentée par celle de l'angle  $\mu$  entre la vitesse effective ( $V_e$ ) et la vitesse de coupe  $V_c$  (fig. 1.12).

Les trois angles d'outils, définis dans le plan Pf de l'outil en travail, influent sur plusieurs phénomènes dont les phénomènes de coupe et d'usure d'outil. L'angle de taillant  $\beta_f$  permet d'obtenir la rigidité nécessaire et suffisante pour usiner le matériau considéré. L'angle de dépouille  $\alpha_f$  influe sur le frottement entre la face de dépouille de l'outil et la pièce dans la zone



Angles de l'outil – Foret hélicoïdal

FIGURE 1.10 – Angles de l'outil en main selon la norme NF E 66-502 [Bon10]

de cisaillement tertiaire. Les effets de l'angle de coupe  $\gamma_f$  ont été étudiés : sur le plan de cisaillement dans les métaux selon Merchant [Mer45], et sur la formation des copeaux et les modes de coupe suivant l'orientation des fibres dans les travaux de Wang et al. [WRA95] dans le cas des matériaux composites.

Il est nécessaire d'adapter l'évolution de ces trois angles le long des arêtes du foret en fonction de l'évolution de la cinématique et des modes de coupe présents. En effet, la géométrie de l'outil et les conditions de coupe qui varient provoquent en enlèvement de matière suivant plusieurs phénomènes de coupe. Le découpage macroscopique de l'outil en trois zones, de formes

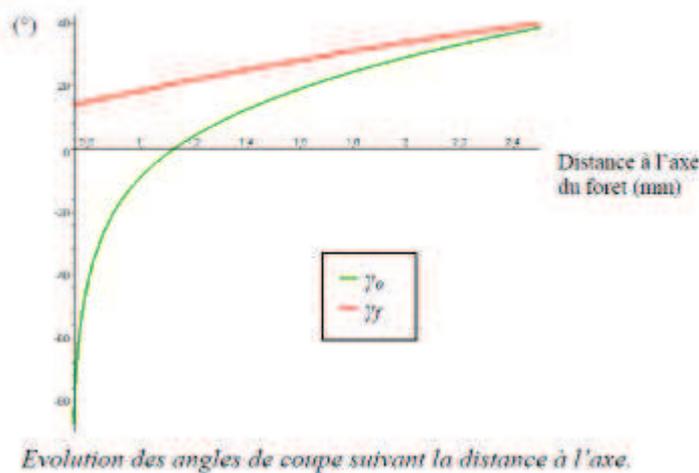


FIGURE 1.11 – Évolution de l'angle de coupe en fonction du rayon pour un foret issus des travaux de Laporte [Lap05]

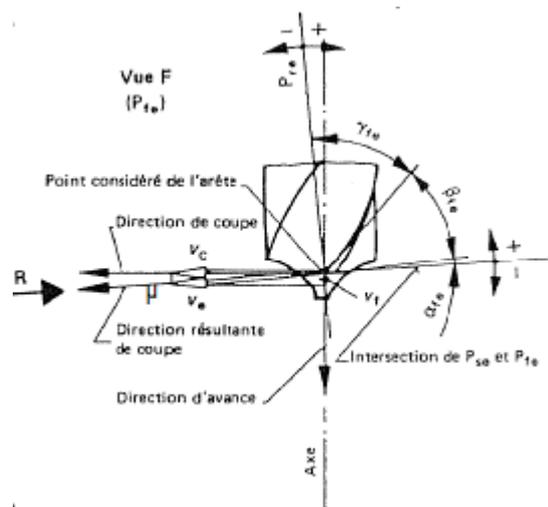


FIGURE 1.12 – Variation des angles d'outil en travail en fonction de la direction résultante de coupe [Bon10]

circulaires et annulaires, se fait en fonction de ces phénomènes (fig.1.13). La taille des zones correspondant à chacun sera analysée ultérieurement.

*phénomène d'indentation/de talonnage :*

D'après les travaux d'Oxford Jr. (cité dans [Wil70, Wil74]), deux modes de coupe sont présents sur l'arête centrale : le centre de l'outil travaille en indentation/extrusion ; le reste de l'arête centrale travaille, par hypothèse, en coupe orthogonale avec angle de coupe en travail  $\gamma_{fe}$  fortement négatif. L'ensemble des deux modes de coupe sur l'arête centrale génèrent plus de 50% de l'effort total généré par l'outil.

Si l'on s'intéresse au phénomène d'indentation, la matière est repoussée et un écoulement visco-plastique se met en place sous la zone d'indenta-

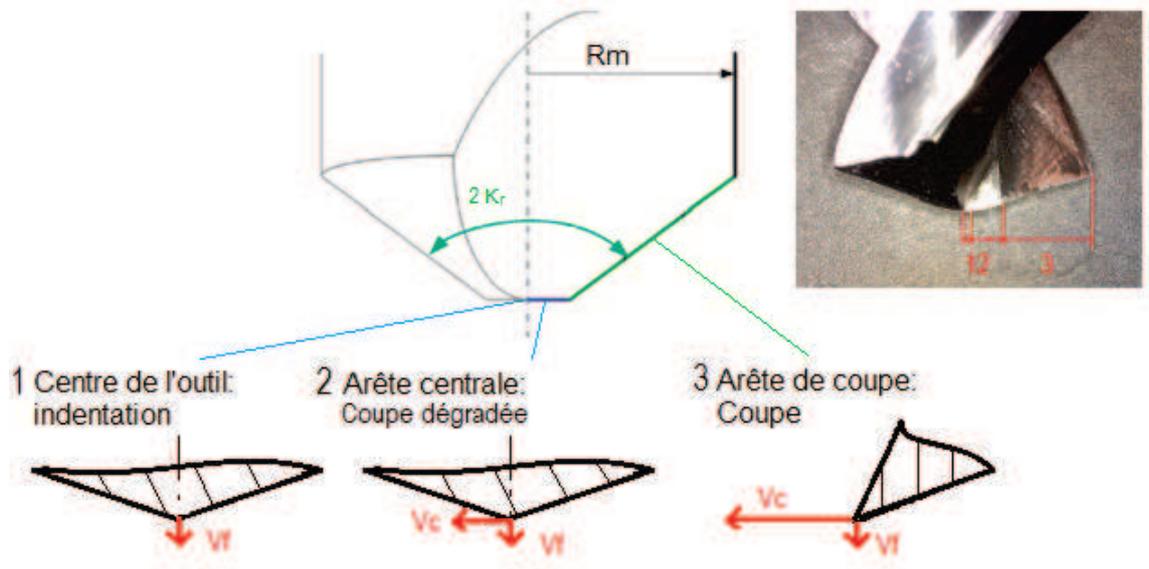


FIGURE 1.13 – Trois mécanismes d'enlèvement de matière et les zones correspondantes

tion. Plusieurs théories et observations différentes évaluent la taille de cette zone circulaire à quelques dixièmes de millimètres [Wil70, GPRC09] selon la géométrie de l'arête centrale.

Pour s'adapter aux efforts intenses générés sur cette faible surface de l'outil, l'angle de taillant  $\beta_f$  est important pour augmenter la résistance de l'outil. Il correspond à l'angle de pointe ( $\kappa_r$ ) et  $140^\circ$  en est une valeur typique. L'angle de coupe est alors fortement négatif en main. L'angle de dépouille  $\alpha_f$ , s'il est important, facilite l'indentation de la pointe de l'outil au prix de sa résistance à l'usure.

Une description plus détaillée des phénomènes de talonnage et d'indentation ainsi que de leur modélisation est présentée dans la partie suivante.

*phénomène de coupe dégradée :*

Plusieurs découpages sont proposés pour décrire l'étendue d'une zone intermédiaire (fig.1.13), pour laquelle les phénomènes de coupe sont méconnus. Cette zone génère aussi un effort important en comparaison de sa taille [GPRC09] et apporte une contribution importante aux efforts générés par l'arête centrale.

Pour cause, la matière repoussée par la zone d'indentation s'écoule vers l'extérieur et est coupée par cette zone intermédiaire. De plus, l'angle de coupe reste négatif et élevé et les vitesses de coupe faibles proche du centre de l'outil. Malgré toutes ces difficultés, la zone intermédiaire génère un copeau contrairement à la zone d'indentation.

Dans ce manuscrit, le terme de coupe dégradée sera utilisé pour décrire l'ensemble des phénomènes et modes de coupe présents dans cette zone. La zone circulaire qui comprend les phénomènes d'indentation et de coupe dégradée sera qualifiée de zone centrale.

Concernant la géométrie de l'outil pour cette zone, un angle de coupe  $\gamma_f$  positif ou nul est recherché pour faciliter la coupe et la formation du copeau. Mais cet angle est fortement négatif sur l'arête centrale. Ainsi, une opération supplémentaire de piquage de l'âme du foret est généralement réalisée. Ce piquage permet de réduire la longueur de l'arête centrale et de créer une face de coupe plus adaptée pour la zone de coupe dégradée.

*phénomène de coupe :*

La délimitation entre la zone de coupe et la zone de coupe dégradée/intermédiaire est difficile à définir. Les mêmes phénomènes de coupe sont en jeu mais la zone de coupe ne reçoit pas un surplus de matière provenant de la zone d'indentation et les vitesses de coupe sont suffisantes pour faciliter la coupe et la formation du copeau. De la même façon que pour la zone d'indentation, plusieurs hypothèses et modèles, présentés dans la partie suivante, permettent de définir la taille de la zone intermédiaire par la géométrie de l'outil. La zone de coupe des arêtes est ensuite déduite.

Concernant la géométrie de l'outil dans cette zone, ce dernier n'a pas besoin d'être aussi rigide que dans la zone centrale car la coupe est facilitée par la vitesse de coupe plus importante. Par conséquent, l'angle de taillant  $\beta_f$  est réduit à environ  $50^\circ$  au profit de l'angle de coupe  $\gamma_f$  qui devient important et positif (fig.1.11). L'angle de dépouille  $\alpha_f$  se réduit légèrement, passant de  $20^\circ$  à moins de  $10^\circ$  environ. La réduction des phénomènes de talonnage sur la face de dépouille avec la vitesse de coupe importante permet cette réduction de l'angle de dépouille  $\alpha_f$ .

### 1.3.2 Phénomènes d'interférence : talonnage et indentation

Le talonnage est un phénomène d'interférence volumique où un objet pénètre dans un autre et se déplace ensuite, laissant une empreinte de son passage. Son étude fait appel à la mécanique des matériaux et à la tribologie. La figure 1.14 schématise le déplacement de l'outil indenteur et la trace laissée : cette figure est issue des travaux de Barge et al.[BKGB03], qui recherchent à modéliser le comportement du matériau à une sollicitation de type talonnage. De la même façon, Lafaye étudie un outil indenteur qui talonne, provoquant un écoulement plastique de la matière. Lors de ce déplacement, l'outil se frotte à la pièce. La mesure des efforts normaux et tangentiels permet de définir un coefficient de frottement apparant représentant l'effet du talonnage [Laf08].

L'indentation en est un cas particulier où seule la pénétration initiale de l'indenteur est réalisée.

Par abus de langage, le terme de talonnage est souvent utilisé pour définir l'interférence de la dépouille de l'outil avec la surface usinée. Sa présence implique une augmentation des efforts de coupe et une dégradation de l'état de la surface, qui subit un contact avec frottement avec la face en dépouille. Pour juger de la présence de talonnage, l'angle de dépouille effectif est souvent utilisé : il est négatif en présence de talonnage. Ainsi, l'angle  $\mu$  formé

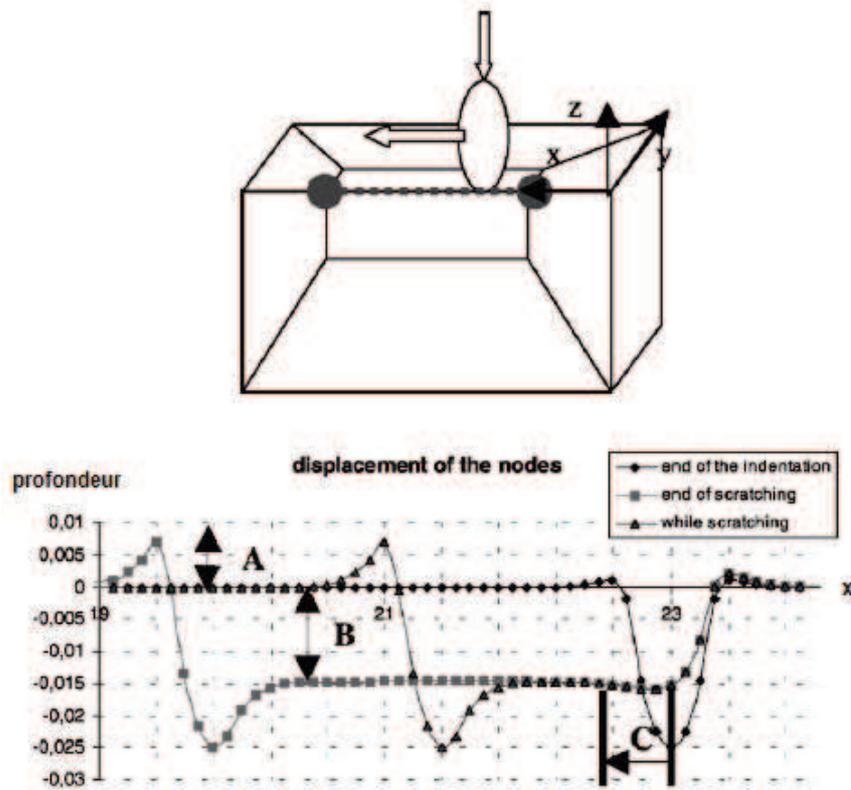


FIGURE 1.14 – Mesure de la trace laissée par talonnage d'un indenteur en déplacement [BKGB03]

par la vitesse de coupe et la vitesse d'avance, est supérieur à l'angle de dépouille de l'outil. Pour une vitesse de coupe donnée, une réduction de la vitesse d'avance ou une augmentation de l'angle de dépouille permettent d'éviter le talonnage de la face de dépouille.

Ce phénomène est à différencier du talonnage d'arête, qui concerne la matière non-coupée qui se déforme sous l'outil dans la zone de cisaillement tertiaire (§1.2.1). Les paramètres influant sur le talonnage d'arête sont les caractéristiques du matériau et l'acuité d'arête. Le talonnage d'arête est toujours présent lors de la coupe, mais il est généralement négligé devant les efforts de coupe.

Le phénomène d'indentation ne concerne que la pénétration de l'outil indenteur, l'outil ne se déplaçant pas sur la surface indentée. Les faibles vitesses tangentielles étant négligées, l'effet de la zone d'indentation est modélisée par l'action d'un poinçon sans rotation. Sous une charge quasi-statique, l'indenteur extrude la matière. Cette matière s'écoule vers l'extérieur : vers la zone de coupe dégradée. En s'éloignant du centre du foret, les effets de coupe dégradée et de talonnage se mêlent dans la zone intermédiaire.

Le talonnage, défini comme interférence de la face de dépouille, est étudié dans les travaux de Bondarenko et al. [Bon09, Bon11, PBG<sup>+</sup>08].

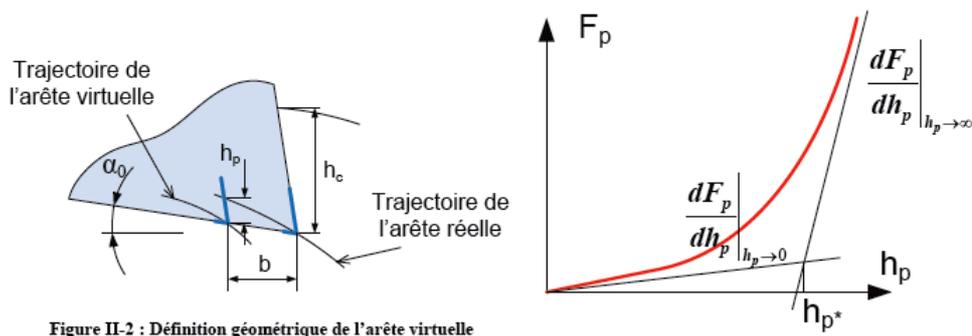


Figure II-2 : Définition géométrique de l'arête virtuelle

FIGURE 1.15 – Définition géométrique de l'arête virtuelle représentant l'effet du talonnage et son modèle bilinéaire [Bon11]

Dans ces travaux, la contribution du talonnage sur l'effort axial est représentée par une seconde arête fictive (cf. figure 1.15) placée derrière l'arête de coupe. Cette arête fictive travaille de nouveau la surface usinée, et contribue à la génération d'efforts de coupe. La position de l'arête est définie par identification sur les résultats expérimentaux avec un recalage nécessaire du modèle d'effort de talonnage.

Pour l'ensemble des travaux sur la modélisation du talonnage, ce dernier est généralement rapproché de l'indentation et les efforts qu'il génère sont liés à un volume de matière repoussée. Dans ce sens, [EWD<sup>+</sup>94] propose une méthode géométrique, en s'inspirant des travaux de [Wu89], qui se base sur le volume de matière indenté. Le volume d'interférence dépend de la géométrie de l'outil, de la surface usinée et de la trajectoire courante de l'outil. Un effort est calculé ensuite en fonction de ce volume d'interférence entre la face de dépouille et la pièce selon une fonction linéaire. Les travaux de [AI10, AI11] simplifient les calculs en choisissant d'approximer le volume d'interférence par une série de trapèzes et en négligeant l'acuité d'arête, figure 1.16.

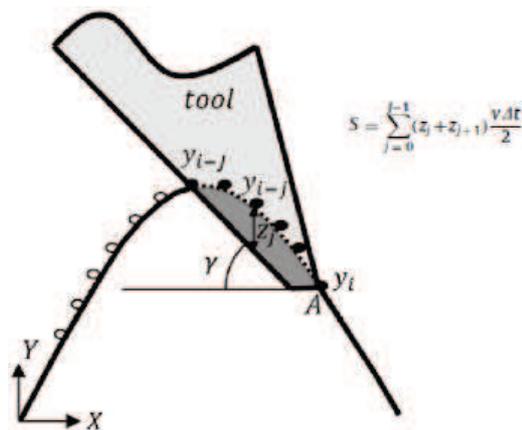


FIGURE 1.16 – Zone d'interférence simplifiée selon [AI11]

Considérer que le volume indenté est uniquement fonction de la vitesse d'avance et de la géométrie d'outil signifie que le système est infiniment

rigide. La réalité doit prendre en compte la souplesse du système usinant. En effet, il est noté, comme le montre [Walo6], que le talonnage de la face en dépouille peut avoir un effet amortissant sur les phénomènes dynamiques engendrés par la coupe et notamment les phénomènes vibratoires dans le cas où ceux-ci sont de nature auto-entretenu. Cet amortissement provoque un retard sur les oscillations de l'outil par rapport à la consigne.

La mesure des efforts spécifiques au phénomène de talonnage est difficile car ceux-ci ne peuvent être dissociés des mesures d'efforts de coupe. En général, les efforts de talonnage sont définis par l'extrapolation des efforts à avance nulle [Walo6]. [GCo4] proposent une autre solution qui est de commencer à une avance donnée et de l'annuler au cours de l'usinage. Les efforts, faibles, se réduisent sur les quelques tours suivant l'annulation de l'avance car la pièce subit plusieurs passages de l'arête et de la face de dépouille sur la surface usinée. Les pics d'effort après annulation de l'avance sont alors dus au talonnage de la face de dépouille et de l'arête : le premier pic entre F et G (fig.1.17) représente l'effort de talonnage le plus proche de celui se passant lors de la coupe.

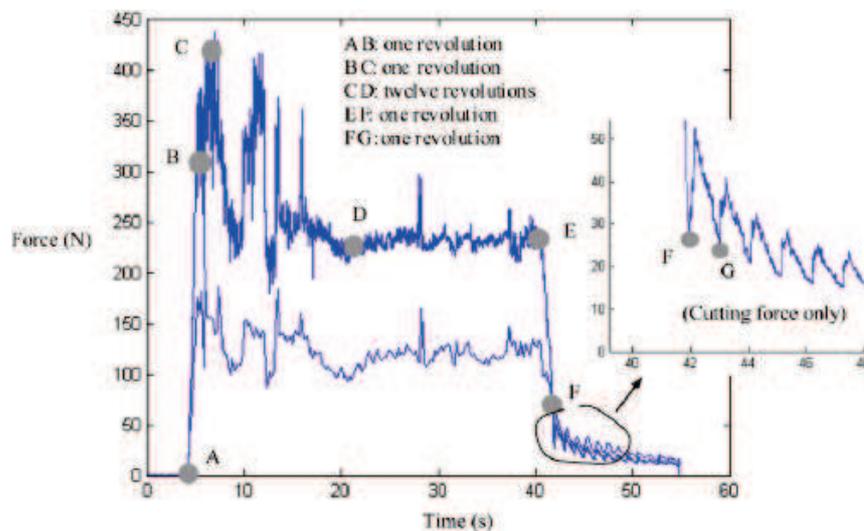


FIGURE 1.17 – Mesure des efforts de talonnage par [GCo4]

La plupart des modèles d'indentation en perçage présentent une estimation empirique ou théorique de l'étendue de la zone d'indentation. Puis un modèle d'effort est identifié à l'aide d'un coefficient de pression spécifique relatif au phénomène d'indentation. La modélisation des efforts d'indentation se formule donc en deux parties : la modélisation de l'étendue de la zone d'indentation et la mesure de l'effort d'indentation à des fins d'identification du modèle. La modélisation de l'effort d'indentation sera traitée ultérieurement.

Parmi les définitions possibles de l'étendue de la zone, Williams [Wil70, Wil74] propose une zone d'indentation dont la taille dépend de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance. Ses conclusions sont déduites expérimentalement à partir de l'observation des faciès d'usure de la zone centrale des

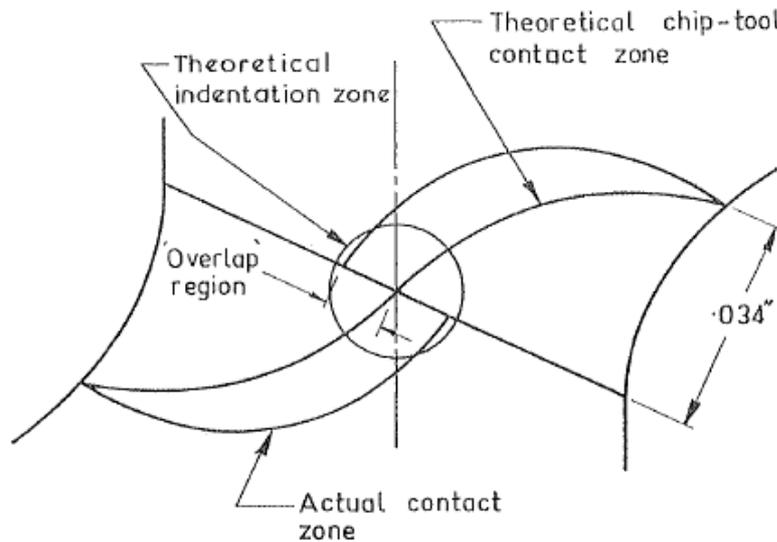


FIGURE 1.18 – Zone d'indentation selon Williams [Wil70, Wil74]

forets (fig.1.18). La zone est circulaire et a pour longueur le diamètre indenté  $\Delta L$ , approximée par le calcul du rayon pour lequel la vitesse de coupe est cinq fois supérieure à la vitesse d'avance (eq.1.1). A titre d'exemple, pour une avance 0.25mm/tr, le diamètre indenté  $\Delta L$  est de 0.398mm.

$$V_f = 0.2V_c \implies \Delta L = \frac{5f}{\pi} \quad (1.1)$$

[GPRC09] estime l'étendue de la zone, également empiriquement, en dérivant le signal d'effort axial mesuré lors de la pénétration de la pointe de l'outil dans la matière. L'étude de la dérivée du signal d'effort axial, lors de la pénétration de l'outil dans la matière, met en valeur les changements brusques de la pente de l'effort en fonction du temps. Ces changements brusques de pente traduisent des changements de mécanismes de coupe pour certaines valeurs de temps. En connaissant l'angle de pointe de l'outil, il est possible de remonter au rayon engagé à ces instants précis. Ces irrégularités se présentent dans les premiers dixièmes de millimètres et ne sont pas clairement visibles sur le signal d'effort car confondus au bruit, d'où l'intérêt de dériver le signal. La dérivée présente un pic prononcé (fig.1.19,  $R_3$ ) qui est interprété comme la limite de la zone d'indentation (zone 3).

Une régression de type puissance est réalisée sur les données expérimentales obtenues pour plusieurs avances. Le rayon est alors exprimé en fonction de la hauteur de coupe ( $h$ ), égale à l'avance par dent, avec une fonction affine (eq.1.2) :

$$R_{ind} = K * h + r_0 \quad (1.2)$$

Ces phénomènes d'interférence repoussent donc la matière, qui s'écoule de façon visco-plastique dans le cas des métaux. Dans le cas de la coupe des matériaux composites, il n'a pas d'écoulement visco-plastique : le matériau, se désagrégant, forme de la poussière. Cependant, la géométrie de l'outil et

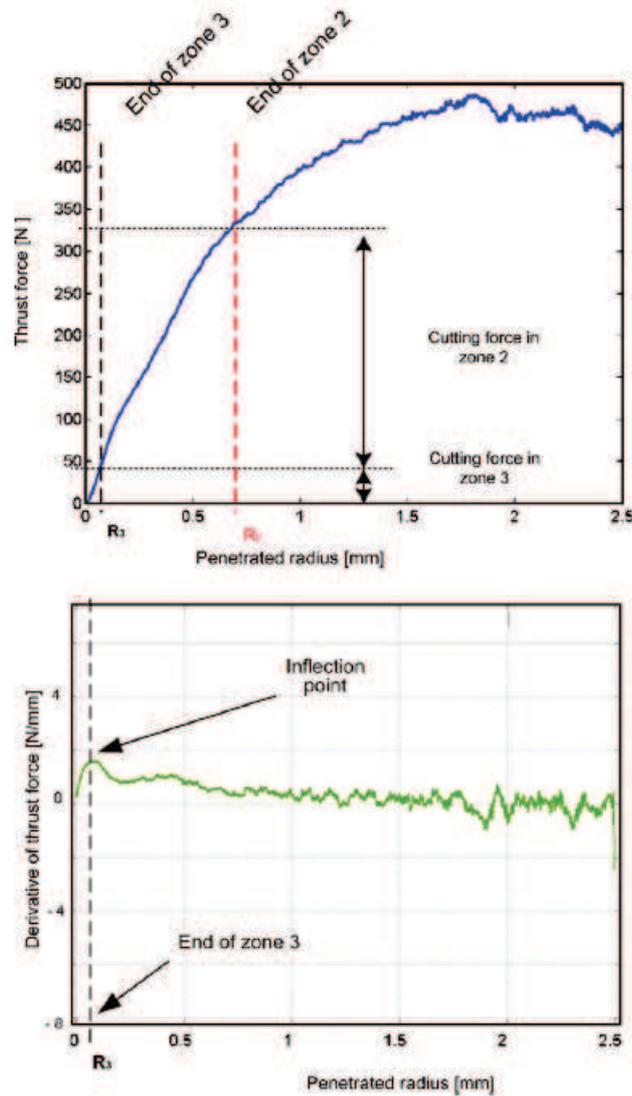


FIGURE 1.19 – Détermination du rayon d'indentation sur le signal dérivé de l'effort axial mesuré [GPRC09]

les vitesses de coupe faibles dans la zone centrale de l'outil font penser que les zones d'indentation et de coupe dégradée subsistent lors du perçage des stratifiés.

### 1.3.3 Cas particulier du perçage des composites et des multi-matériaux

En plus des phénomènes de talonnage et d'indentation propres à la cinématique du perçage, le perçage des matériaux composites engendre une autre particularité due à l'anisotropie du matériau. Sur un demi-tour et pour un pli considéré, l'arête de coupe rencontre toutes les orientations d'arête et, selon la représentation de McKenzie (§1.2.2, fig.1.20),  $X_2$  parcourt toutes les valeurs de  $-90^\circ$  à  $90^\circ$  (fig.1.21).

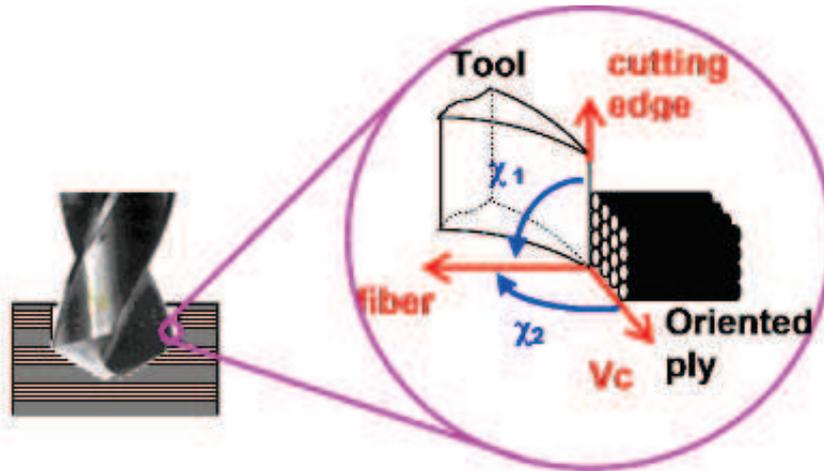


FIGURE 1.20 – Représentation des angles de McKenzie rencontrés en perçage de matériau composite [LC12]

L'angle  $X_1$  entre l'arête de coupe et la fibre dépend de l'angle de pointe  $2Kr$  de l'outil, et de la position angulaire. Cet angle oscille entre  $Kr$  et  $180^\circ - Kr$ . L'oscillation de  $X_1$  autour de  $90^\circ$  est due à celle de  $X_2$ . Aussi, étant donné une géométrie d'outil, l'angle  $X_2$  suffit pour définir l'orientation de l'arête de coupe par rapport aux fibres dans le cas du perçage. Les modes de coupe, étudiés en fonction de l'angle  $X_2$  dans le cas de la coupe orthogonale (§1.2.2), sont rencontrés de façon continue et répétée tous les demi-tours.

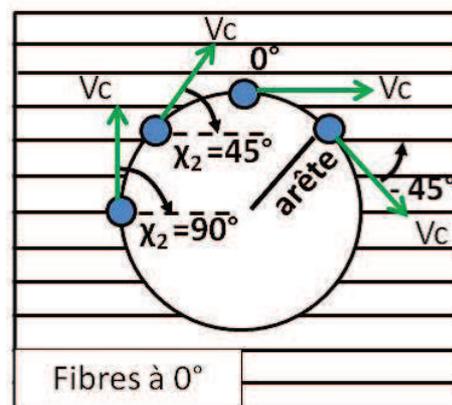


FIGURE 1.21 – Évolution de l'angle  $X_2$  dans le cas du perçage [Bon10]

Les aspects de la coupe composite sont très bien documentés dans les travaux de [Bon10]. Il applique au procédé de perçage les modes de coupe développés dans l'état de l'art dans le cadre de la coupe orthogonale des stratifiés (fig. 1.22). Les modes sont ou non défavorables suivant que la fibre est coupée ou que la matrice est fissurée. L'alternance de ces modes de coupe explique l'évolution sinusoïdale des efforts générés en perçage de stratifiés composites.

Dans les applications multi-matériaux étudiées, la plaque composite est associée à des plaques d'alliage d'aluminium. Or, l'association de matériau métalliques avec les plaques composites impliquent de nouvelles probléma-

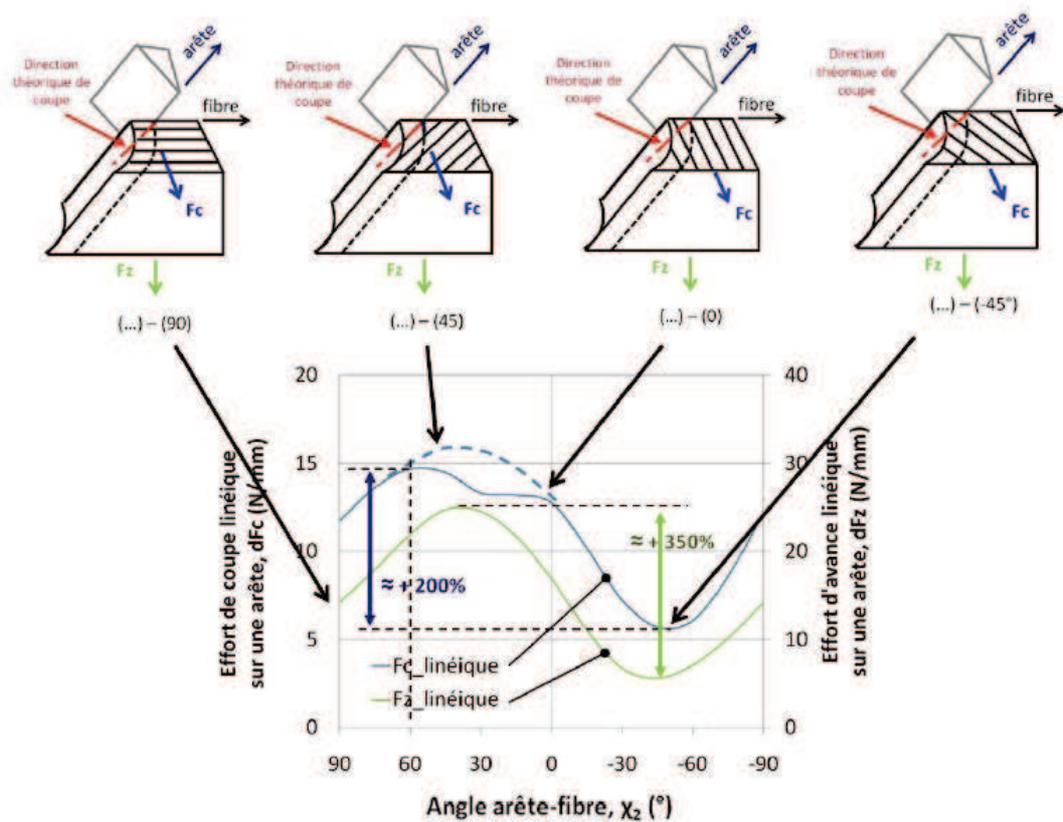


FIGURE 1.22 – Évolution des modes de coupe et efforts en fonction de  $X_2$  sur un demi-tour d'outil [Bon10]

tiques. Selon [Rou11], lorsqu'un seul trou avec un outil neuf est réalisé, placer l'aluminium en premier augmente les efforts de coupe de 40% dans le composite à cause d'une usure plus prononcée de l'outil lors de sa phase de rodage. Cependant, puisque l'outil subira plusieurs cycles de perçage, ce problème est inévitable en perçage multi-matériau.

Dans le cas d'un empilage où le matériau métallique est situé en-dessous du matériau composite, cette configuration étant souvent retrouvée en aéronautique, la remontée des copeaux métalliques dans les goujures de l'outil est problématique. Les copeaux peuvent générer un bourrage à l'interface ou polluer l'interface et rayer la paroi du trou dans les composites.

#### 1.3.4 Synthèse des problématiques du perçage

L'étude du perçage des métaux est rendue complexe par la géométrie évolutive de l'outil et la cinématique variable, toutes les deux en fonction du rayon du point considéré. Un découpage mésoscopique de l'outil et l'application de modèles de coupe orthogonale ou oblique sont impossibles car les phénomènes de coupe, la direction d'évacuation du copeau et l'évolution des plans de cisaillement sont méconnus.

Ainsi, l'action de l'outil est soumise à un découpage macroscopique en plusieurs zones auxquelles sont attachés des mécanismes de coupe diffé-

rents. La prépondérance de la vitesse d'avance face à la vitesse de coupe dans la zone centrale de l'outil explique la nature de ces modes d'enlèvement de matière. Une étude par couple arête-matière [GPRC09], présentée ultérieurement, met en valeur ces zones par l'étude des efforts lors de la pénétration de la pointe de l'outil.

Une attention particulière sera portée aux phénomènes de talonnage et d'indentation. Il est attendu que ces phénomènes soient plus importants en PAV.

Dans le cas des composites stratifiés, il ne peut être mentionné d'écoulement visco-plastique dans la zone centrale puisque les débris de coupe sont sous la forme de poussière. Les phénomènes d'interférence restent néanmoins présents. La difficulté de l'étude du perçage des matériaux composites se porte également sur l'anisotropie du matériau.

En perçage, toutes les orientations de fibres par rapport à l'arête  $X_2$  sont rencontrées et répétées tous les demi-tours. La modélisation de l'opération de perçage doit alors intégrer l'évolution des modes de coupe liés aux différentes orientations. Ces modes de coupe et les efforts correspondants ont été étudiés dans des travaux antérieurs dans le cas de la coupe orthogonale.

Mise à part les difficultés de modélisation, il faut noter que l'évacuation des copeaux métalliques longs est la difficulté technique principale du perçage. Ces copeaux longs engendrent des coûts supplémentaires car ils imposent des cycles de déburrage et détériorent de plus la qualité du trou percé dans les empilages multi-matériaux.

Une première solution consiste, en restant dans le cas de coupe classique, à diminuer le flux de matière qui passe par les goujures. Ceci est rendu possible en incorporant à la gamme une phase d'ébauche (pré-perçage) ou en enlevant une partie de la matière sous forme de carotte et non de copeaux, en évitant de plus les interférences de la zone centrale et en réduisant le délaminage (trépannage) [Des99]. Cependant, l'ajout d'une opération augmente le coût de fabrication [Jal11].

Pour éviter le surcoût d'une opération supplémentaire, les solutions se tournent vers les techniques spéciales d'usinage afin d'empêcher la formation des copeaux longs. Par exemple, il peut être cité le perçage orbital qui consiste en une opération de fraisage où le centre outil se déplace sur une hélice.

D'autres solutions portent sur l'utilisation de vibrations afin de provoquer une coupe interrompue. Dans le cas d'une coupe interrompue, les arêtes entrent et sortent de la matière, forçant la fragmentation des copeaux. Les copeaux métalliques fragmentés sont alors évacués plus facilement dans les goujures. Contrairement au procédé de PC avec cycles de déburrage, le PAV n'engendre pas de perte de productivité car la vitesse d'avance moyenne de l'outil est conservée tout au long du perçage.

La modélisation de la coupe et des efforts PAV doit prendre en compte les variations et possibles amplifications des phénomènes d'interférence de la zone centrale, ainsi que les différents modes de coupe rencontrés dans le cas des composites stratifiés. Avant de présenter un état de l'art de la modélisa-

tion du PAV, les différents types d'assistance vibratoire sont présentés dans la partie suivante.

#### 1.4 SOLUTIONS VIBRATOIRE ET CINÉMATIQUE EN PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION

Le PAV a été proposé pour le perçage des métaux et des empilages multi-matériaux pour répondre au problème de la formation de copeaux longs. L'apparition ou la création de vibrations lors de l'usinage peut avoir, dans les bonnes conditions, des propriétés bénéfiques à la coupe. L'influence de la superposition d'une oscillation axiale au mouvement de coupe lors du perçage a été observée sur les thèmes suivants : sur la diminution de bavure [CL07], l'augmentation de la durée de vie de l'outil, la diminution des efforts moyens de coupe (fig.1.23) [AVMK06], l'aide à la fragmentation du copeau [Jal11]. Selon Arul [AVMK06], il est supposé que la coupe vibratoire réduit la température générée dans la zone de coupe : l'outil évacue une partie de la chaleur générée lors de période hors-matière, le frottement des copeaux sur la face de coupe est réduit dans le cas de leur fragmentation. De plus les efforts axiaux moyens sont réduits, comme le montre la figure 1.23, pour laquelle les efforts moyens ont été filtrés mais l'outil subit des périodes hors-matière où l'effort axial est nul.

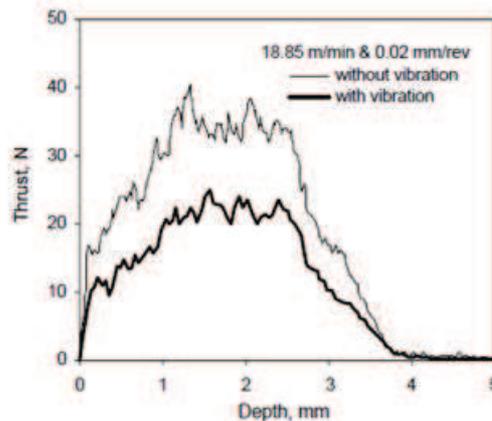


FIGURE 1.23 – Diminution des efforts axiaux moyens en PAV [AVMK06]

##### 1.4.1 Solutions existantes de perçage assisté par vibration

Les solutions d'assistance vibratoire peuvent être organisées en deux familles (fig.1.24) selon l'amplitude ( $a$ ) et la fréquence ( $Osc$ ) des oscillations [Jal11]. Les technologies permettant un mouvement vibratoire à haute fréquence, de 10 à 50 kHz, et celles offrant une basse fréquence de vibration, inférieures 1 kHz, peuvent être distinguées.

Au sein de la première famille se trouvent essentiellement les systèmes à oscillations forcées tels que les systèmes ultrasoniques associés à de faibles

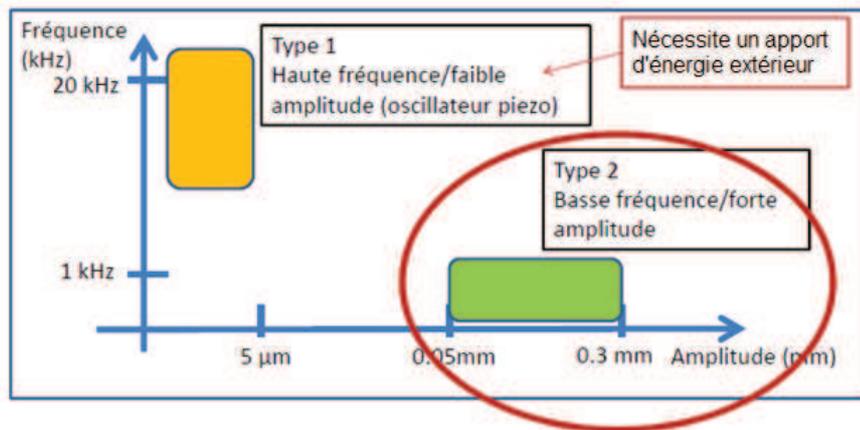


FIGURE 1.24 – Les deux familles de PAV [Jal11]

amplitudes : les oscillations sont générées par des éléments piézoélectriques de haute fréquence. La deuxième famille comprend un plus vaste éventail de solutions (fig.1.25). Une sous-famille regroupe le perçage assisté par vibration auto-entretenues, dont le principe est basé sur l'amplification et le maintien des vibrations dues au broutement axial généré par l'usinage. Cette solution est complexe et nécessite une parfaite maîtrise de l'ensemble des paramètres dynamiques du processus de coupe afin de garantir la présence et le contrôle des oscillations auto-entretenues dans le cadre d'une coupe instable. Dans une deuxième sous-famille des systèmes vibratoires à faibles fréquences, les oscillations sont forcées, par exemple par l'intermédiaire de cames, d'engrenages non-circulaires, ou de dispositifs piézoélectriques à basses fréquences.

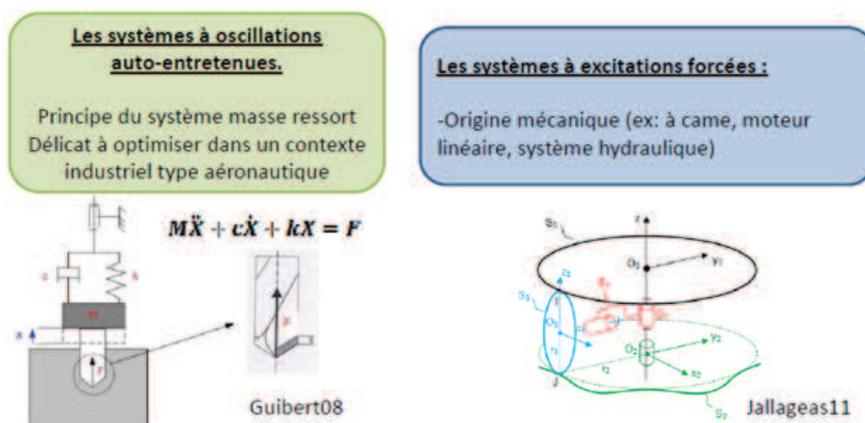


FIGURE 1.25 – Procédés de perçage assisté par vibration auto-entretenues et par vibration forcées [Jal11]

Les vibrations auto-entretenues proviennent du phénomène de broutement régénératif. Il est entendu par régénératif la régénération du profil de la surface usinée sur deux passages de dents. Lorsque ces deux profils sont déphasés, ils provoquent des efforts à intervalles réguliers à fréquence

généralement proche des fréquences propres du système usinant. Les oscillations dépendent principalement de la dynamique du système, comprenant les raideurs de l'outil, du matériau ainsi que de la vitesse de coupe, les phénomènes d'amortissements, etc.

En se positionnant dans le domaine de la coupe instable, l'apparition de vibrations peut avoir des effets désastreux dont l'usure prématurée de l'outil et sa rupture. Utilisé à bon escient, la coupe assistée par vibration réduit les efforts de coupe et peut prolonger la durée de vie de l'outil surtout dans le cas où c'est le copeau qui influe majoritairement sur l'usure de l'outil. Pour cela, il faut déterminer les conditions de coupe qui, pour un couple outil-pièce, permettront de rencontrer les conditions de coupe instable et génèreront ainsi les vibrations auto-entretenues.

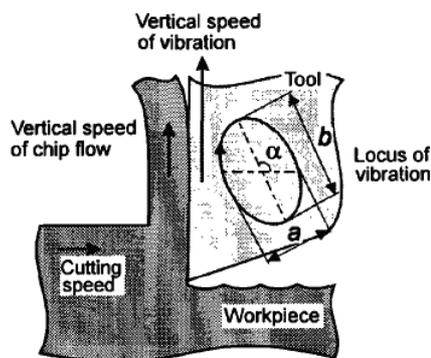


FIGURE 1.26 – Principe des vibrations elliptiques [MS95]

Pour les systèmes à oscillations forcées, les directions de vibrations possibles sont fonction du nombre de degrés de liberté du modèle dynamique du système usinant. Ces directions possibles sont d'abord étudiées dans le cadre d'un mode de coupe composé de coupe orthogonale et d'un mouvement oscillatoire. Les vibrations peuvent être orientées selon un axe précis ou bien elliptiques pour des modes de vibration couplés [MS95], (fig.1.26). Adnan et. al [AS10] choisissent de faire coïncider la direction des vibrations avec l'arête de coupe afin de créer « un effet scie » en utilisant un actionneur piézoélectrique (cf figure 1.27).

Pour ces deux solutions de mouvement vibratoire, il a été reporté que les efforts sont réduits et que la qualité de surface est améliorée, en comparaison des résultats d'essais de coupe sans vibration.

Dans le cadre de cette étude, seule la solution industrielle de PAV est étudiée. Le porte-outil vibratoire, développé par Mitis, permet de générer des vibrations forcées de basse fréquence et d'amplitude de l'ordre de quelques dixièmes de millimètres. Les oscillations sont générées dans la direction d'avance et permettent une variation de la hauteur de coupe.

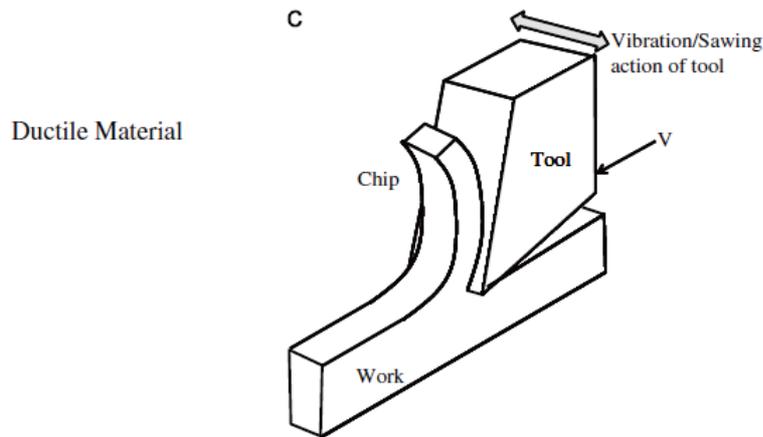


FIGURE 1.27 – Principe des vibrations forcées avec effet scie [AS10]

#### 1.4.2 Cinématique dans le cas des vibrations forcées

##### 1.4.2.1 Descriptions du procédé et du porte-outil

Le système étudié génère des excitations forcées dans l'axe du foret. Les vibrations sont provoquées par une came à billes ou à rouleaux dont au moins une des bagues possède un chemin de roulement ondulé. Le contact des éléments roulants avec les bagues est assuré par un ensemble de rondelles Belleville. Le nombre de lobes ou d'ondulations du chemin de roulement, égal au nombre d'éléments roulants, définit la fréquence d'oscillation par tour.

Le système est disponible sur porte-outil pour machine-outil à commande numérique (MOCN) ou sur unité d'avance automatique (UPA), figure 1.28. Cette UPA est une unité portable utilisée pour percer les pièces aéronautiques à la dernière étape d'assemblage. Pour les besoins de l'étude, un porte-outil vibratoire pour MOCN réglable en amplitude est utilisé.

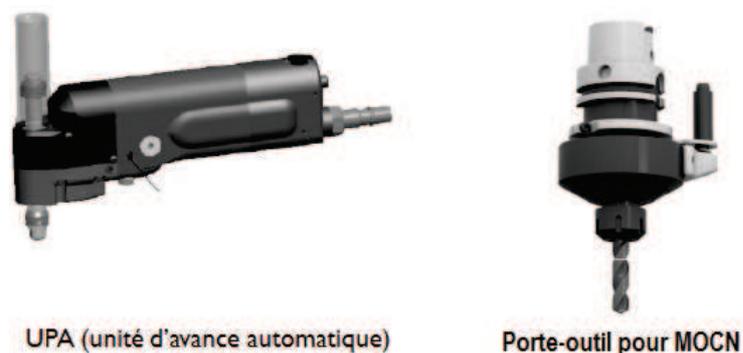


FIGURE 1.28 – UPA et porte-outil MITIS

Il peut être assumé dans un premier temps qu'il y a roulement sans glissement des éléments roulants du fait de la pression exercée par les rondelles. Cela implique une fréquence de rotation du centre des éléments roulants de moitié celle de la bague. Une approximation simple peut alors être faite en

disant que le nombre d'oscillations par tour correspond au nombre de lobes sur le chemin de roulement divisé par deux. Dans le cas de cette étude, un porte-outil vibratoire à trois lobes offrirait alors une fréquence de 1.5 oscillations par tour.

Une étude cinématique du système UPA réalisée par Jallageas [Jal11] donne la fréquence par tour théorique qui est légèrement différente de l'estimation précédente. La fréquence des oscillations obtenues en bout d'outil dépend du nombre de lobes et de leur amplitude, ainsi que du rayon des chemins de roulements, projetés dans un plan orthogonal à l'axe de perçage. Cette fréquence  $f_{vib}$  est exprimée en Hz par Jallageas par l'équation suivante (eq.1.3) :

$$f_{vib} = n_l \frac{\dot{\theta}_2(1 - p_2)}{60} \text{ avec } p_2 = \frac{\cos\left(\frac{\theta_2 - \frac{L(\theta_2)}{r_2}}{2}\right)}{1 + \cos\left(\tan^{-1}\left(\frac{n_l * a}{\pi}\right)\right)} \quad (1.3)$$

avec  $n_l$  le nombre de lobes,  $r_2$  le rayon des chemins de roulement,  $a$  l'amplitude,  $\theta_2$  la position angulaire.

Concernant l'amplitude des vibrations, elle peut être réglable ou fixée selon le porte-outil. Elle correspond en général à quelques dixièmes de millimètres, du même ordre de grandeur que l'avance par tour ( $f$ ).

A partir de ces deux paramètres de coupe vibratoire et des deux paramètres de coupe classique que sont la vitesse de coupe  $V_c$  et la vitesse d'avance  $V_f$ , il est possible de définir les trajectoires de tout point de l'outil en PAV.

#### 1.4.2.2 Définition des trajectoires

La trajectoire de tout point de l'outil peut être définie comme la somme d'un mouvement de coupe classique et d'un mouvement oscillatoire de coupe vibratoire (fig.1.29). Jallageas [Jal11] formule l'équation de la position axiale de l'outil en fonction de sa position angulaire comme suit (eq.1.4) :

$$z_{outil} = \frac{f_z}{2\pi} \cdot \theta + \frac{a}{2} \sin(n_l \cdot (1 - p_2) \cdot p_1 \cdot \theta) \quad (1.4)$$

avec  $z_{outil}$  position axiale, ( $f_z$ ) l'avance par dent,  $\theta$  position angulaire.

La hauteur de coupe sera définie à partir de la reproduction de cette trajectoire pour plusieurs dents et plusieurs tours. Selon les conditions de coupe, plusieurs formes de copeaux sont générées par la coupe : un copeau continu pour les amplitudes faibles, un copeau fragmenté pour les amplitudes importantes, un cas limite pour une amplitude limite de fragmentation. Ce cas limite est recherché, le cas de coupe idéal étant une amplitude légèrement supérieure à la limite de fragmentation afin de réduire les phénomènes dynamiques et les efforts qu'ils génèrent tout en garantissant la fragmentation du copeau.

Plusieurs autres paramètres importants de la coupe vibratoire peuvent être analysés [Jal11, PB14]. Les premiers paramètres à regarder sont le temps de coupe, le temps hors matière et le taux de coupe ( $t_c$ ). Ils décrivent respectivement, le temps passé dans la matière sur une prise de copeau, le temps passé

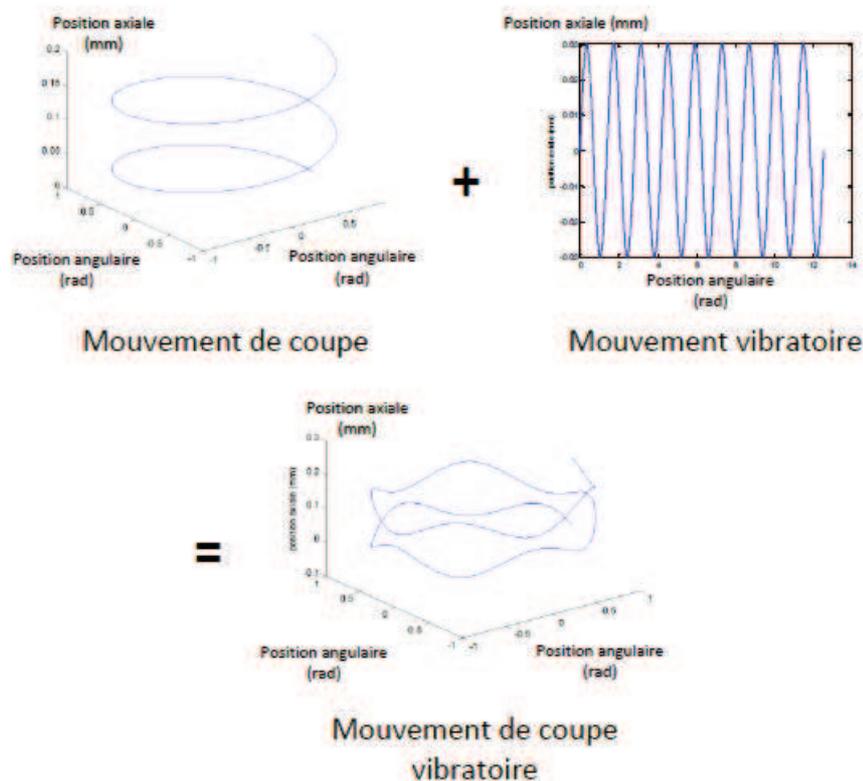


FIGURE 1.29 – Mouvement de coupe vibratoire [Jal11]

hors matière, et le rapport des deux. Dans le cas de coupe interrompue, le taux de coupe est inférieur à 1 et le copeau est fragmenté.

Il est remarqué, dans tous les cas de coupe interrompue, que les taux de coupe théoriques sont inférieurs aux observations expérimentales réalisées sur les efforts mesurés. L'outil passe, lors des essais, plus de temps dans la matière que prévu par le modèle cinématique. Pecat [PB14] l'explique par la déformation du copeau, qui ne se détache qu'un moment après la sortie théorique de l'outil. Cela expliquerait les efforts mesurés après que l'outil sorte de la matière, augmentant les taux de coupe expérimentaux. Selon Jallageas [Jal11], c'est une souplesse du système usinant qui réduit l'amplitude apparente des vibrations. Une simulation avec une amplitude affectée d'un coefficient réduction de l'amplitude augmentera les taux de coupe théoriques, qui sont alors plus proches des résultats expérimentaux. Dans ses conditions d'essais, Jallageas [Jal11] identifie un coefficient de réduction d'amplitude de  $2/3$  pour l'usinage d'un alliage de titane, i.e l'amplitude en bout d'outil est réduite d' $1/3$  lors de l'usinage.

Jallageas [Jal11] a également analysé la forme des copeaux pour tenter de remonter à l'amplitude réelle. En effet, en PAV avec coupe interrompue, les copeaux ont la forme de secteurs angulaires (fig.1.30). En théorie, ce secteur angulaire est corrélé au temps passé dans la matière par chaque passage de dent : l'angle du copeau est directement relié au taux de coupe. Mais il apparaît que les copeaux analysés ont des angles plus faibles. Les défor-

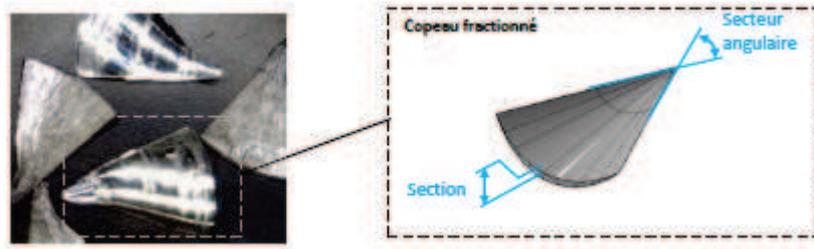


FIGURE 1.30 – Forme des copeaux obtenus en PAV [Jal11]

mations importantes du copeau après coupe rendent leurs caractéristiques géométriques inutilisables.

Puisque l'étude de la géométrie du copeau est délicate, seul son passage de l'état continu à l'état fragmenté est étudié, par la théorie et la pratique, afin de comparer les conditions de coupe réelles et théoriques à la limite de fragmentation.

#### 1.4.3 Étude de la fragmentation de copeau

S'il est supposé que les conditions vibratoires en bout d'outil sont connues, alors il est possible de modéliser la hauteur de coupe à partir des trajectoires successives d'outil. En condition de coupe continue, la formule est simple puisque la hauteur de coupe est calculée par la différence de deux trajectoires successives (fig.1.31), comme en PC.

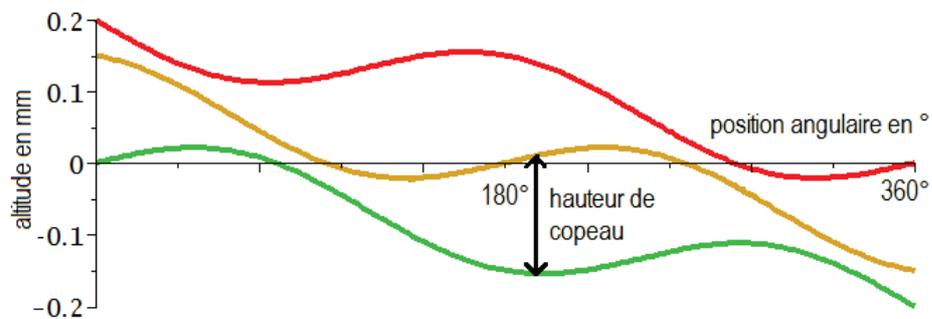


FIGURE 1.31 – Modélisation de la hauteur de coupe variable

Une hypothèse forte est alors émise : le copeau se fragmente lorsque la hauteur de coupe est nulle ou proche de zéro. Une amplitude limite de fragmentation est alors définie. Cette amplitude limite de fragmentation peut exister ou non selon l'outil et le porte-outil. Dans le cas où celle-ci existe, pour une avance précise, il faut augmenter l'amplitude et être au-delà d'une amplitude limite afin d'assurer la fragmentation de copeau.

##### 1.4.3.1 Conditions de fragmentation sur l'outil et le porte-outil

Les conditions sur l'outil et le porte-outil sont issues des définitions des trajectoires : il ne faut pas que le rapport du nombre d'oscillations par tour

sur le nombre de dents ( $Z$ ) de l'outil soit entier. Une explication concrète est que si deux trajectoires successives sont en phase, la hauteur de coupe sera constante malgré les oscillations de l'outil. Au contraire, si un déphasage existe, alors il existe une amplitude limite à partir de laquelle il y aura fragmentation du copeau (fig.1.32).

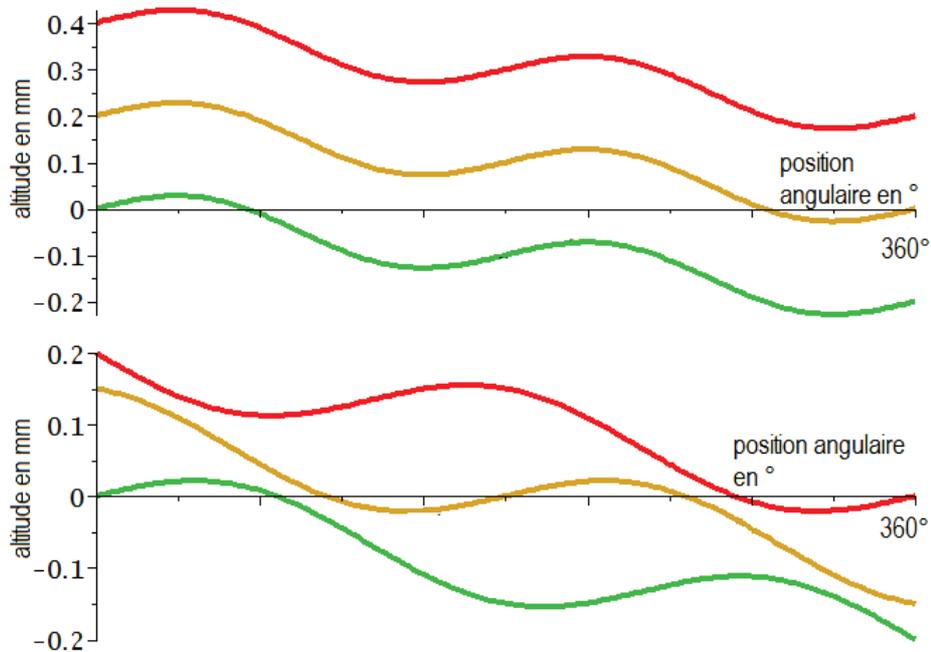


FIGURE 1.32 – Trajectoires d'outil en cas de phasage ou déphasage des trajectoires

Comme il a été noté dans les travaux de Jallageas [Jal11], pour des cames à nombres de lobes impairs (3 ou 5), le nombre d'oscillations par tour est non entier. Ainsi, peu importe le nombre de dents de l'outil, il existe un déphasage entre deux dents successives, garantissant la possibilité d'une coupe interrompue.

#### 1.4.3.2 Conditions de fragmentation sur les conditions de coupe

Une fois le porte-outil vibratoire et l'outil définis, la condition sur l'amplitude limite de fragmentation en fonction de l'avance peut être formulée. Pour cela, il faut partir de l'expression de la hauteur de coupe qui doit être nulle. Les deux trajectoires sont donc tangentes en un point au cas limite de fragmentation. La condition est exprimée sur le couple avance-amplitude, comme l'un en fonction de l'autre [Jal11] (eq.1.5 et eq.1.6) :

$$f_{\text{fractionnement}} = n_z a \left| \sin\left(\frac{1}{2} n_l (1 - p_2) p_1 \frac{2\pi}{n_z}\right) \right| \quad (1.5)$$

$$a_{\text{fractionnement}} = \frac{f}{n_z \left| \sin\left(\frac{1}{2} n_l (1 - p_2) p_1 \frac{2\pi}{n_z}\right) \right|} \quad (1.6)$$

La hauteur de coupe, définie théoriquement dans le cas de la coupe continue et de la coupe interrompue, peut être intégrée dans un modèle d'effort

adapté au PAV. La partie suivante présente un état de l'art des travaux de modélisation des efforts en PC qui peuvent être adaptés au PAV.

### 1.5 MODÉLISATION DE L'EFFORT EN PERÇAGE CLASSIQUE ET ASSISTÉ PAR VIBRATION

Le perçage fait principalement intervenir une coupe oblique : la direction de l'arête de coupe n'est ni orthogonale à la vitesse de coupe ni à la vitesse d'avance. De plus, la modélisation est rendue difficile par la géométrie de l'outil variable tout au long de l'arête de coupe : les angles de coupe, de taillant et de dépouille changent en fonction du rayon. En ce qui concerne l'arête centrale de l'outil, la partie extérieure de l'arête centrale travaille en coupe orthogonale alors que le centre travaille en indentation, provoquant un écoulement visco-plastique de la matière. Du fait de cette complexité, il est parfois considéré suffisant d'établir un modèle global d'effort de coupe en PC.

Sans connaissance précise de la coupe en perçage, des modèles d'efforts globaux ou semi-empiriques sont établis. Ces modèles sont pratiques et facilement utilisables en industrie, car ils ne nécessitent que quelques essais de paramétrage de type Couple outil-matière (COM norme NF E66-520). Ils permettent ensuite dans un cas précis, pour l'outil et la pièce étudiés, dans les conditions de coupe définies, de simuler les efforts de coupe en fonction des conditions de coupe et l'état d'usure de l'outil en fonction de la longueur percée.

Du fait de la symétrie axiale du perçage, une approximation peut être faite en disant que certaines composantes du torseur des actions mécaniques sont compensées entre les différentes arêtes, si l'on considère que le foret est parfaitement symétrique et ne possède pas de défaut de coaxialité avec le porte outil. Le torseur global des actions de l'outil sur la pièce ne comprend alors que les composantes d'effort et de moment portées par l'axe de rotation de l'outil. Ces composantes sont respectivement appelées effort de poussée/effort axial ( $F_z$ ) et moment de coupe ( $M_z$ ).

Ainsi, suivant cette hypothèse, il est choisi de modéliser ces deux composantes dans un modèle d'efforts appliqué au cas du PAV. La coupe en PC sera étudiée dans un premier temps, et servira de base à l'établissement d'un modèle d'effort pour le PAV.

#### 1.5.1 *Modèle empirique global de l'effort axial du foret*

Les modèles de type globaux donnent les actions de coupe en fonction de la pression spécifique de coupe et des conditions de coupe. Ils prennent volontairement un point de vue macroscopique de la coupe, et ne sont en aucun cas représentatifs des différents phénomènes thermomécaniques présents dans la zone de coupe.

Dans leur modélisation la plus simple, l'effort de poussée et le moment de coupe peuvent s'écrire sous la forme d'une loi linéaire en fonction de

la hauteur de coupe non déformée  $h_c$  ou de l'avance par tour  $f$  et d'une pression de coupe spécifique  $K_c$  (eq.1.7 et eq.1.8) [Tan88]. Le produit du diamètre d'outil par l'avance par tour représente une section de copeau.

$$Fz = K_c * f * D \quad (1.7)$$

avec  $Fz$  effort axial global,  $K_c$  pression spécifique de coupe en  $N/mm^2$ ,  $f$  avance en  $mm/tr$ ,  $D$  diamètre outil en  $mm$ .

$$Mz = K_c * f * D^2 \quad (1.8)$$

avec  $Mz$  moment de coupe global,  $K_c$  pression spécifique de coupe en  $N.m/mm^3$ ,  $f$  avance en  $mm/tr$ ,  $D$  diamètre outil en  $mm$ .

La valeur de la pression spécifique de coupe  $K_c$  dépend de la géométrie de l'outil, des conditions de coupe, du matériau de l'outil et du matériau usiné. Les valeurs utiles de  $K_c$  sont issues d'abaques et/ou déterminées expérimentalement.

Ce type de modèle expérimental est très utilisé par l'industrie, car il permet d'obtenir rapidement un ordre de grandeur des actions mécaniques de coupe. Cependant, il nécessite une base de données importante ou de nombreuses expérimentations, afin de déterminer la pression spécifique de coupe  $K_c$  pour chaque outil et matériau usiné.

Pour ces modèles, l'effort est proportionnel à la hauteur de coupe. Mais il est très vite remarqué après quelques essais qu'il y a une non-linéarité entre l'effort et la hauteur de coupe, qui reste le facteur le plus important. La formulation, pour prendre en compte cette non-linéarité, devient (eq.1.9) :

$$Fz = C_1 * D^{a_1} f^{b_1} \text{ et } Mz = C_2 * D^{a_2} f^{b_2} \quad (1.9)$$

où  $a$  et  $b$  sont des coefficients expérimentaux déterminés expérimentalement.

[PBG07] propose une autre formulation qui se présente sous la forme d'une fraction (eq.1.10);  $x_1, x_2, x_3$  sont les coefficients à déterminer.

$$Fz = \frac{x_1 h + x_2 h^2}{1 + x_3 h} \quad (1.10)$$

avec  $h$  la hauteur de coupe.

Le modèle fractionnel permet de ne pas avoir de pression spécifique de coupe infinie pour une hauteur de coupe nulle, contrairement au modèle de type puissance. Il définit donc plus précisément la coupe lorsque la hauteur de coupe est faible. Ce type de modèle peut être intéressant dans le cadre de ce projet, dans le sens où le PAV, contrairement au PC, voit aussi sa hauteur de coupe commencer à zéro, atteindre un maximum et revenir à zéro. Paris et al. [Bono9, PBG<sup>+</sup>08] utilisent ce modèle fractionnel afin de représenter l'effort de pénétration dû à l'arête de coupe, le talonnage étant prédit séparément par un autre modèle.

### 1.5.2 *Modèle semi-empirique à comportement local et méthode du couple arête matière*

Les modèles empiriques précédents sont pratiques pour une étude du PC. Mais ils ne permettent pas de considérer les phénomènes d'indentation et de talonnage présents en PC et en PAV. Afin d'intégrer plus précisément ces phénomènes, l'outil peut être représenté par plusieurs zones possédant des modèles qui peuvent différer suivant le mécanisme d'enlèvement de matière mis en jeu.

Pour ces modèles semi-empiriques, il y a deux étapes à réaliser. La première est de définir l'étendue de chacune des zones selon les conditions de coupe et/ou la géométrie d'outil. La seconde étape est le choix et la détermination des modèles attachés à chacune des zones.

#### 1.5.2.1 *Exemples de découpage*

Dargnat [Daro6] a créé un modèle mathématique décrivant la géométrie de l'outil afin de pouvoir prédire les efforts de coupe générés en perçage pour chaque portion de l'arête de coupe discrétisée. Ce modèle géométrique permet de connaître les angles de coupe et de dépouille nécessaire à l'établissement du modèle. La température générée lors de la coupe est prise en compte par la loi de comportement pseudo-viscoplastique de Johnson-Cook, dont les coefficients sont déterminés par des essais sur trous avec avant-trous pour l'évaluer sur chaque portion d'arête. Ce type de modèle à découpage mésoscopique tente de représenter au mieux les phénomènes thermo-mécaniques dans la zone de coupe.

Plus généralement, le découpage du foret est macroscopique. Pour une étude par zone ou par morceaux de l'effort généré par l'outil lors du perçage, la méthode du couple arête-matière peut être utilisée. Mise en œuvre est appliquée au perçage par Bissey-Breton et al. [BBGF07] et citée dans les travaux de Guibert [GPRC09], elle consiste à étudier l'évolution de l'effort lors de la pénétration de la pointe de l'outil dans la matière (fig.1.33).

Devant la difficulté d'une analyse par éléments si petits, l'outil est plutôt représenté par plusieurs zones présentées précédemment et représentant les mécanismes d'enlèvement de matière présents. Il y aura au minimum deux zones :

- la zone centrale où la matière est indentée et repoussée plastiquement,
- la zone de coupe pour laquelle la vitesse de coupe est suffisante pour générer un copeau,
- une troisième zone peut s'intercaler entre les deux pour prendre en compte la géométrie peu propice à la coupe, les vitesses de coupe faibles et le talonnage.

Dans les travaux de Bissey-Breton [BBGF07], l'étendue des zones sont déduites des changements de pentes observées sur l'effort lors de la pénétration de l'outil. Ces changements de pentes brusques traduisent des changements de mécanismes d'enlèvement de matière.

Alors que [Raho8] prend en compte une zone d'indentation et une zone de coupe, [GPRC09] découpe l'outil en trois parties, en séparant la zone d'in-

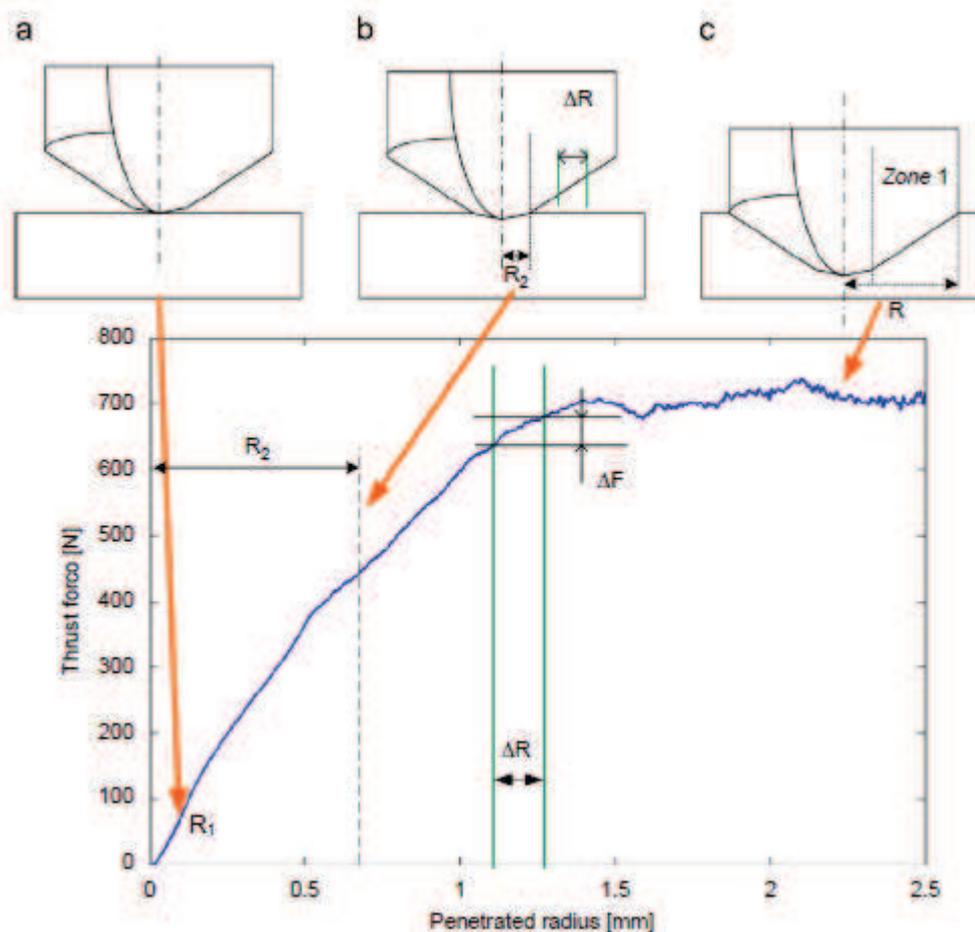


FIGURE 1.33 – Étude de l'évolution de l'effort lors de la pénétration de l'outil dans la matière [GPRCo9]

dentation de la zone de talonnage au niveau de l'âme du foret, en s'appuyant sur les travaux de [SB97], puis [YJDo2].

Rahmé [Rah08] découpe l'outil en deux parties correspondant géométriquement à l'âme et aux arêtes de coupe. Cela lui permet d'étudier séparément l'effet de la zone centrale et des arêtes de coupe sur le délaminage des derniers plis de carbone lors du perçage. L'étendue de la zone centrale est fixée pour un outil donné au rayon de la zone centrale de l'outil : rayon extérieur du piquage ou rayon de l'âme de l'outil.

Guibert [GPRCo9] définit, par la méthode du couple arête-matière et par dérivation du signal, une zone d'indentation plus petite que la zone de piquage du foret. Son modèle est alors découpé en trois parties, avec une zone intermédiaire entre la zone d'indentation mesurée et le départ des arêtes de coupe. Cette zone intermédiaire génère un effort plus important que les arêtes de coupe s'il est ramené à la longueur d'arête en prise. Elle aura donc des coefficients de pression de coupe spécifique plus élevés. L'étendue de la zone centrale est exprimée en fonction de la hauteur de coupe. La zone intermédiaire est déduite de l'étendue de la zone d'indentation et de la géométrie de l'outil.

### 1.5.2.2 Modèles d'efforts appliqués à chaque zone

Tous s'accordent sur le fait que la contribution de chaque partie du foret est différente du fait de la géométrie, de la cinématique de coupe et des mécanismes de coupe différents. Des modèles d'efforts sont attachés à chacune des zones, selon l'objectif du modèle et la précision recherchée.

Rahmé [Raho8], dont le but des travaux est l'étude de l'impact du procédé de PC sur le délaminage, choisit des modèles simples de type linéaire (eq.1.11) pour l'effort d'indentation et non-linéaire pour les arête de coupe (eq.1.12). L'effort est défini de manière globale, mais pour les zones séparées.

$$Fz_{indentation} = Ke * fz * D \quad (1.11)$$

$$Fz_{coupe} = Kc * Z * fz^a * \frac{D - d}{2} \quad (1.12)$$

Guibert [GPRCo9] propose un modèle plus détaillé dans le cadre de la modélisation de l'effort pour le perçage assisté par vibration auto-entretenues. Son modèle d'effort est découpé en trois parties : une zone de coupe, une zone intermédiaire et une zone d'indentation.

Dans la zone de coupe, les vitesses de coupe sont grandes et il y a formation de copeau. Puisque le rapport de  $V_f/V_c$  est très faible, l'influence de la vitesse d'avance est faible. Elle est prise en compte par l'intermédiaire de l'angle de coupe effectif dans la formulation de l'effort. Par contre, la vitesse de coupe, par adoucissement thermique dans les métaux, réduit les efforts lorsque le rayon du point considéré augmente. Cet effet est pris en compte dans le coefficient spécifique de coupe qui est dépendant de la vitesse de coupe avec une puissance négative (eq.1.13). Pour prendre en compte l'effet de vitesse, la zone de coupe est découpée en un nombre d'éléments pour lequel la vitesse de coupe est considérée constante. L'effort est estimé pour chaque portion (eq.1.14). L'identification se fait par la méthode du couple arête-matière décrit précédemment (fig.1.33) qui permet d'associer à chaque élément de longueur  $\Delta R$  un effort  $\Delta F$ .

$$K_1 = K_v * (1 - \sin(\gamma_{fe}))^d * V_c^b \quad (1.13)$$

$$\Delta F_{1i} = K_v * (1 - \sin(\gamma_{fe}))^d * V_i^b * \Delta R_i * h^{q_1} \quad (1.14)$$

$h$  la hauteur de coupe,  $K_v$  le coefficient de coupe,  $\gamma_{fe}$  l'angle de coupe en travail,  $q_1, d, b$  les coefficients à déterminer.

L'effort total  $F_1$  engendré par les arêtes de coupe est calculé comme une somme d'efforts produits par plusieurs portions d'arête où la vitesse de coupe est considérée constante.

Les extrémités de la zone intermédiaire ont été définies auparavant par la géométrie de l'outil et la dérivation du signal d'effort. La taille de la zone intermédiaire est très faible : de l'ordre d' $1/10$  du rayon. Il est alors difficile de mesurer ou d'étudier cette zone par éléments de petite taille. L'effort de la zone est estimé dans son ensemble. L'effet des vitesses d'avance et des vitesses de coupe ne sont pas prises en compte pour la même raison que la

zone est trop petite pour que leurs évolutions ne soient significatives. L'effort est non-linéaire en fonction de la hauteur de coupe non déformée (eq.1.15).

$$F_2 = K_2 * (R_2 - R_3) * h^{q_2} \quad (1.15)$$

où  $K_2$  et le coefficient de coupe,  $q_2$  un coefficient à déterminer,  $R_2$  et  $R_3$  les extrémités de la zone.

La troisième zone est dédiée au phénomène d'indentation. Proche de l'axe de rotation, la vitesse de coupe est négligeable. L'enlèvement de matière se fait par extrusion : la matière est repoussée plastiquement vers l'extérieur de la zone. L'étendue de la zone est définie par dérivation du signal d'effort axial. Le modèle est aussi de type non-linéaire avec des pressions spécifiques de coupe plus importantes (eq.1.16).

$$F_3 = K_3 * R_3 * h^{q_3} \quad (1.16)$$

où  $R_3$  est le rayon d'indentation en mm,  $h$  la hauteur de coupe,  $K_3$  le coefficient de coupe et  $q_3$  un coefficient à déterminer expérimentalement.

Parmi ces modèles présentés, le modèle à comportement local développé par Guibert et al.[GPRC09] semble être le plus adapté à la représentation des efforts en PAV. Ce modèle a en effet été développé pour la modélisation des efforts axiaux générés en perçage avec vibration auto-entretenue.

Le modèle développé permettra à terme de prévoir certains défauts qui dépendent des efforts de coupe en perçage d'empilages multi-matériaux

## 1.6 QUALITÉ DES PERÇAGES MULTI-MATÉRIAUX

Les assemblages aéronautiques sont généralement réalisés à l'aide de boulons ou de rivets. Dans les travaux présentés dans ce manuscrit, l'auteur s'intéresse au perçage de logements de rivets de fixations pour assemblages aéronautiques. Les défauts à contrôler pour garantir la tenue de ces assemblages sont liés aux modes de rupture rencontrés. Gohorianu [Goho8] mène une étude sur la tenue des assemblages rivetés et boulonnés. Selon elle, la tenue au matage de l'assemblage est fortement dépendante de la qualité du trou percé. La figure 1.34 schématise les zones possibles de rupture d'un assemblage riveté.

Les surfaces fonctionnelles du trou sont les surfaces externes planes et les zones cylindriques. Les portées cylindriques retransmettent les efforts des plaques au rivet. Augmenter la surface d'appui du rivet améliore la tenue au matage de l'ensemble. Pour les surfaces planes, leur qualité permet de garantir un bon serrage du rivet

Ainsi, le choix des défauts étudiés dans ces travaux, en accord avec l'industriel partenaire, sont comme suit :

- sur les surfaces planes : les défauts de surface sont étudiés. Cela comprend les bavures dans les métaux et les écaillages et délaminages des stratifiés composites.

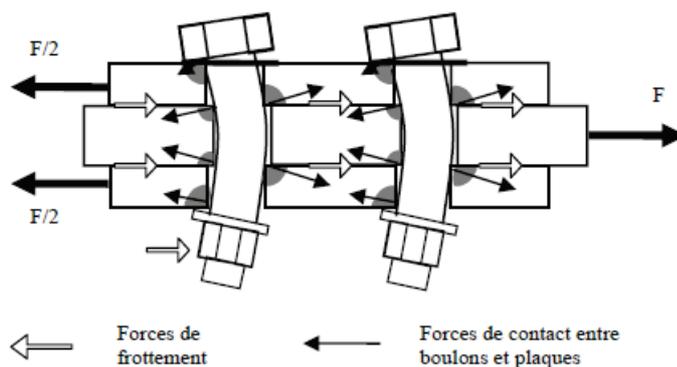


FIGURE 1.34 – Modes de rupture d'un assemblage boulonné en fonction des rigidités [Goho8]

- sur les zones cylindriques : l'état de surface spécifique dans les composites. L'état de surface sur les parois des trous dans les alliages d'aluminium ne sont pas étudiés car non-discriminants selon l'industriel.

#### 1.6.1 Bavure des métaux

Les bavures se forment aux bords libres des surfaces usinées (fig.1.35). Le type de bavure dépend de la géométrie de la coupe dans ces zones. Ainsi, en perçage, les bavures sont observées en entrée et en sortie de plaque métallique.

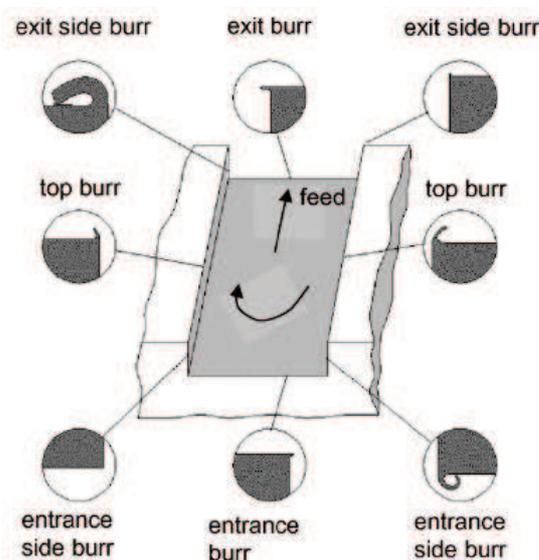


FIGURE 1.35 – Types de bavure rencontrés en fraisage et en perçage [HHD99]

Hashimura [HHD99], cité dans les travaux de Aurich [ADA<sup>+</sup>09], présente les mécanismes de formation de bavure dans le cas de la coupe orthogonale, en fonction du type de matériau (fig.1.36). La formation de bavure dépend des caractéristiques thermo-mécaniques du matériau dont la température

est élevée dans la zone de coupe. 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, alors que les matériaux fragiles formeront des bavures négatives, ou chanfreins, dus à l'arrachement du copeau (fig.1.36).

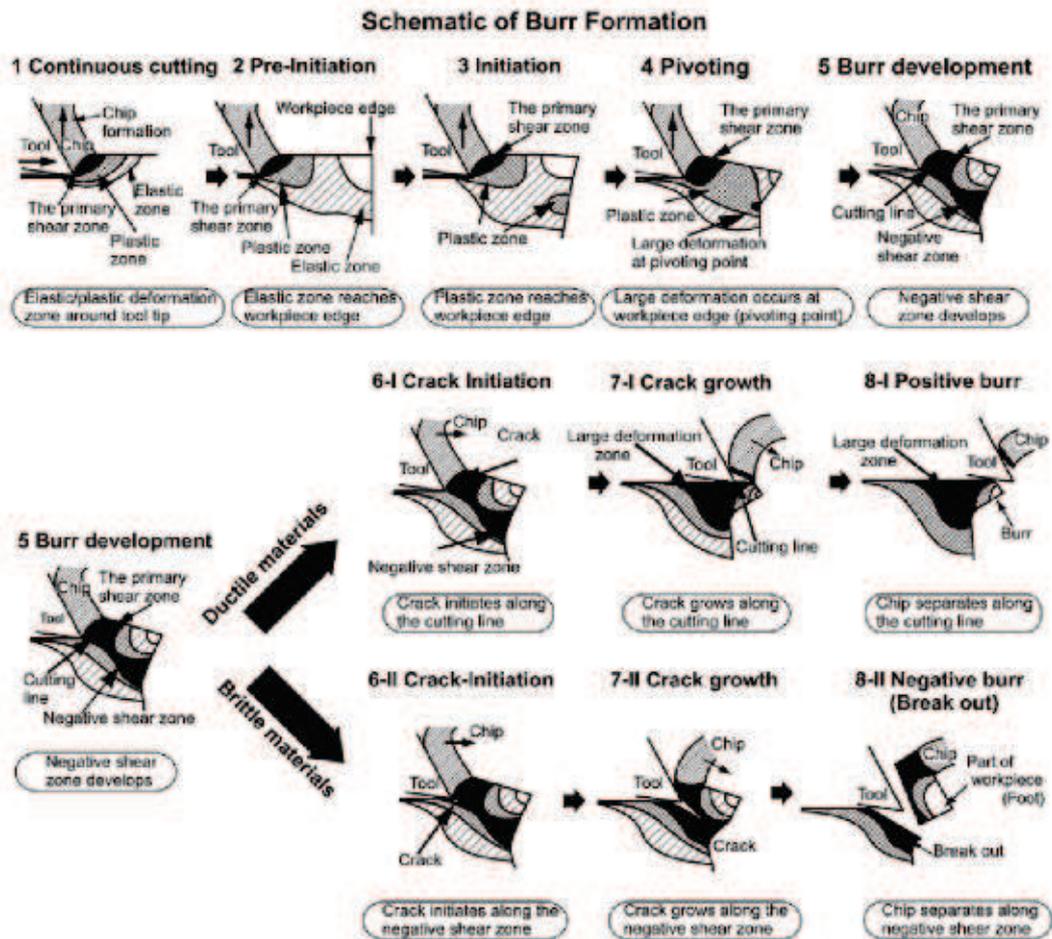


FIGURE 1.36 – Bavure apparaissant lors de l'usinage de l'aluminium [HHD99]

Le phénomène de formation de bavure en perçage ressemble à celui du délaminage des composites dans le sens où il est fortement induit par l'effort axial et donc par l'avance de l'outil. Il dépend aussi de l'usure de l'outil qui, en plus d'augmenter les efforts générés, augmente la température et change les caractéristiques mécaniques du matériau. La bavure sera d'autant plus importante que la vitesse d'avance sera grande, la vitesse de coupe faible, et le bridage de la pièce mauvais [PCPV12]. La géométrie de l'outil influence aussi la formation de bavure : un diamètre d'outil important et une arête centrale plus longue augmente la taille de la bavure [Lau09].

La bavure peut être sujette à un contrôle actif à travers l'observation des moments de coupe. Pena [PARdLo5] étudie le couple mesuré sur la broche pour estimer à plus de 90% de réussite les bavures au-delà d'un seuil critique d'amplitude du moment.

Lors de l'usinage d'empilage multi-matériaux, la bavure peut se former à l'intertôle, interface entre les deux plaques. La bavure peut alors endommager les plaques voisines lors de sa formation, et empêcher le bon appui des deux plaques lors de l'assemblage. Il faut alors démonter les plaques afin de réaliser une opération d'ébavurage.

### 1.6.2 Mécanismes de délaminage et d'écaillage

Les défauts de délaminage et d'écaillage des stratifiés peuvent se retrouver à l'entrée comme à la sortie de plaque. Les écaillages sont visibles sur la face libre de la plaque. Au contraire, les délaminages se font aux niveaux des interfaces entre les plis de composites. Parfois invisibles à l'œil nu, il est nécessaire de réaliser des contrôles non-destructifs comme les analyses par ultrasons ou par rayons X.

Piquet et al. [Piq99] expliquent 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  $F_c$ , du fait de l'inclinaison de l'hélice du foret, génère une force de pelage qui tend à faire remonter le premier pli (fig.1.37). Cette force de pelage conduit au délaminage du pli supérieur, la partie non encore usinée étant maintenue en position par l'effort de poussée  $F_z$ . 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.

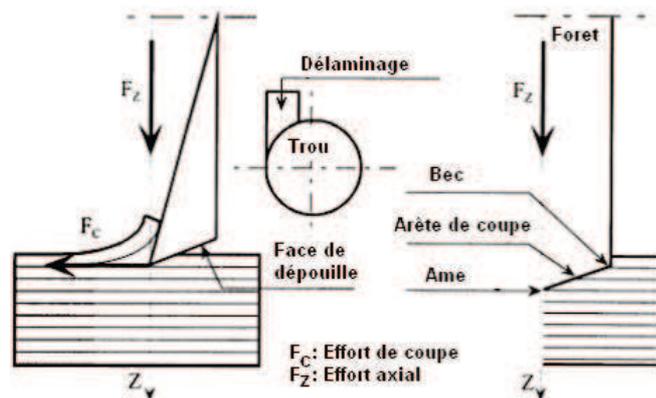


FIGURE 1.37 – Mécanisme de délaminage en entrée de trou[Piq99]

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.1.38). Ceci peut provoquer la décohésion de la matrice et jusqu'à l'arrachement du dernier pli et la rupture des fibres. Selon Piquet et al [PFLSoo], des géométries d'outil dif-

férentes 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 [Raho8]. Par contre, la nature du dernier pli, qu'il soit unidirectionnel ou tissé, peut avoir une influence importante. L'utilisation des outils spéciaux ainsi que l'ajustement des conditions de coupe de perçage et d'alésage réduisent fortement le délaminage.

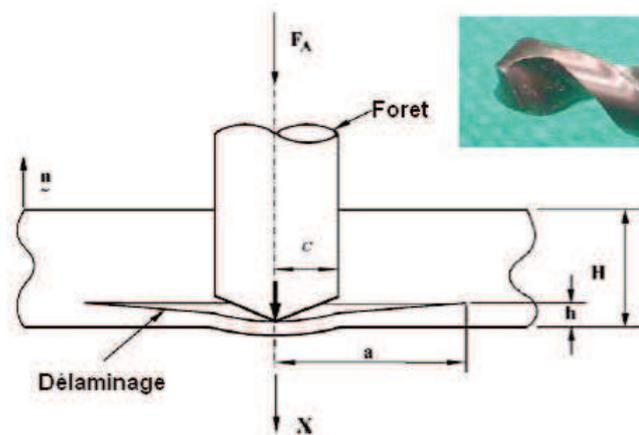


FIGURE 1.38 – Mécanisme de délaminage en sortie de trou [HT03]

[Bon10] définit les défauts rencontrés lors du perçage d'un stratifié de carbone et relie les zones possédant les défauts aux modes de coupe rencontrés. Un résumé de ses constats est présenté figure 1.39 concernant le délaminage et l'écaillage. Pour rappel, lorsque l'angle  $\chi_2$  est nul, la vitesse de coupe a la même direction que les fibres.

En entrée de trou, dans les « zones rouges », entre  $40^\circ$  et  $0^\circ$ , 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  $0^\circ$ , les fibres sont écaillées, jusqu'à un diamètre noté  $D$ . Ce défaut est critique car il affecte la surface finie de la pièce. Enfin, dans les « zones vertes », une coupe franche des fibres est constatée.

En sortie de trou, sur une large zone, les fibres du dernier pli sont repoussées et refusent la coupe. Cela entraîne un écaillage et un délaminage des pourtours du trou sur un diamètre d'endommagement  $D$ . Une zone de coupe franche a été observée pour la plage angulaire comprise entre  $-10^\circ$  et  $-80^\circ$ .

[Pal07] et [Kil10], d'un autre côté, réalisent des plans d'expériences afin d'optimiser les conditions de coupe pour minimiser le délaminage. Ils montrent

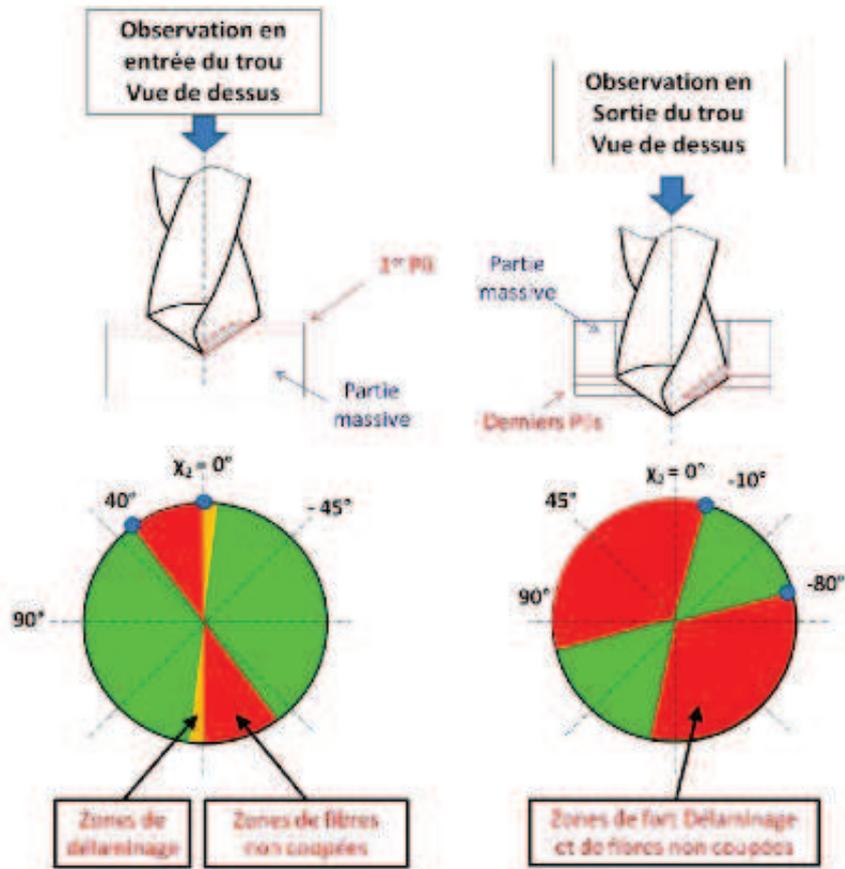


FIGURE 1.39 – Présence de défauts en perçage de composites [Bon10]

que le délaminage dépend grandement de l'avance, qui doit être la plus faible possible pour minimiser l'effort axial. La vitesse de coupe n'a qu'un faible effet sur le délaminage, au contraire de son influence sur l'état de surface. En général, les conditions de coupe choisies dans le composite seul sont de 0.05mm/dent pour l'avance par dent  $f_z$  et entre 80 et 100m/min pour la vitesse de coupe. Ainsi, il est recherché des vitesses d'avance faibles pour minimiser le délaminage.

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 de poussée. Surcin [Suro5], en mesurant les efforts lors du perçage d'un CFRP, décrit les chutes de l'effort axial mesurées lors de la sortie de la pointe de l'outil comme représentant les délaminages successifs des derniers plis du matériau. Arul [AVMKo6] ajoute 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.

Rubio et al. [RAF+o8] envisage la possibilité d'usinage à grande vitesse des composites. Ses essais dans le GFRP montrent une diminution du facteur de délaminage avec une vitesse de rotation ( $N$ ) de la broche jusqu'à 40000tr/min.

Après avoir déterminé les paramètres les plus influents sur le délaminage, des modèles de prévision du délaminage sont mis en place. Hocheng et

al.[HT03, HT05, TH07] expliquent l'existence d'un seuil d'effort axial, l'effort critique de délaminage  $F_c$ , au-delà duquel le matériau présentera ces défauts en sortie. Cet effort est défini par la mécanique de la rupture, en se basant sur une propagation de fissure en mode I. [Suro5] étudie un mode mixte d'ouverture de fissure (I et II), le mode II s'expliquant par la flexion qui provoque un cisaillement de l'interface dans la direction radiale. Le mode II interagit avec le mode I et augmente l'énergie nécessaire à la propagation de la fissure (figure 1.40). Il est observé sur ce graphe des points expérimentaux de tenue de l'interface supérieure au  $G_{Ic}$  si le mode II est aussi sollicité. Cependant, en général, seul le mode I est pris en compte dans le modèle de prévision du délaminage.

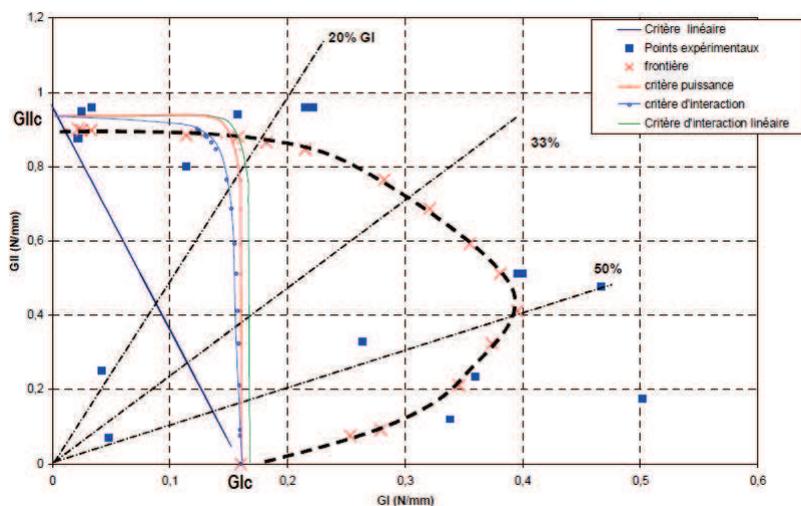
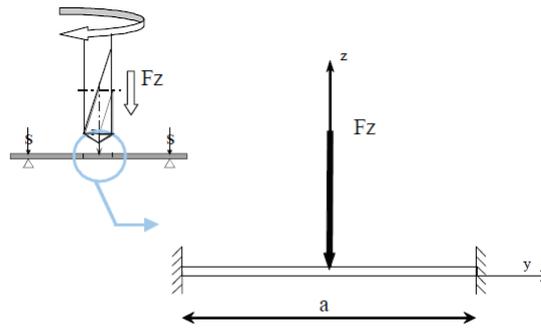


FIGURE 1.40 – Rupture de l'interface d'un stratifié en mode mixte [Suro5]

Par la suite, pour différents cas de chargements correspondant à différents outils, l'évolution de cet effort critique est exprimée par le modèle analytique en fonction des conditions limites du modèle. Une hypothèse émise est que le délaminage prend la forme d'un cercle, et se propage dans toutes les directions à la même vitesse sur tout le pourtour du trou qui se forme. Le matériau, aux interfaces, est alors considéré isotrope et les appuis extérieurs sont du type encastrement (fig.1.41). Le modèle est validé pour plusieurs géométries d'outil.

Piquet et al.[Piq99] conservent l'hypothèse des plaques encastrees et de la fissuration en mode I. Par contre, le chargement de la pièce par l'outil est maintenant répartie sur toute l'arête de coupe et ils considèrent le matériau orthotrope, prenant dans son modèle analytique, la matrice de raideur des derniers plis du stratifié.

Le modèle de Rahmé est découpé en deux parties après analyse de mesures par caméra rapide du phénomène de délaminage[Raho8]. Il suppose après observation du perçage en bord de plaque que l'initiation de fissure se fait non pas au niveau des bords de l'outil mais sous l'âme. Ces fissures se propagent ensuite sous l'effet de la poussée de l'âme ou, ensuite, des arêtes de coupe principales. Une fissure supérieure au diamètre percé, lorsque l'effort



Hypothèse de modélisation selon Ho-Cheng

FIGURE 1.41 – Modélisation analytique d'Ho-Cheng [HT03]

axial est suffisamment grand, provoque un délaminage du ou des derniers plis. De plus, le cas de chargement par l'outil reste réparti mais les appuis pris en compte dans le modèle analytique ne sont plus des encastremets mais des appuis simples autorisant une rotation : il n'y a pas de reprise de moment sur les appuis.

Pour vérifier si le perçage provoquera un délaminage en sortie de composite, il faut vérifier la résistance à l'initiation de fissure sous l'âme et la résistance à la propagation de fissure sous l'arête de coupe. Il obtient deux forces critiques imposant deux conditions de coupe différentes. Il s'agira de prendre les conditions les plus contraignantes d'effort critique le plus faible, correspondant alors à l'avance la plus faible à prendre.

Le délaminage en sortie a longtemps été considéré comme le défaut principal, nuisant à la tenue des assemblages. L'ajout systématique d'un pli de tissu, au départ pour ôter le couple galvanique avec certains métaux, réduit grandement ce délaminage en entrée et en sortie de plaque.

### 1.6.3 État de surface dans les composites

Pour les métaux, le critère utilisé est choisi par rapport à la fonction de la surface. Par exemple, dans un objectif de résistance à la fatigue, un faible  $R_t$  sera visé pour éviter une concentration de contrainte trop élevée dans la plus petite section. Le critère le plus couramment utilisé est la rugosité  $R_a$ , qui est la moyenne arithmétique du profil de rugosité filtré.

De même que pour les calculs de structures appliqués aux délaminage, les études de l'impact des états de surface sur la tenue des structures composites se sont appuyées sur les connaissances des matériaux métalliques. La qualité de l'état de surface est souvent jugée et quantifiée à l'aide de critères de rugosité  $R_a$ . Ces critères sont définis sur le profil de rugosité filtré à partir du profil de la surface mesurée.

En gardant pour critère la rugosité  $R_a$ , les travaux récents se sont concentrés sur la prévision et la création d'un modèle permettant de prévoir l'état de surface obtenu 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. [Palo7] et [THo8] créent deux modèles à partir de plan d'expérience intégrant en entrée ces trois facteurs. Ils montrent que l'avance a la plus grande influence sur la rugosité de la paroi du trou. L'orientation des fibres cependant a un effet important dans le sens où certaines zones ont d'importants arrachements de fibres, autour de  $X_2 = -45^\circ$ .

Les états de surfaces rencontrés sur la paroi du trou composite dépendent des modes de coupe rencontrés [KLV83]. Ainsi, sur chaque pli du stratifié, des types d'état de surface pourront être distingués suivant la position dans le trou et l'orientation du pli (fig.1.42) à relier aux modes de coupe en fonction de l'angle  $X_2$  entre l'orientation des fibres par rapport à la vitesse de coupe  $V_c$  (§1.2.2).

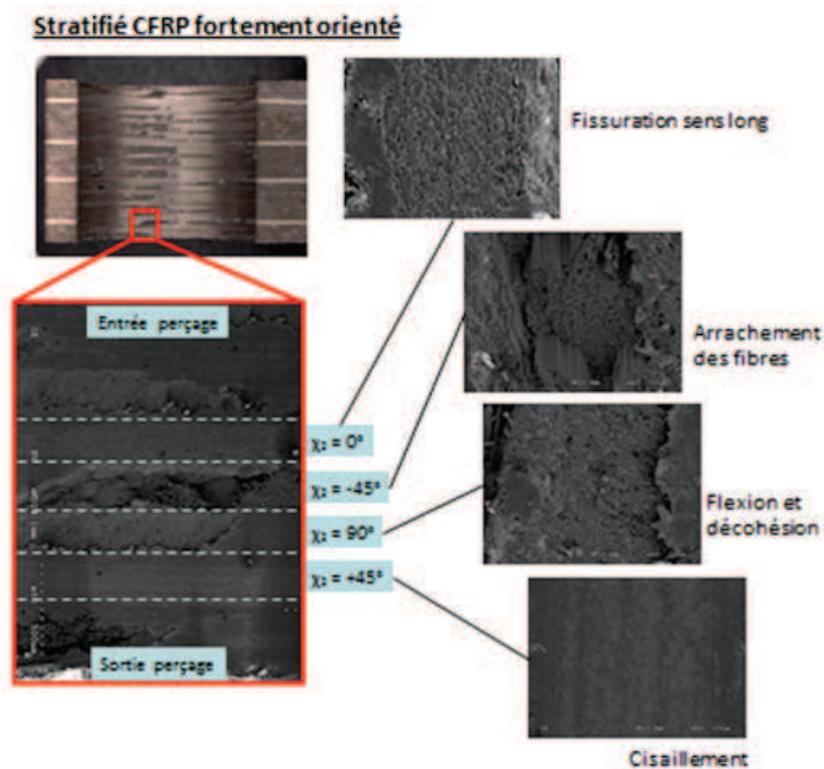


FIGURE 1.42 – Types d'états de surface sur la paroi d'un trou selon le mode de coupe [LC12]

De nombreux travaux étudient l'influence de l'orientation des fibres sur l'état de surface [KLV83, WRA95, WZO3a, Bon10, LC12], Bonnet [Bon10] lie les mécanismes de coupe aux défauts de parois (fig. 1.43) et définit les orientations de plus grand défaut. Une zone rugueuse apparaît entre les orientations  $-10^\circ$  et  $-50^\circ$  et contraste avec le reste de la paroi. Dans cette plage, autour de  $X_2 = -45^\circ$ , les fibres sont prises à rebrousse-poil et sont arrachées, entraînant parfois la matrice, d'où ces arrachements de fibres à  $-45^\circ$  caractéristiques du perçage composites.

Ces résultats sont identiques à ceux obtenus par Koplev, Wang et al. [KLV83, WZO3a, WRA95] lors de l'étude des états de surface obtenus en coupe ortho-

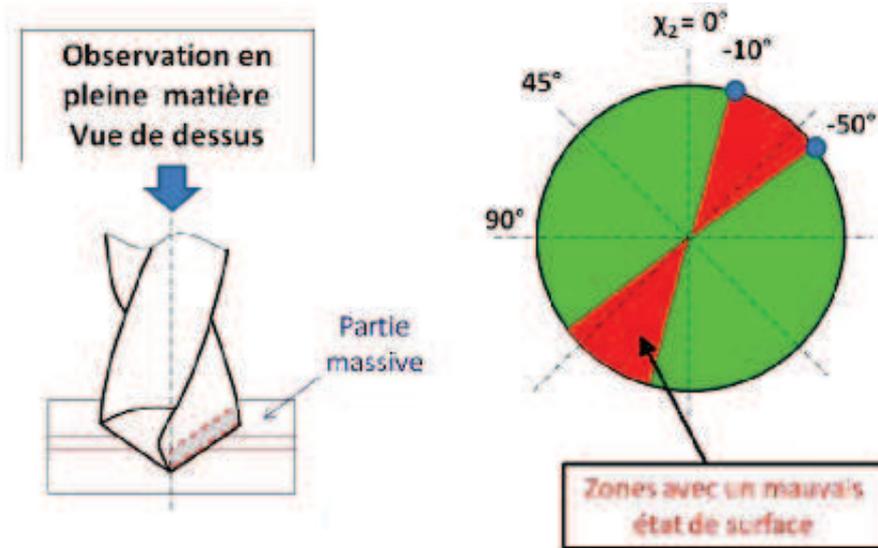


FIGURE 1.43 – Influence de l'orientation de l'arête de coupe sur l'état de surface en paroi de CFRP [Bon10]

gonale à différentes orientations. La figure 1.44 expose les photos d'états de surface obtenues dans ces conditions de coupe orthogonales.

A  $X_2=0^\circ$ , certaines fibres sont cisailées alors que d'autres sont repoussées sous l'outil. Ces dernières sont visibles sur la photo. L'état de surface est très bon. A  $X_2=90^\circ$ , 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  $X_2=-45^\circ$ , le mécanisme de coupe génère un état de surface mauvais. De plus, le phénomène de flexion et d'arrachement répétitif des fibres par paquets forme cette répétition spatiale de l'apparition des fissures. A  $X_2=+45^\circ$  comme à  $X_2=0^\circ$ , 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 l'état de surface dans le composite, il est très difficile de choisir un paramètre pour définir la qualité de la surface composée de divers types. Malgré cela, de nombreux auteurs utilisent le critère Ra pour qualifier l'état de surface dans les composites.

La solution choisie a été de moyenner une série de mesures du Ra dans la direction axiale, sur différentes positions angulaires du trou [BCP<sup>+</sup>07]. 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.

Les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit cherchent finalement à définir plus précisément les différentes typologies de défauts rencontrés tels que les arrachements de fibres et les rayures provoquées par la remontée de copeaux. La piste des critères surfaciques d'état de surface est fortement envisagée. Un critère pourra être proposé en ce sens.

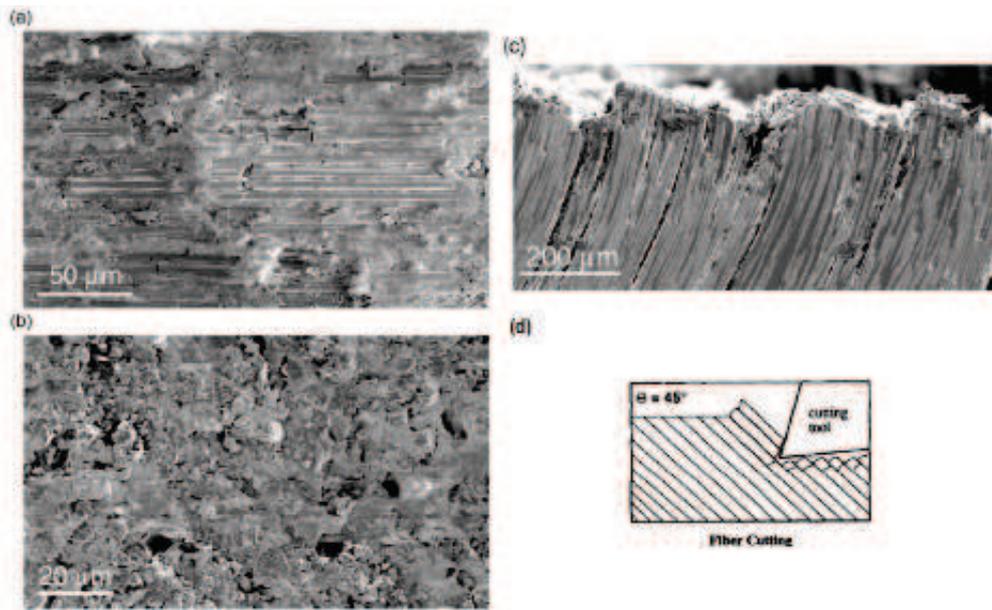


FIGURE 1.44 – États de surface photographiés ou schématisé suite à une coupe orthogonale à a)  $X_2=0^\circ$  b)  $X_2=90^\circ$  c)  $X_2=-45^\circ$  d)  $X_2=+45^\circ$  [KLV83, WZ03a, WRA95]

### 1.7 CONTEXTE DE L'ÉTUDE ET VERROUS SCIENTIFIQUES

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés dans l'aéronautique pour le gain de poids qu'ils peuvent offrir. Leur assemblage, souvent par boulons, nécessite des perçages sur des structures multi-matériaux lorsque ces matériaux sont associés à une structure métallique. Or, un avion civil peut comporter de l'ordre de quelques millions de trous nécessaires, par exemple, au rivetage du fuselage ou de la voilure. C'est pourquoi il est très important de maîtriser le procédé de perçage. Les points importants pour le constructeur sont, entre autres, la productivité de l'opération de perçage et la qualité obtenue.

Le procédé de PAV permet d'atteindre ces objectifs en fractionnant le copeau : il évite d'intégrer des phases de débouillage et les copeaux fragmentés n'endommagent pas les composites lors de leur remontée. Par contre, il est attendu que les efforts de coupe et notamment les efforts de plongée soient plus importants sur les phases de descentes d'outil en PAV. Par conséquent, les défauts liés aux efforts axiaux, tel que le délaminage, pourraient eux aussi être plus importants.

L'établissement d'un modèle d'effort est une étape obligatoire pour établir un modèle de prévision de ces défauts. Le modèle d'efforts se base en premier lieu sur un modèle cinématique qui, selon les études précédentes, diffère de la théorie. En effet, il est supposé que l'amplitude est réduite en pleine matière lors de la coupe du fait d'une souplesse du système usinant. De plus, le temps que l'outil passe supposément dans la matière est sous-estimé par le modèle cinématique. Il est de plus différent selon qu'il est lu sur le moment ou l'effort. La première partie de l'étude s'intéresse à la modé-

lisation cinématique du PAV afin d'expliquer les modifications engendrées par la coupe. A l'issue de cette partie, les phénomènes responsables seront intégrés au modèle cinématique.

L'évolution théorique de la hauteur de coupe et de la vitesse d'avance instantanée sont intégrées dans le modèle d'effort dans une troisième partie. Pour cela, il sera nécessaire d'analyser les différents modes de coupe apparaissant en perçage en fonction du rayon considéré et leur évolution dans le temps en PAV. L'action du foret sera modélisé en plusieurs parties en fonction de ces phénomènes d'enlèvement de matière : coupe, coupe dégradée, indentation.

Enfin, le dernier objectif concerne la qualification de la qualité des trous en PAV d'empilages multi-matériaux. La qualité obtenue en PC dans les mêmes conditions de coupe mais sans assistance vibratoire, servira de témoin. Une qualité équivalente ou non pourra être garantie à l'industriel lors de l'utilisation d'un assistance vibratoire et en gardant les mêmes conditions de coupe qu'en PC. Des éléments de réponse seront ainsi apportés sur l'impact du procédé sur la formation des bavures des métaux, sur la génération des états de surface et des défauts d'écaillages dans les composites stratifiés.

Les travaux sont réalisés en collaboration avec les sociétés MITIS et AIRBUS, respectivement concepteur et utilisateur du procédé. Les empilages fournis ont tous en commun le matériau composite à fibres de carbone IMA M21E. Le stratifié est quasi-isotrope, c'est-à-dire avec les orientations des plis qui alternent entre les directions  $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ$ . L'ordre d'empilement est imposé par la conception. Ces travaux se chargeront d'étudier la coupe et la qualité obtenue pour les empilages multi-matériaux suivants : Alu7010/CFRP/Alu2050 ; CFRP/CFRP/CFRP. Les outils, dont une partie est fournie par AIRBUS, sont un foret hélicoïdal à deux lèvres  $\varnothing 12.7$ , un foret hélicoïdal à deux lèvres  $\varnothing 15.9$  et un foret 3/4 étagé  $\varnothing 18.9$ . Le modèle d'effort est mis en place pour le foret  $\varnothing 12.7$  dont la géométrie est analysée et présentée en annexe.

ÉTUDE CINÉMATIQUE DU PERÇAGE ASSISTÉ PAR  
VIBRATION



# 2

---

## ÉTUDE CINÉMATIQUE DU PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION

---

En PAV, l'altitude de tout point de l'outil suit une trajectoire sinusoïdale. Quatre paramètres suffisent pour les représenter : l'avance par tour  $f$  en mm/tr, l'amplitude des oscillations  $a$  en mm, le nombre d'oscillations par tour  $Osc$  et le nombre de dents de l'outil  $Z$ . La vitesse de rotation  $N$  ne fait pas partie de ces paramètres car elle représente la composante tangentielle de la vitesse de parcours de la trajectoire, la composante axiale correspondant à la vitesse d'avance instantanée.

Le système d'assistance vibratoire utilisé et l'outil imposent le nombre d'oscillations par tour  $Osc$  et le nombre de dents  $Z$ . Ainsi, pour un outil donné et un porte-outil vibratoire donné, les paramètres d'avance par tour et d'amplitude suffisent à définir complètement les trajectoires théoriques de tout point de l'outil. Pour cette étude, le porte-outil vibratoire utilisé offre une fréquence d'oscillation théorique de 1.5osc/tr. D'autres systèmes proposés par le fabricant offrent des fréquences de 2.5 et 3.5osc/tr.

Dans cette partie, l'influence des quatre paramètres sur les trajectoires théoriques est simulée. Cela permet d'étudier précisément leur influence sur les phénomènes propres au PAV tels que la fragmentation du copeau ou le temps de contact entre l'outil et la pièce lorsque la coupe est interrompue. Les différences entre les trajectoires théoriques et les observations expérimentales sont analysées et justifiées afin de proposer des corrections au modèle cinématique.

### 2.1 ANALYSE DE L'EFFET DES PARAMÈTRES DE COUPE VIBRATOIRE

#### 2.1.1 *Reformulation de la cinématique*

##### 2.1.1.1 *Définition de l'équation des trajectoires de passage de dents*

Comme il a été vu dans le chapitre précédent, la formulation théorique des trajectoires de coupe en PAV est présentée dans la littérature [Jal11]. Les trajectoires de coupe sont représentées comme une altitude en fonction du temps ou de la position angulaire (eq.2.1). Dans ces travaux, les formules des trajectoires ont été reformulées par rapport à la position angulaire exprimée en tours  $w$ . Ainsi, tous les paramètres présents sont annoncés par tour d'outil. Le nombre de paramètres de coupe nécessaires à la définition des trajectoires est réduit à trois pour un outil donné : l'avance par tour  $f$  en

mm/tr, le nombre d'oscillations par tour  $Osc$  en osc/tr et l'amplitude des vibrations  $a$  en mm.

$$Z_i(w) = -f \cdot w + \frac{a}{2} \cdot \sin(Osc \cdot 2 \cdot \pi \cdot w - \frac{i}{Z} \cdot 2 \cdot \pi \cdot Osc) + i \cdot \frac{f}{Z} \quad (2.1)$$

avec  $f$  avance par tour en mm/tr, ( $w$ ) position angulaire en tr,  $a$  amplitude des vibrations en mm,  $Osc$  nombre d'oscillations pas tour en osc/tr,  $Z$  le nombre de dents,  $i$  indice du  $n$ -ième passage de dent.

Le découpage de la formulation de la trajectoire en un mouvement de coupe classique et un mouvement vibratoire sinusoïdal est conservé (eq.1.4). Le calcul de la hauteur de coupe nécessite, avec la formulation issue de la littérature, de simuler la trajectoire sur plusieurs tours et d'intégrer des déphasages a posteriori. Une modification est apportée en appliquant cette formule à chaque dent de l'outil. Les déphasages entre les dents, dus à l'avance par dent et à leurs positions déphasées sur l'outil, sont alors intégrés. Cela permet de simuler l'ensemble des passages de dent sur un seul tour.

La formulation présentée permet donc de différencier les trajectoires de chacune des dents en jouant simplement sur le paramètre  $i$  :  $i$  pour la dent courante ;  $i+1$  pour le passage de dent précédent, etc. Ces trajectoires représentent le déplacement de tout point d'outil en PAV, et plus particulièrement les trajectoires suivies par la partie active de l'outil.

A partir de ces trajectoires, une hauteur de coupe peut être définie comme la différence entre plusieurs passages de dents dans la matière. Cette hauteur de coupe, définie à partir du modèle cinématique des trajectoires d'outil, sera par la suite intégrée dans un modèle d'effort.

#### 2.1.1.2 Différences entre deux trajectoires successives et reformulation de la hauteur de coupe

A partir de la formulation précédente (eq.2.1) de la position axiale de chaque dent de l'outil sur plusieurs tours, il est calculé la différence entre deux trajectoires successives (eq.2.2). Plusieurs remarques peuvent être issues de cette formule.

$$Z_{i+1}(w) - Z_i(w) = \frac{f}{Z} + \frac{a}{2} \cdot [2 \cdot \sin(-\frac{\pi \cdot Osc}{Z}) \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot Osc \cdot w - \frac{\pi \cdot Osc}{Z})] \quad (2.2)$$

Le premier terme représente la hauteur de coupe moyenne, égale à l'avance par dent. Les paramètres vibratoires apparaissent dans le deuxième terme.

Le terme en sinus est constant pour des conditions et matériels donnés. Ce terme rend explicites les conditions sur le porte-outil vibratoire et l'outil pour permettre la variation de la hauteur de coupe pendant le perçage (eq.2.3). Si ce terme est nul, alors pour toute amplitude  $a$ , il n'y aura pas de sortie de matière puisque les deux trajectoires seront en phase :

$$\sin(-\frac{\pi \cdot Osc}{Z}) = 0 \Rightarrow \frac{Osc}{Z} = k, k \in \mathbb{N} \quad (2.3)$$

Comme il a été signalé dans les travaux de [Jal11], des cames de 3 et 5 lobes offrent des fréquences  $Osc$  proches de 1.5 et 2.5 osc/tr. Ainsi, quel

que soit le nombre de dents  $Z$ , il existe un déphasage temporel puisque le rapport  $Osc/Z$  ne peut être entier. Cela permet la variation de la hauteur de coupe qui est recherchée en PAV.

Le cosinus exprime la variation de la hauteur de coupe en fonction de la position angulaire  $w$  : le cosinus oscille entre  $-1$  et  $1$ , avec  $w$  variant de  $0$  à  $1$  sur un tour. Si ce terme en cosinus est égal à  $1$ , la formule donne la distance maximale entre deux trajectoires successives, c'est-à-dire la hauteur de coupe maximale dans le cas d'une coupe continue. Il peut être noté que cette hauteur de coupe maximale, en coupe continue, augmente avec l'amplitude des oscillations.

A l'aide de cette formule (eq.2.2), les conditions d'avance et d'amplitude pour lesquelles deux trajectoires successives sont tangentes peuvent être identifiées. La hauteur de coupe théorique est alors nulle à l'intersection des parcours des dents  $i$  et  $i+1$ . Cela correspond aux conditions de limite de sortie matière (passage de la coupe continue à la coupe interrompue). Elles seront comparées aux conditions de fragmentation du copeau dans la partie suivante (§2.2). En effet, il peut exister une hauteur de coupe minimale pour laquelle le copeau se brise sous les contraintes générées par la coupe. Cette hauteur de coupe minimale est fonction du matériau coupé et des conditions de coupe. Dans le cas de l'alliage d'aluminium 7010 étudié, les copeaux générés en PC à une avance  $f=0.025\text{mm/tr}$  ( $fz=0.0125\text{mm/dt}$ ), ne sont pas fragmentés malgré la hauteur de coupe très faible (fig.2.1). Il est donc émis l'hypothèse que, pour cet alliage d'aluminium, il est nécessaire de sortir de la matière pour fragmenter le copeau.

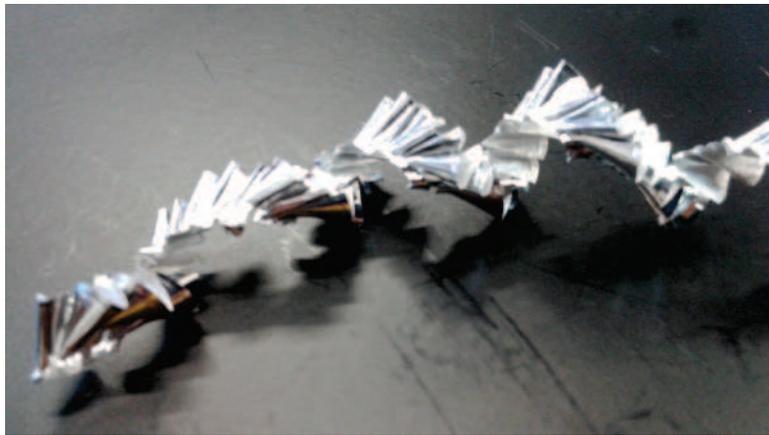


FIGURE 2.1 – Copeau obtenus en PC avec un foret hélicoïdal  $\varnothing 12.7$ , dans l'AA7010, pour  $f=0.025\text{mm/tr}$

Ainsi, il est supposé que les conditions d'intersection des trajectoires de coupe sont équivalentes aux conditions de fragmentation du copeau. En ce point de hauteur de coupe nulle, l'équation 2.2 s'annule et il en est déduit l'équation de l'amplitude limite de fragmentation  $a_f$  (eq.2.4) :

$$a_f = \frac{f}{Z \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot Osc}{Z}\right)} \quad (2.4)$$

La formulation de la différence entre deux trajectoires successives (eq.2.2) permet de mettre en valeur la condition matérielle pour un déphasage entre deux trajectoires, la hauteur de coupe maximale dans le cas de la coupe continue, et le passage de la coupe continue à la coupe interrompue par le calcul de l'amplitude limite de fragmentation. Cependant, au-delà de la limite de fragmentation et pour des amplitudes importantes, la hauteur de coupe n'est plus la différence de deux mais d'un plus grand nombre de trajectoires précédentes qui se croisent sur plusieurs tours d'outil. Afin de calculer la hauteur de coupe en cas de coupe interrompue, il est nécessaire d'exprimer la surface laissée par les passages de dents précédents comme le point le plus bas des trajectoires précédentes à chaque position angulaire (eq.2.5) :

$$Z_{surf}(w) = \min_{i=1..j} Z_i(w) \quad (2.5)$$

avec j indice de la première trajectoire en phase avec la trajectoire courante. Cet indice j est défini plus bas.

La hauteur de coupe peut alors être calculée en faisant la différence entre la trajectoire courante de la dent considérée et la surface laissée (eq.2.1), en sachant que les autres dents travaillent exactement de la même façon en théorie.

$$h(w) = \begin{cases} Z_{surf}(w) - Z_0(w) & \text{si } > 0 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.6)$$

La figure 2.2 illustre, pour une avance donnée et des amplitudes croissantes, les différents cas observables.

Cette simulation cinématique permet de mener une étude théorique de l'impact des paramètres de coupe sur la hauteur du copeau, mais aussi sur sa forme, sur les vitesses en jeu, sur les modes d'enlèvement de matière, sur les temps de coupe et les temps de sortie matière.

### 2.1.2 Influence de l'avance et de l'amplitude des oscillations

Dans cette partie, l'influence des paramètres d'avance et d'amplitude sur la coupe en PAV est étudiée. Il sera parfois mentionné l'effet de l'amplitude sur les grandeurs observées, sous-entendu pour une avance donnée. L'avance de référence f est choisie à 0.2mm/tr.

#### 2.1.2.1 Sur la hauteur de coupe

L'apport principal du PAV est la fragmentation du copeau. Les prochaines remarques concernent principalement les cas de coupe interrompue où l'amplitude des oscillations a est supérieure à l'amplitude limite  $a_f$ .

De la même façon que lors de la définition des conditions de fragmentation, il est possible de définir des conditions d'intersection de la trajectoire courante i avec les trajectoires i+2, etc., qui précèdent. Alors qu'il suffit de deux trajectoires pour définir le passage de la coupe continue à la

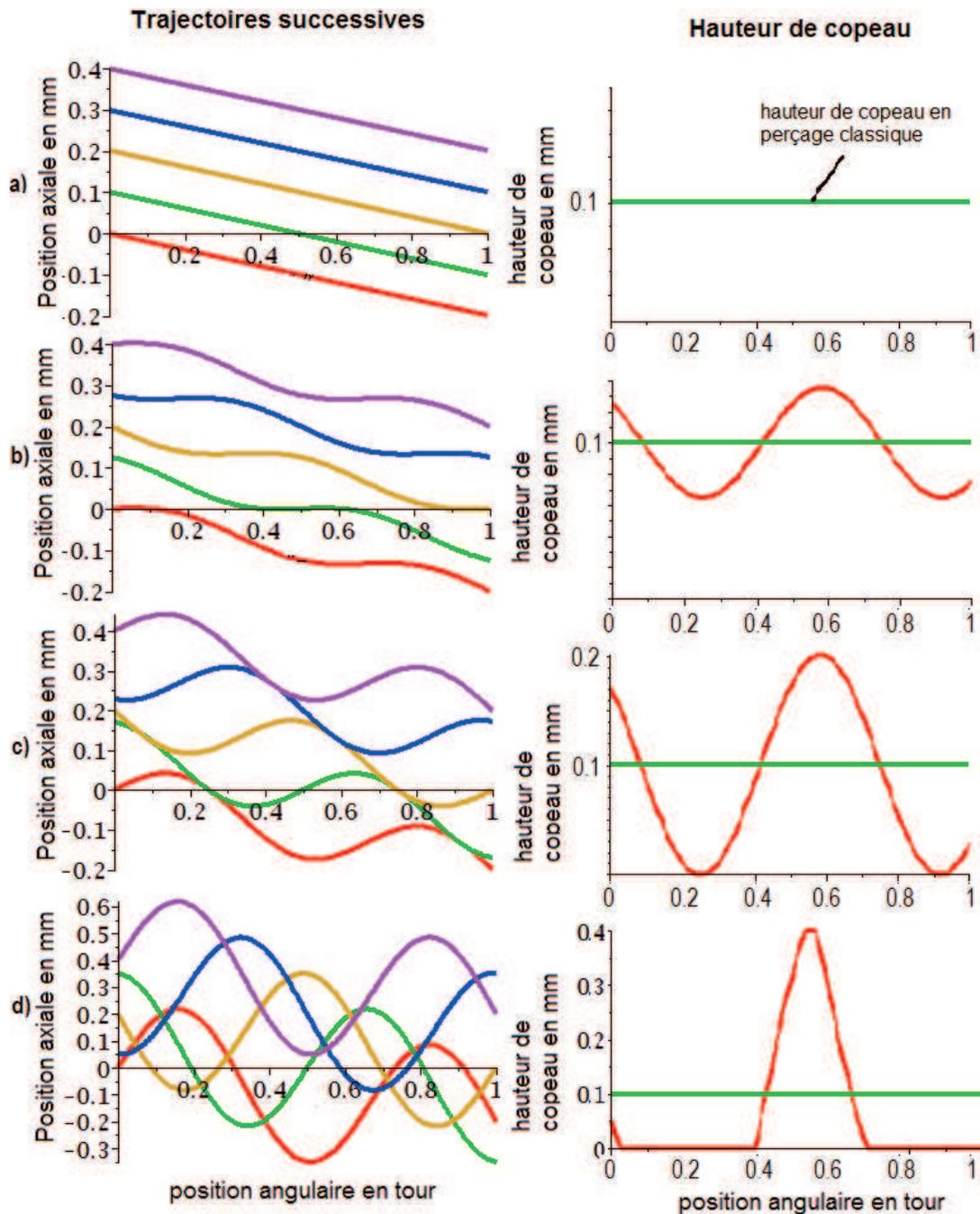


FIGURE 2.2 – Plusieurs cas de trajectoires et de hauteur de coupe en coupe vibratoire : a)  $a=0$  b)  $a < a_f$  c)  $a = a_f$  d)  $a > a_f$

coupe interrompue, cela peut aller jusqu'à 4 trajectoires nécessaires (si  $Z=2$  et  $Osc=1.5osc/tr$ ) pour définir complètement la forme du copeau pour les fortes amplitudes de vibrations.

Le nombre maximal de trajectoires nécessaires pour définir la hauteur de coupe aux hautes amplitudes, noté  $j$ , est obtenu par résolution de l'équation 2.7, pour laquelle la trajectoire  $j$  est en phase avec la trajectoire courante.

Dans les conditions matérielles de l'étude ( $Z=2$ ,  $Osc=1.5osc/tr$ ), on obtient  $j=4$ .

$$-\frac{i.\pi.Osc}{Z} = k.\pi, k \in \mathbb{Z} \quad (2.7)$$

La distance entre les deux trajectoires en phase représente une limite de hauteur de coupe maximale atteinte aux hautes amplitudes (eq.2.8).

$$h_{max} = j.f_z \quad (2.8)$$

Ainsi, la hauteur de coupe maximale augmentera avec l'amplitude jusqu'à atteindre cette limite [PB14]. Ensuite la hauteur de coupe maximale stagnera malgré l'amplitude qui augmente et sa forme présentera un plateau. Le profil du copeau devient dans ce cas trapézoïdal (fig.2.3). Par contre, du fait que le procédé consiste en l'ajout d'oscillations sur un mouvement d'avance continu, la productivité est conservée. Ainsi, le débit copeaux est invariable et la hauteur de coupe moyenne est égale à l'avance par dent, en coupe continue comme en coupe interrompue.

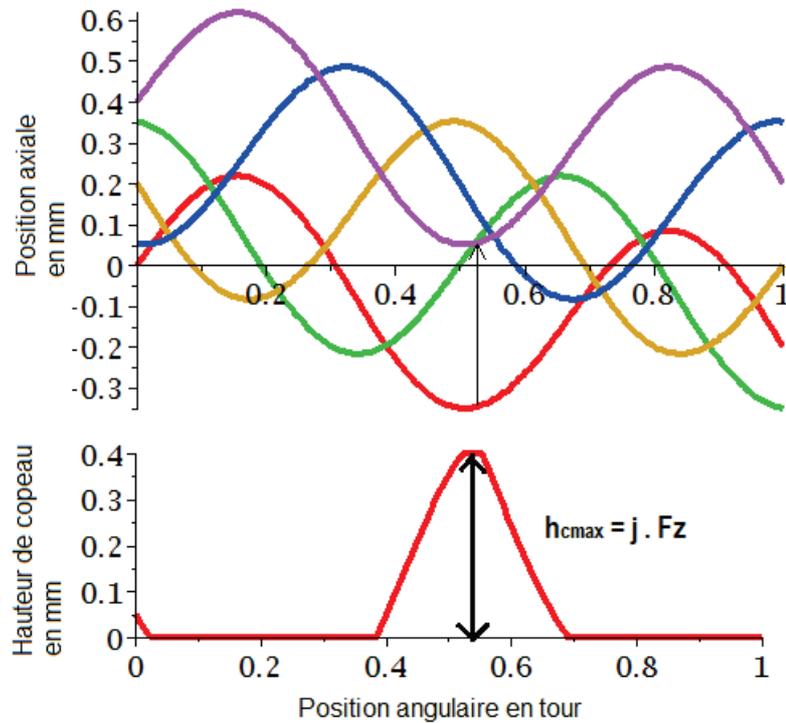


FIGURE 2.3 – Limite de hauteur de coupe maxi entre deux trajectoires en phase pour  $f=0.2mm/tr$  ( $fz=0.1mm/tr$ ) et  $a=0.5mm$

#### 2.1.2.2 Sur le taux de coupe

Dans les cas de coupe interrompue, l'outil sort de la matière à intervalles réguliers et pour des temps déterminés en fonction de l'amplitude. Ainsi peuvent être déterminés le temps de coupe, le temps hors-matière et le taux de coupe  $t_c$ . Le taux de coupe est le rapport du temps passé dans la matière sur le temps total. Il est inférieur à 1 lorsque la coupe est interrompue.

Puisque sa définition est issue de l'intersection entre plusieurs trajectoires, il est difficile de définir une formule analytique. Une simulation est nécessaire pour obtenir sa valeur théorique.

Pour un outil et un porte-outil donnés, ce taux de coupe théorique dépend de l'avance et de l'amplitude. Pour comprendre l'évolution du taux de coupe en fonction de ces deux paramètres, deux représentations peuvent être mises en place.

Dans le premier cas (fig.2.4), le cas de coupe, continue ou interrompue, est représenté dans le plan des avances et amplitudes. La première condition d'intersection  $T_1$  correspond à la limite de fragmentation du copeau (eq.2.4), qui est une loi linéaire de l'amplitude en fonction de l'avance. Elle est donc représentée par une droite dans le plan avance-amplitude. Les conditions d'intersection suivantes  $T_n$  sont calculées de la même façon que l'amplitude limite de fragmentation et sont donc également représentées par des droites.

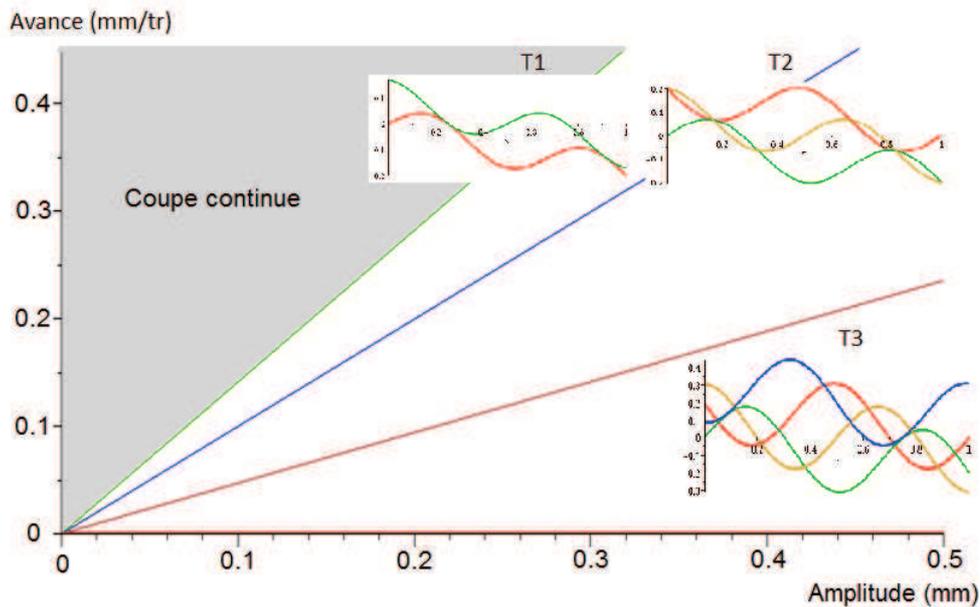


FIGURE 2.4 – Représentation graphique des conditions d'intersection et délimitation de la zone de coupe continue

La première condition d'intersection  $T_1$  suffit pour définir la limite de fragmentation du copeau, dans le cas où celui-ci fragmente à une épaisseur nulle par hypothèse. L'influence des autres conditions d'intersection est visible sur le graphe suivant (fig.2.5). Il représente l'évolution du taux de coupe en fonction de l'amplitude pour une avance donnée. Pour une amplitude inférieure à l'amplitude limite de fragmentation (avant  $T_1$ ), le taux de coupe est de 1 et la coupe est continue. Après cette limite, le taux de coupe subit une première chute qui traduit une sortie matière. Lorsque l'amplitude atteint la valeur correspondant à  $T_2$ , la trajectoire (i) est tangente avec la deuxième trajectoire qui précède (i+2), impliquant une sortie matière plus longue. Le taux de coupe subit une chute plus importante avec l'amplitude après chacune des conditions d'intersection avec les trajectoires précédentes jusqu'à

la j-ième trajectoire qui ne peut être tangente car en phase avec la trajectoire courante.

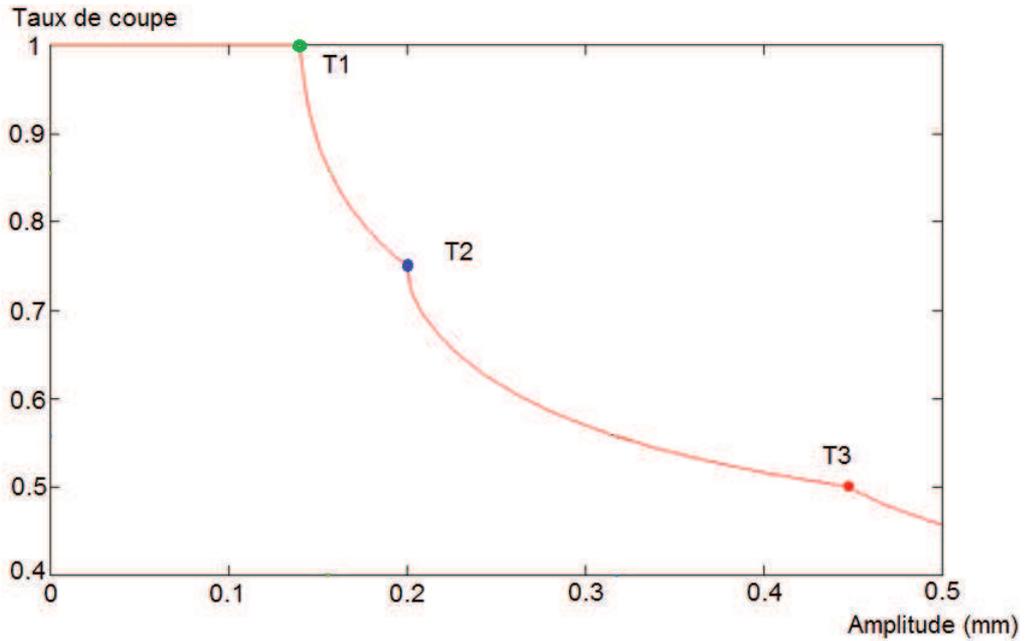


FIGURE 2.5 – Taux de coupe pour  $Z=2$  et  $f=0.2\text{mm/tr}$

### 2.1.2.3 Sur la vitesse d'avance instantanée

Contrairement au PC, la vitesse d'avance instantanée en PAV est variable et sa valeur maximale augmente rapidement avec l'amplitude et la fréquence des oscillations. Elle est définie par la dérivée de l'équation de la trajectoire en fonction du temps (eq.2.9,2.10). L'axe  $Z$  est défini comme étant l'axe de perçage, positif lorsque l'outil s'éloigne de la matière. La vitesse d'avance instantanée est alors positive si l'outil remonte, et négative si l'outil descend.

$$Vfi(w) = \frac{dZ(w)}{dt} = \frac{dZ(w)}{dw} \cdot \frac{dw}{dt} = \frac{dZ(w)}{dw} \cdot N \quad (2.9)$$

$$Vfi(w) = -f \cdot N + Osc \cdot \pi \cdot a \cdot N \cdot \cos(Osc \cdot 2 \cdot \pi \cdot w - \frac{i}{Z} \cdot 2 \cdot \pi \cdot Osc) \quad (2.10)$$

avec  $Vfi$  vitesse d'avance instantanée en mm/min,  $dZ(w)$  en mm,  $dw$  en tour et  $dt$  en min.

Au vu de l'équation 2.10, l'évolution de la vitesse d'avance instantanée est une sinusoïde centrée sur la valeur d'avance programmée  $Vf=-f \cdot N$ . Il apparaît également que la vitesse d'avance instantanée maximale en descente (négative) augmente avec l'avance, mais aussi avec le nombre d'oscillations et leur amplitude. La figure 2.6 représente l'effet des paramètres vibratoires sur la vitesse de plongée instantanée  $V_{fi}$ .

Pour avoir une idée de l'ordre de grandeur de la vitesse axiale maximale atteinte en phase de descente, si les paramètres suivants sont considérés ( $N=1880\text{tr/min}$  et  $f=0.2\text{mm/tr}$ ), la vitesse d'avance programmée  $Vf$

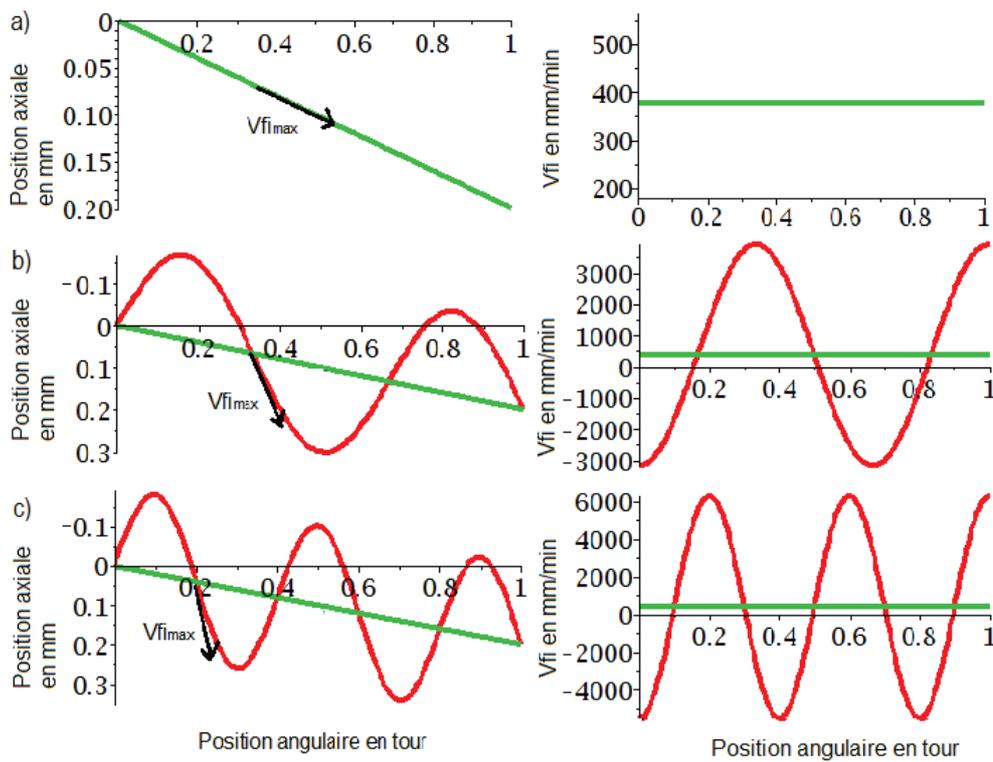


FIGURE 2.6 – Influence des paramètres vibratoires sur la vitesse d'avance maximale pour a)  $f=0.2\text{mm/tr}$   $a=0\text{mm}$  b)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ;  $a=0.2\text{mm}$ ;  $\text{osc}=1.5\text{osc/tr}$  c)  $f=0.2\text{mm/tr}$  :  $a=0.2\text{mm}$ ;  $\text{osc}=2.5\text{osc/tr}$

est de  $376\text{mm/min}$ . Avec les paramètres vibratoires de  $1.5\text{osc/tr}$  et l'amplitude maximale de  $0.5\text{mm}$ , la vitesse d'avance instantanée maximale atteint  $4800\text{mm/min}$ , soit 12 fois la vitesse d'avance programmée  $V_f$ . Avec une fréquence de  $2.5\text{osc/tr}$ , elle atteint plus de  $7700\text{mm/min}$ . Ainsi, au vu de la variation et des valeurs atteintes par la vitesse d'avance instantanée, son influence sur les efforts générés sera à considérer.

Par ailleurs, une différence est remarquée sur l'évolution de la vitesse d'avance instantanée lors de la prise de passe en fonction du nombre d'oscillations par tour (fig.2.7). Pour une fréquence de  $1.5\text{osc/tr}$ , l'entrée dans la matière se fait toujours avec une vitesse instantanée proche du point d'inflexion de la trajectoire sinusoïdale en phase de descente, donc proche de la vitesse d'avance instantanée maximale. Ensuite, la plus grande partie de l'usinage se fait alors que l'outil remonte :  $V_{fi} > 0$ . Au contraire, pour  $2.5\text{osc/tr}$ , la coupe se fait principalement en phase descendante, avec des vitesses instantanées négatives élevées.

Il faut ajouter enfin que la vitesse d'avance instantanée et la hauteur de coupe sont déphasées au contraire du PC où elles sont directement liées. Pour illustrer cela, les évolutions de vitesse d'avance instantanée et de hauteur de coupe calculées par le modèle cinématique dans le cas de coupe interrompue sont représentées sur le graphe suivant (fig.2.8). Il est remarqué, dans cette configuration, que la vitesse d'avance instantanée est proche

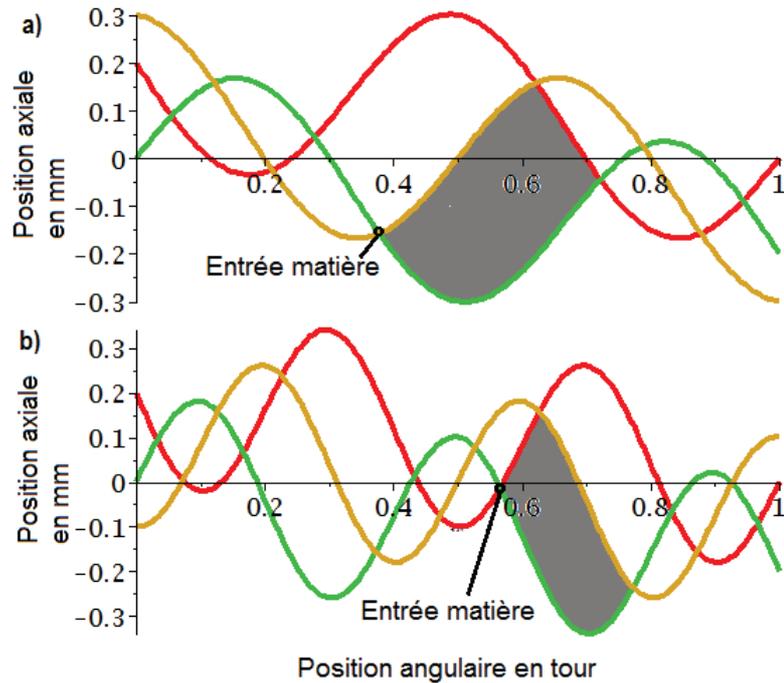


FIGURE 2.7 – Forme du copeau en fonction du nombre d'oscillations a)  $\text{osc}=1.5\text{osc/tr}$  b)  $\text{osc}=2.5\text{osc/tr}$

de sa valeur maximale négative (repère 1) alors que l'outil pénètre dans la matière et que la hauteur de coupe augmente (repère 2). De plus, la hauteur de coupe maximale est atteinte (repère 4) alors que l'outil est sur la remontée de l'oscillation ( $V_{fi}>0$ ), cette dernière s'annulant plus tôt (repère 3). L'outil, avec ces conditions de coupe, sort de la matière sur sa période de remontée ( $V_{fi}>0$ , repère 5).

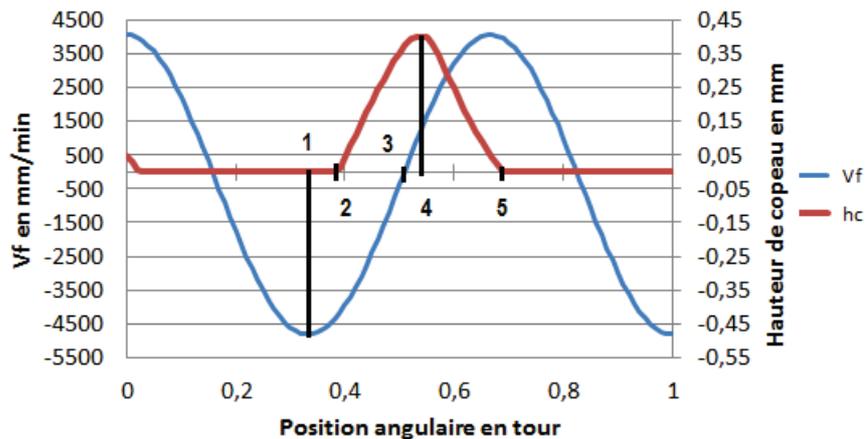


FIGURE 2.8 – Déphasage entre  $V_{fi}$  et  $h_c$  en PAV avec  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

### 2.1.3 Synthèse de l'analyse de la cinématique en perçage assisté par vibration

Dans cette sous-partie, l'influence des conditions de coupe et des paramètres vibratoires sur la cinématique de la coupe a été analysée. Pour cela, les trajectoires ont été reformulées sur un tour d'outil en intégrant les passages de dents successifs. Cela a permis d'exprimer l'altitude de la surface générée par plusieurs passages de dents. La hauteur de coupe a été déduite de la différence entre la trajectoire courante et cette surface. L'amplitude limite de passage de la coupe continue à la coupe interrompue a également été exprimée en fonction de l'avance par dent.

Suite à l'observation de copeaux continus à faible avance en PC dans l'alliage d'aluminium 7010, une hypothèse est émise sur la fragmentation du copeau : il est supposé que le copeau se fragmente uniquement par l'interruption de la coupe. Il est ainsi considéré que l'amplitude limite de fragmentation est égale à l'amplitude limite de passage de la coupe continue à la coupe interrompue.

Suite à la définition de cette modélisation cinématique, il a été possible d'analyser l'influence des conditions de coupe et des paramètres vibratoires sur la hauteur de coupe, sur le taux de coupe, puis sur la vitesse d'avance instantanée.

En PAV, la hauteur de coupe est variable dans le temps. En coupe continue, son évolution est sinusoïdale. Elle présente un profil différent en cas de coupe interrompue. Dans les deux cas, sa moyenne reste égale à l'avance par dent puisque la productivité de l'opération reste inchangée par l'ajout des oscillations. La valeur maximale de hauteur de coupe augmente avec l'amplitude des oscillations, jusqu'à atteindre une valeur maximale qui dépend de l'avance par dent, du nombre de dents et de la fréquence des oscillations.

Le taux de coupe est défini par la proportion de temps passé dans la matière par l'outil. Il est égal à 1 en cas de coupe continue et est inférieur à 1 en cas de coupe interrompue. Il a été montré que le taux de coupe diminue avec l'augmentation de l'amplitude des oscillations. L'amplitude limite de passage de la coupe continue à la coupe interrompue (considérée identique à l'amplitude limite de fragmentation) correspond donc au passage à un taux de coupe inférieur à 1.

Enfin, la vitesse d'avance instantanée a été exprimée mathématiquement. Son évolution est sinusoïdale et centrée sur la vitesse d'avance programmée. Sa valeur maximale en descente augmente rapidement avec l'amplitude des oscillations, avec la fréquence des oscillations et l'avance. De plus, la coupe vibratoire génère une décorrélation de la hauteur de coupe et de la vitesse d'avance instantanée, au contraire du PC pour lequel ces deux paramètres sont linéairement liés. Dans les conditions matérielles de l'étude ( $Osc=1.5osc/tr$ ), et en cas de coupe interrompue, la vitesse d'avance instantanée est proche de sa valeur maximale en descente lorsque l'outil entre dans la matière ; la hauteur de coupe atteint ensuite son maximum alors que la vitesse d'avance instantanée est faible et positive (phase de remontée).

La partie suivante confronte ces analyses faites sur le modèle cinématique aux observations réalisées lors d'essais en PAV.

## 2.2 CORRECTIONS NÉCESSAIRES SUR LE MODÈLE CINÉMATIQUE

Le modèle cinématique théorique a été mis en place dans la partie précédente. En connaissant la hauteur de coupe et les vitesses en jeu, ceci permet potentiellement d'établir un modèle des efforts générés en PAV. Toutefois, les premières observations expérimentales ont mis en évidence une cinématique réelle différente de la théorie.

Il apparaît donc nécessaire de confronter le modèle cinématique théorique mis en place à des données expérimentales en PAV. Le modèle cinématique exprimant l'altitude des points de la partie active de l'outil dans la matière à chaque instant, il serait idéal de le comparer à une mesure directe du déplacement axial relatif entre le bout d'outil et la matière. Cela permettrait d'intégrer les comportements de la pièce, de l'outil, du porte-outil, de la broche et de la machine, ainsi que la contribution de la coupe. Mais cette mesure est extrêmement difficile à mettre en oeuvre en perçage du fait du confinement de l'opération. En conséquence, le choix a été fait d'analyser la cinématique réelle de façon indirecte à travers d'autres grandeurs. Pour cela, les copeaux générés, les surfaces laissées en fond de trou lors d'essais interrompus, et l'évolution des actions mécaniques mesurées sont étudiés. Les différences observées avec la simulation sont analysées afin d'apporter les corrections nécessaires au modèle cinématique.

### 2.2.1 Identification indirecte de la cinématique réelle apparente

Pour identifier la cinématique réelle apparente à partir de l'analyse des copeaux, des surfaces en fond de trou et des actions mécaniques, des essais de PAV sont réalisés pour différents couples d'avance et d'amplitude. La plage d'avance [0-0.2mm/tr] est balayée pour les amplitudes  $a=0.07\text{mm}$  et  $a=0.14\text{mm}$ . La plage d'amplitude [0-0.5mm] est balayée pour les avances  $f=0.1\text{mm/tr}$  et  $f=0.2\text{mm/tr}$ . Les essais sont réalisés sur un centre d'usinage DMG DMU50evo, dans une plaque d'alliage d'aluminium 7010 d'épaisseur 15mm, avec deux forets hélicoïdaux à deux lèvres de diamètres respectifs  $\varnothing 15.9$  (outil 1) et  $\varnothing 12.7$  (outil 2). Les vitesses de rotation sont respectivement de 1517mm/tr et 1880mm/tr, pour une même vitesse de coupe  $V_c=75\text{m/min}$ . L'amplitude est réglée sur le porte-outil et vérifiée à vide sur banc de jauge avec une précision à 0.01mm. Lors de chaque essai, les copeaux sont recueillis. Les actions mécaniques (effort axial  $F_z$ , couple axial  $M_z$ ) sont mesurées à l'aide d'un dynamomètre Kistler 9257B avec une fréquence d'échantillonnage à 10kHz dans un environnement LABVIEW. La fréquence réelle des vibrations est déterminée dans chaque cas par une analyse fréquentielle (FFT) des signaux d'efforts mesurés. Les surfaces laissées par l'outil en fond de trou sont obtenues lors d'essais spécifiques. L'opération de perçage est interrompue en imposant une remontée de l'outil à vitesse rapide (50m/min, avec une accélération constante de  $10\text{m/s}^2$  et un pilotage en accélération BRISK sur le directeur de commande numérique SIEMENS 840D). La surface obtenue est mesurée à l'aide d'un microscope optique à variateur de plan focal Alicona InfiniteFocus SL.

### 2.2.1.1 Observations de la forme des copeaux en fonction des conditions de coupe

Il est généralement admis que le copeau peut prendre deux états en PAV : un copeau long et continu pour les faibles amplitudes de vibration et un copeau fragmenté à partir d'une amplitude suffisante. La figure 2.9 montre une photo de ces copeaux fragmentés et leur simulation dans les travaux de Jallageas [Jal11].

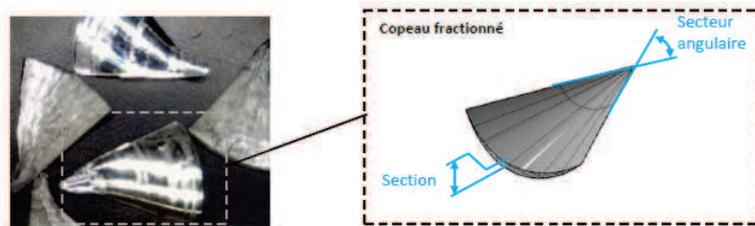


FIGURE 2.9 – Copeaux obtenus en PAV et simulation de sa forme [Jal11]

Il apparaît, dans notre étude, qu'un troisième état peut être défini : lorsque l'on est proche des conditions de fragmentation, le copeau est semi-fragmenté. La partie extérieure des copeaux, côté becs de l'outil, n'est pas coupée (fig.2.10).



FIGURE 2.10 – Copeaux fragmentés et quasi-fragmentés obtenus lors d'un essai avec  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.25\text{mm}$

Le copeau est qualifié selon ces trois états (fragmenté, semi-fragmenté ou continu) lors des essais, afin de comparer la limite de fragmentation de copeau réelle aux conditions théoriques exprimées précédemment (fig.2.4). Les résultats sont représentés dans le plan des avances-amplitudes (fig.2.11), utilisé précédemment pour la définition de la limite de fragmentation théorique (§2.1.2.2).

Pour une avance donnée, il apparaît que la fragmentation du copeau se fait à des amplitudes réglées plus importantes que l'amplitude de fragmentation théorique définie par le modèle cinématique. Cela ne peut être expliqué par le fait que le copeau fragmenterait à une hauteur de coupe non-nulle, car la fragmentation apparaîtrait alors dans le domaine de la coupe continue. Au contraire, il est observé des copeaux continus dans le domaine théorique de la coupe interrompue. Ceci n'a pas de sens physique. Il semble donc que l'amplitude réelle en bout d'outil soit plus faible que l'amplitude réglée. Cela s'expliquerait par une réduction d'amplitude intervenant lors de la coupe.

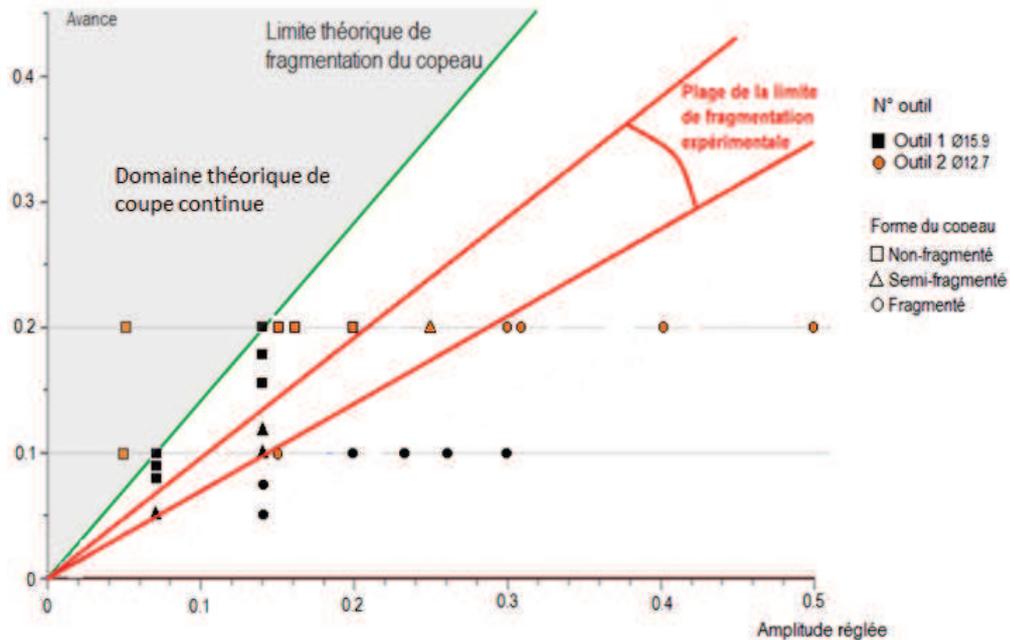


FIGURE 2.11 – Comparaison des limites de fragmentation théorique et réelle

Cette observation rejoint celle de Jallageas [Jal11]. Il a estimé la réduction d'amplitude à un taux de 33% dans son contexte d'étude.

Pour évaluer le taux de réduction d'amplitude, il est nécessaire de définir la limite réelle de fragmentation. Au vu de la plage importante de conditions dans lesquelles des copeaux semi-fragmentés sont observés, il est difficile de définir précisément cette limite réelle. De plus, son tracé serait approximatif sur un nombre limité de données, issues d'essais réalisés avec deux outils différents. Par précaution, une plage de fragmentation a été définie. La limite théorique étant exprimée par une relation linéaire entre l'amplitude et l'avance, il a été choisi de borner cette plage de fragmentation par deux droites. Il est supposé que la limite de fragmentation réelle se trouve dans cette plage. Le taux de réduction d'amplitude apparent est alors compris entre 33 et 50%.

### 2.2.1.2 Observations de trous borgnes

L'observation de la forme des copeaux a permis de montrer que l'amplitude apparente réelle est réduite lors du perçage, dans les conditions d'essais de l'étude. Pour confirmer ce résultat, les surfaces laissées en fond de trou lors d'essais interrompus ont été analysées. Ces essais spécifiques ont été menés avec le foret hélicoïdal à deux lèvres Ø12.7 (outil 2). Une première série d'essais a été réalisée avec la vitesse de rotation nominale de 1880tr/min, dans le but de conserver les mêmes conditions. Mais à cette vitesse de rotation, la vitesse de remontée de l'outil lors de l'essai interrompu n'est pas suffisante pour garantir que la surface obtenue soit celle recherchée. Idéalement, il faut interrompre l'essai lorsque l'outil est hors matière, mais cela n'est pas maîtrisable. Sur cette première série d'essais, les surfaces obtenues

n'ont ainsi pas pu être exploitées. En conséquence, une seconde série d'essais a été menée avec une vitesse de rotation réduite (300tr/min.). Malgré la réduction de vitesse, les trajectoires théoriques des arêtes ne changent pas car elles sont indépendantes de la vitesse de coupe. Par contre, les phénomènes de coupe sont probablement différents. Les résultats obtenus permettent cependant, pour certains essais, d'exploiter la totalité du profil mesuré sur la surface. L'objectif est alors de déduire des profils obtenus l'amplitude réelle présente lors du perçage.

La figure 2.12 montre un exemple de surface obtenue.

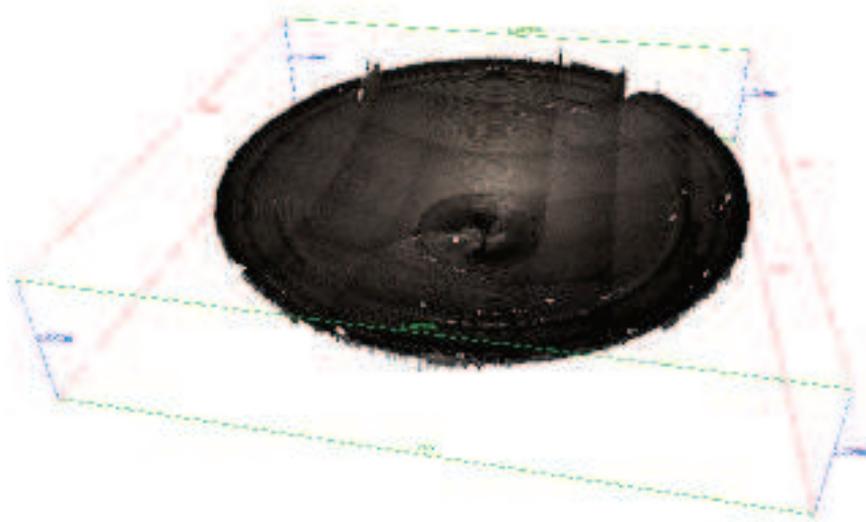


FIGURE 2.12 – Mesure de fond de trou à l'aide du microscope optique à plan focal

Il apparaît que la surface laissée dans la zone centrale par l'outil est particulière : il n'est pas possible d'observer les trajectoires sinusoïdales sur cette zone. En effet, il semble que la matière ait été déformée dans cette zone.

Hors de la zone centrale, la surface obtenue présente bien les oscillations générées lors du perçage. L'analyse de la surface est donc réalisée dans cette portion éloignée du centre. Un profil est alors mesuré sur un cercle concentrique avec l'axe du trou. Afin de s'assurer que le profil correspond à des passages de dent complets (i.e. sans interaction avec la remontée en rapide de l'outil), il est vérifié sur le relevé d'effort axial associé que le dernier pic d'effort ne présente pas de réduction significative d'amplitude par rapport aux pics précédents. Un exemple de profil qualifié d'exploitable est donné sur la figure 2.13.

Sur cette figure, les trajectoires théoriques sont également représentées, en considérant une amplitude réduite que l'on cherche à identifier sur le profil mesuré. Pour cela, les trajectoires sont, dans un premier temps, tracées en cherchant à minimiser l'écart moyen entre la trajectoire et le profil mesuré sur le dernier passage de dent (fig.2.14). Les paramètres variables définis-

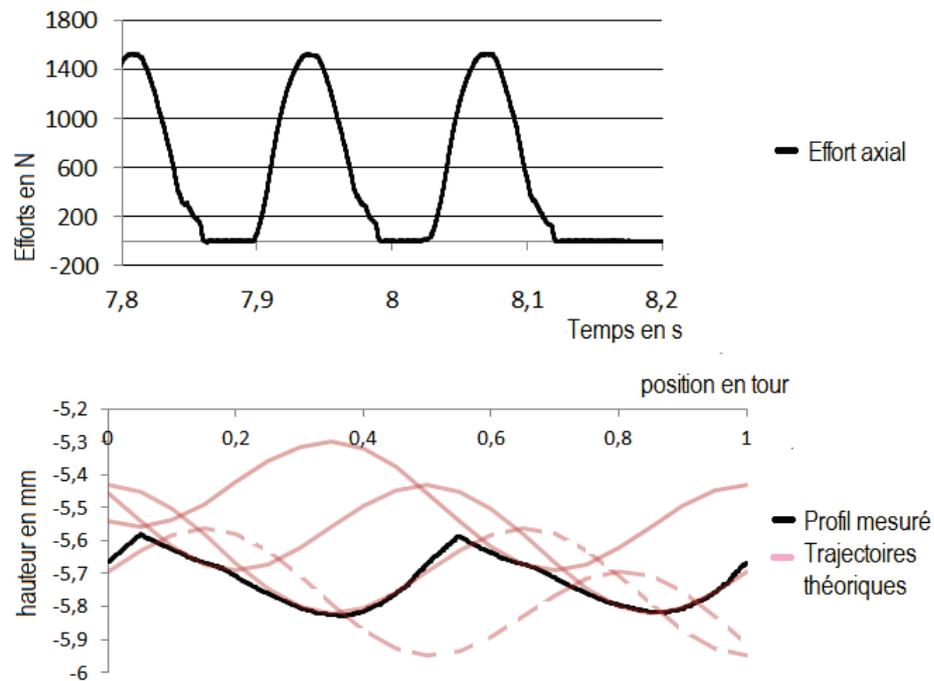


FIGURE 2.13 – Effort axial et profil de fond de trou pour  $N=300\text{tr}/\text{min}$ ,  $f=0.2\text{mm}/\text{tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

sant cette première trajectoire sont la phase et l'amplitude des vibrations. La fréquence réelle des vibrations est, quant à elle, déterminée par une analyse fréquentielle (FFT) des signaux d'efforts mesurés. Cette première trajectoire étant ainsi obtenue, les trajectoires précédentes sont déduites.

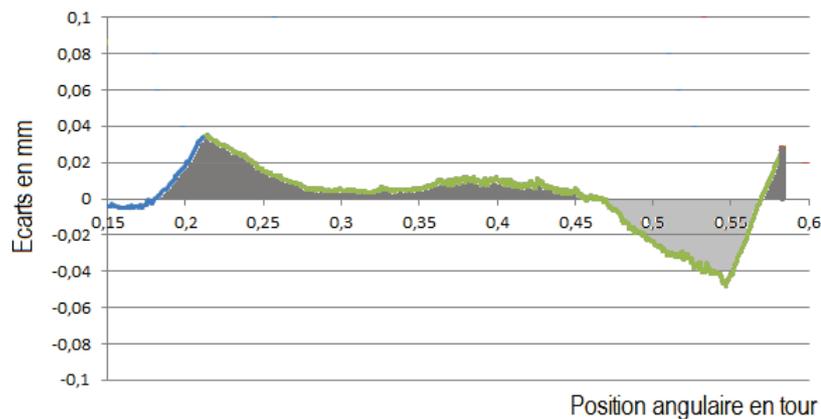


FIGURE 2.14 – Écarts entre le profil de fond de trou et les trajectoires sur la zone étudiée

Si l'écart moyen est relativement faible ( $5.89 \cdot 10^{-5}\text{mm}$ ), il apparaît tout de même un écart important au début ( $0.034\text{mm}$ ) et à la fin du passage de dent ( $-0.046\text{mm}$ ). Il semble que les trajectoires de coupe ne sont, en réalité, pas

parfaitement sinusoïdales. Cela peut provenir de la cinématique réelle de l'opération, de la mesure, ou de phénomènes de coupe et de comportement matériau, et enfin du système usinant et de la came mécanique qui génère les oscillations. Mais le modèle est basé sur une amplitude apparente constante sur un profil sinusoïdal. Il n'est donc pas possible de prendre en compte ces écarts dans la modélisation.

Pour chaque profil mesuré, une amplitude apparente est ainsi déduite. Pour exemple, sur l'essai présenté (fig.2.13), pour une amplitude réglée de 0.5mm, une amplitude apparente de 0.328mm est calculée, soit une réduction de 35% de l'amplitude des vibrations lors de la coupe. Les résultats pour l'ensemble des essais sont reportés dans le tableau suivant (tab.2.1).

avance en mm/tr	Amplitude réglée en mm	Amplitude mesurée en mm	réduction en %
0,1	0,2	0,118	41
0,2	0,3	0,2	33,33333333
0,2	0,4	0,24	40
0,2	0,5	0,328	34,4
	moyenne		37,18333333

TABLE 2.1 – Estimation de l'amplitude à partir des résultats de mesures de fond de trou

La réduction de l'amplitude, observée précédemment par l'analyse des copeaux, est donc confirmée par l'analyse des fonds de trou. Son estimation est entre 33 et 41% de réduction. Le taux de réduction d'amplitude est donc également en adéquation avec celui observé sur la fragmentation des copeaux. De plus, contrairement à l'analyse de la forme des copeaux qui ne recherche que le passage à la coupe interrompue, cette méthode a permis d'analyser les différents cas de coupe interrompue à hautes amplitudes.

Par ailleurs, sur ces essais, la fréquence d'oscillation mesurée par analyse fréquentielle des signaux d'effort est de 1.53osc/tr. Cette valeur rejoint à nouveau les résultats de Jallageas [Jal11].

Cependant, il faut noter que ces essais interrompus pour obtenir des surfaces de fond de trou ont été réalisés avec une vitesse de rotation fortement réduite et donc des conditions de coupe dégradées. En conséquence, il a été choisi de vérifier ces résultats par une analyse des actions mécaniques ( $F_z$ ,  $M_z$ ) relevées lors des essais en PAV.

### 2.2.1.3 Analyse des actions mécaniques

Lors des essais réalisés pour l'analyse de la fragmentation des copeaux, les efforts axiaux  $F_z$  et le couple axial  $M_z$  ont également été mesurés. Les signaux sont analysés dans cette partie en termes de conditions d'effort nul ou de couple nul, et en termes de taux de coupe respectifs (proportion du temps où le signal n'est pas nul).

Tout d'abord, selon l'hypothèse émise précédemment, la limite de fragmentation correspond au cas où les trajectoires de coupe sont juste tangentes et la hauteur de coupe s'annule. A priori, dans cette configuration, les actions mécaniques s'annulent également. Cela est confirmé pour le signal de

couple : les essais pour lesquels la fragmentation des copeaux est observée correspondent à ceux où le signal de moment  $M_z$  s'annule périodiquement. Mais l'observation des efforts montre que, dans les configurations dans lesquelles le copeau se fragmente juste (proche de la limite expérimentale de fragmentation), le signal d'effort axial ne revient pas à zéro. La figure 2.15 montre des mesures d'effort axial et de couple dans des conditions de coupe légèrement supérieures à la limite de fragmentation réelle :  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.3\text{mm}$ . Le signal de moment  $M_z$  revient à des valeurs proche de zéro sur de courtes périodes. Le frottement sur les listels de l'outil génère un faible couple résiduel. Par contre, le signal d'effort revient au minimum à  $400\text{N}$ , valeur très éloignée de zéro. Les efforts générés par les listels, identifiés en fin de perçage à une valeur inférieure à  $50\text{N}$ , n'expliquent pas la totalité de cet effort minimal de  $400\text{N}$  alors que le copeau se fragmente dans le cas présent.

Dans son étude, Jallageas [Jal11] a également remarqué ces différences entre les signaux d'effort et de couple observés.

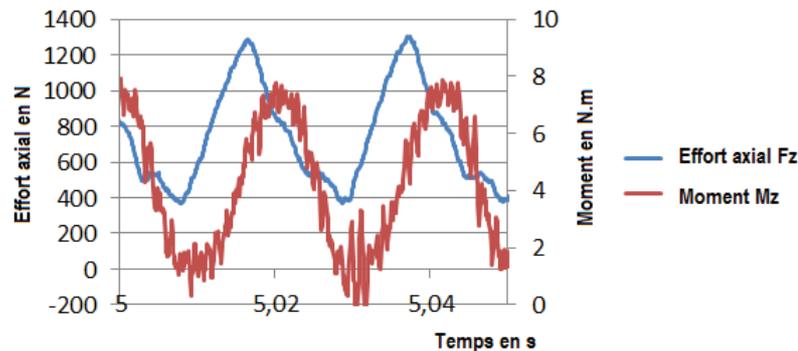


FIGURE 2.15 – Effort et couple axiaux mesurés pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.3\text{mm}$ , alors que les copeaux sont fragmentés

Il semble donc que les conditions limites à partir desquelles l'effort revient à zéro sont différentes de la limite de fragmentation relevée lors de l'analyse des copeaux. Il est difficile de définir précisément cette limite d'effort nul à partir d'un nombre d'essais limité. Les observations des efforts axiaux pour les essais réalisés en PAV permettent d'avoir une estimation de cette limite pour les deux forets utilisés (fig.2.16). Comme précédemment pour la limite de fragmentation réelle, cette limite d'effort nul est supposée représentée par une fonction linéaire. La limite d'effort nul ainsi tracée est différente pour les deux outils. Il semble donc qu'elle dépend de la géométrie de l'outil.

Deux hypothèses peuvent être émises pour expliquer la différence entre les limites de fragmentation et d'effort nul pour un outil donné.

La première est que le copeau atteint une épaisseur de copeau assez faible pour que le copeau se fragmente, pour une avance donnée et l'amplitude limite de fragmentation. Il faut alors davantage augmenter l'amplitude pour avoir une épaisseur de copeau nulle et donc un effort nul, d'où la limite d'effort nul différente de la limite de fragmentation. Cette explication remettrait en cause l'hypothèse émise précédemment suite à l'observation de copeaux

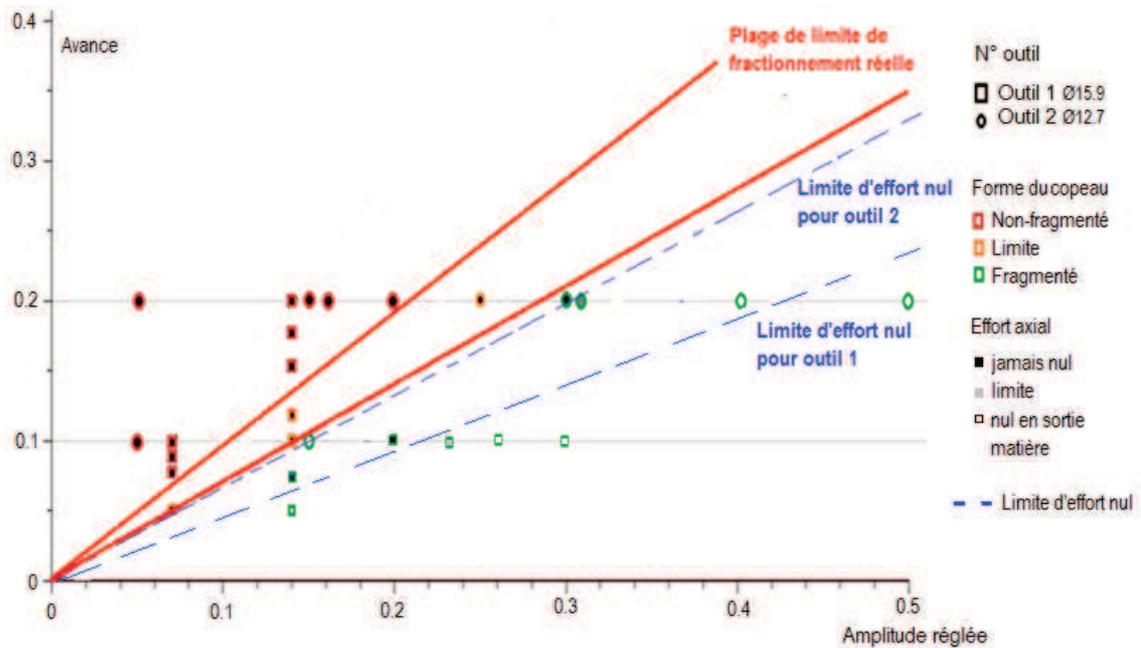


FIGURE 2.16 – Observation de la forme du copeau et comparaison avec la théorie

continus de très faible épaisseur dans l'alliage d'aluminium 7010. De plus, cela n'explique pas le fait que, pour certains cas d'essais, l'effort axial ne soit pas nul au contraire du moment axial. Les conditions pour lesquelles le signal de moment revient à zéro correspondent aux cas où le copeau fragmente et non aux configurations où l'effort axial revient à zéro.

La deuxième explication possible est que, à la limite de fragmentation, des phénomènes particuliers interviennent lors du perçage, phénomènes qui génèrent de l'effort axial sans générer de couple significatif à l'entrée matière. Cela pourrait s'expliquer par une interférence entre l'outil et la matière dans la zone centrale, tandis que les arêtes de coupe sont hors de la matière. L'effort généré serait alors significatif alors que le moment engendré serait très faible et difficilement mesurable. Cela pourrait être dû au fait que la matière est déformée et non-coupée au centre du fait de l'indentation. Ainsi, la surface laissée lors de la sortie n'est pas exactement l'empreinte de l'outil. Cela est d'ailleurs visible sur la surface obtenue en fond de trou. De la matière déformée subsiste et des interférences entre l'outil et cette matière sont générées au centre de l'outil avant l'entrée des arêtes de coupe. De plus, ces interférences n'empêcheraient pas la fragmentation du copeau.

Cette deuxième hypothèse expliquerait :

- la corrélation entre les configurations où le moment s'annule et les cas où le copeau fragmente,
- la différence entre la limite d'effort nul et la limite réelle de fragmentation du copeau et de moment nul
- la différence entre les limites d'effort nul obtenues pour les deux outils aux géométries différentes, qui génèreraient des phénomènes d'interférences distincts.

Afin de valider l'une ou l'autre de ces hypothèses, une analyse des actions mécaniques mesurées est réalisée, à travers le taux de coupe de chaque signal ( $F_z$ ,  $M_z$ ) qui représente le pourcentage de temps où le signal n'est pas nul.

La figure 2.17 présente une mesure d'effort axial et de moment lors d'un essai de perçage à une avance de  $0.2\text{mm/tr}$  et une amplitude de  $0.5\text{mm}$ . Il faut noter que les signaux d'effort et de moment sont mesurés de façon synchronisée. Il apparaît que l'effort axial augmente fortement avant la montée du signal du moment. Les deux signaux s'annulent en même temps, lors de la sortie matière. Par conséquent, le taux de coupe pour l'effort axial est supérieur au taux de coupe pour le moment. Sur la figure, la hauteur de coupe théorique est également tracée. Elle prend en compte une amplitude réduite de  $40\%$ , estimée à partir de l'analyse des fonds de trou précédente. Cette hauteur de coupe est simulée avec une fréquence d'oscillations de  $1.535\text{osc/tr}$ . Cette fréquence réelle des vibrations a été déterminée par une analyse fréquentielle (FFT) des signaux d'efforts mesurés. Un pic à  $48.1\text{Hz}$  se présente pour cet essai à une vitesse de rotation  $N$  de  $1880\text{tr/min}$ , équivalant à une fréquence de rotation de  $31.3\text{Hz}$ .

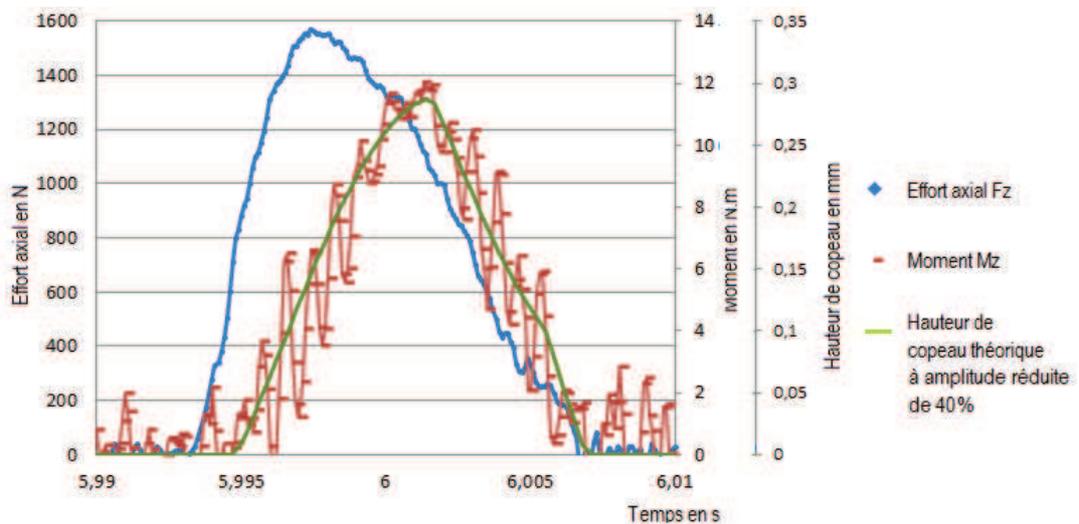


FIGURE 2.17 – Comparaison des taux de coupe théoriques et réels pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

La différence de taux de coupe entre le relevé d'effort et le moment indique que des phénomènes particuliers interviennent lors du perçage, phénomènes qui génèrent de l'effort axial sans générer de couple significatif à l'entrée matière. Il est également remarqué que la hauteur de coupe simulée présente un taux de coupe très proche de celui du moment. Or, il a été observé que la limite de moment nul (limite de taux de coupe sur le moment égal à 1) correspond à la limite de fragmentation réelle. Le modèle cinématique prend en compte une correction de l'amplitude apparente identifiée sur les surfaces de fond de trou, dans la zone des arêtes de coupe. Ainsi, le fait que le taux de coupe sur la hauteur de coupe soit proche du taux de coupe du moment semble indiquer que la fragmentation du copeau intervient lorsque les arêtes sortent de la matière. Cela confirmerait l'hypothèse émise en début

de chapitre (§2.1.1). De plus, l'augmentation importante de l'effort intervient alors que les arêtes de coupe seraient hors de la matière puisque la hauteur de coupe théorique et le moment sont nuls. La différence de taux de coupe du moment avec l'effort serait donc expliqué par la présence d'interférences dans la zone centrale.

Un corollaire de cette différence est que l'analyse du signal du moment ne prend pas en compte les interférences dans la zone centrale. Ainsi, le moment représente la coupe dans la zone des arêtes principales. Il est alors envisageable d'identifier expérimentalement le taux de réduction d'amplitude à partir de relevés de couple  $M_z$ . La prise en compte de cette amplitude apparente dans le modèle cinématique permet alors de simuler la limite de fragmentation du copeau.

Les taux de coupe de l'effort axial et du moment sont relevés pour les essais pour 7 amplitudes différentes [0.05 ; 0.15 ; 0.2 ; 0.25 ; 0.3 ; 0.4 ; 0.5 mm], pour une avance de 0.2 mm/tr (fig. 2.18). Ils sont comparés aux taux de coupe théoriques simulés sans prise en compte de la réduction d'amplitude.

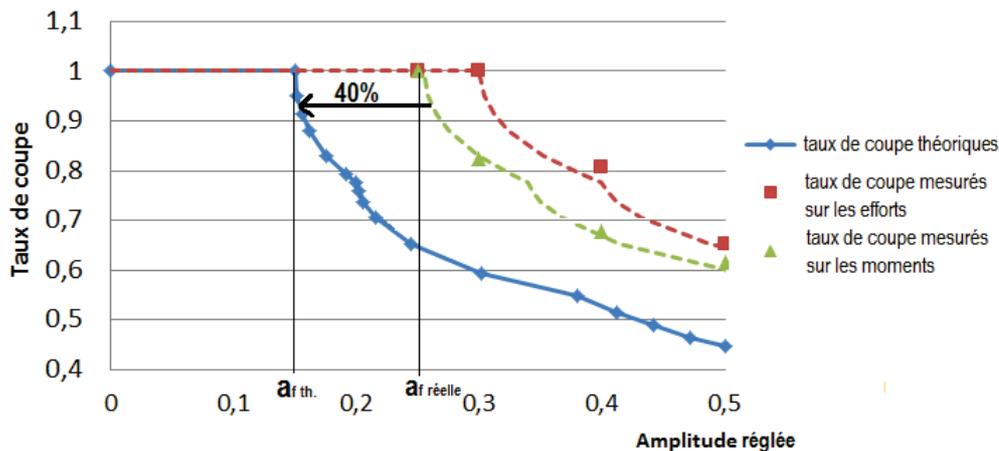


FIGURE 2.18 – Taux de coupe observés sur les efforts et moments mesurés en fonction de l'amplitude pour  $f=0,2\text{mm/tr}$

A partir des mesures du taux de coupe du moment, le modèle cinématique est modifié en intégrant une réduction de l'amplitude de façon à ce que le taux de coupe simulé passe par les points expérimentaux. Le taux de réduction d'amplitude, ainsi déterminé, est alors de 40%. Cette valeur confirme les résultats obtenus précédemment lors de l'analyse des surfaces en fond de trou et de la limite de fragmentation du copeau.

Il est également observé, sur ce graphe, la différence entre l'amplitude limite de fragmentation théorique, sans prise en compte d'une réduction d'amplitude ( $a_{f \text{ th.}}$ ), et l'amplitude de fragmentation réelle ( $a_{f \text{ réelle}}$ ) associée à la limite de moment nul. Pour une avance de 0.2 mm/tr, l'amplitude limite de fragmentation théorique est de 0.14 mm. L'amplitude de fragmentation réelle, équivalente à l'amplitude limite de moment nul, est de 0.25 mm. De la même façon, une limite d'effort nul peut être définie pour une amplitude de 0.3 mm.

Enfin, il apparaît que le taux de coupe de l'effort est supérieur au taux de coupe du moment dans des conditions données. L'hypothèse avancée est la présence d'interférences au centre de l'outil, avant l'entrée des arêtes dans la matière. La différence entre ces deux taux de coupe peut permettre d'évaluer la portion de temps d'action de ces interférences.

#### 2.2.1.4 Synthèse de l'identification indirecte de la cinématique apparente

L'observation de la forme des copeaux a montré que l'amplitude limite de fragmentation est nettement supérieure à celle simulée par le modèle cinématique initial. Il a été supposé que la cinématique réelle en bout d'outil lors du perçage est différente de la simulation théorique du fait d'une réduction de l'amplitude des oscillations lors du perçage.

Afin de confirmer et d'estimer avec une meilleure précision ce taux de réduction d'amplitude, les surfaces de fonds de trou obtenues lors d'essais de perçage interrompus sont analysées. Les profils étudiés sont extraits sur la zone des arêtes de coupe. Le taux de réduction d'amplitude est alors estimé à environ 40% dans la configuration de ces essais. Ces résultats ont été obtenus pour une vitesse de coupe réduite à 300tr/min.

Il est enfin recherché la confirmation de ces résultats avec les conditions de coupe initiales, par l'analyse des actions mécaniques générés lors du PAV. Les observations ont mené aux conclusions suivantes :

- les configurations où le moment revient à zéro correspondent aux cas où le copeau fragmente
- le taux de coupe observé sur le moment est équivalent à celui simulé en prenant en compte une réduction d'amplitude identifiée à partir des surfaces en fond de trou
- l'analyse des signaux de moment permet d'estimer la réduction d'amplitude, à un taux de 40% dans les conditions de cette étude.
- le taux de coupe de l'effort axial est supérieur à celui du moment : il existe des configurations proches de la limite de fragmentation où le copeau fragmente, le moment revient à zéro mais l'effort ne s'annule pas
- la montée du signal d'effort axial intervient avant la montée du signal de moment.

Sur ce dernier point, il est émis l'hypothèse que des interférences entre l'outil et la matière interviennent dans la zone centrale alors que les arêtes de coupe sont hors-matière. Ces interférences génèrent un effort axial important et un moment négligeable. Afin de valider cette hypothèse, des essais spécifiques sont mis en oeuvre.

#### 2.2.2 Mise en évidence des interférences de trajectoires

Dans le but de mettre en évidence les phénomènes d'interférence au centre de l'outil, des essais de PAV sur pions (de diamètre inférieur à celui de l'outil) et sur avant-trous (de diamètres identiques aux pions) ont été réalisés. Les essais sur pions permettent d'étudier les phénomènes intervenant dans

la zone centrale. Les essais sur avant-trous permettent de s'affranchir de l'influence de la zone centrale de l'outil.

Afin de déterminer les diamètres pertinents de pions et d'avant-trous, il a été choisi de se baser sur l'évaluation du diamètre d'indentation. A partir des travaux de Williams sur la zone d'indentation en perçage (§1.3.1), le rayon de la zone d'indentation a été estimé dans les conditions de cette étude. Il en ressort que celui-ci peut atteindre 2mm à l'amplitude théorique maximale disponible de 0.5mm et pour une avance  $f=0.2\text{mm/tr}$ . En considérant une réduction de l'amplitude de 40%, ce rayon serait réduit à une valeur de 1.5mm. En conséquence, deux diamètres ont été choisis pour réaliser les pions et avant-trous (fig.2.19). Le  $\text{Ø}2.7$  permet de réaliser des pions de rayon faible mais suffisant pour pouvoir être percés sans déformation du pion ou déviation de l'outil. Ce diamètre intègre en majorité l'influence de l'indentation dans la zone centrale. Le  $\text{Ø}4.14$  a été retenu car il permet de s'assurer de considérer l'ensemble de l'indentation avec un rayon supérieur à 2mm, et de l'exclure totalement sur les essais sur avant-trou.

Les essais sont réalisés sur le centre d'usinage DMG DMU50evo en conservant les conditions de coupe nominales de  $0.2\text{mm/tr}$  pour l'avance et  $1880\text{tr}/\text{min}$  de vitesse de rotation. Les amplitudes étudiées sont : 0.14 ; 0.2 ; 0.3 ; 0.4 et 0.5mm.

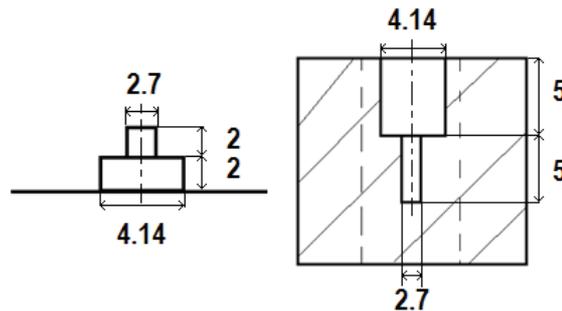


FIGURE 2.19 – Essais sur avant-trous et pions

Lors de ces essais, les efforts ont été relevés à l'aide d'un dynamomètre Kistler avec une fréquence d'échantillonnage de 10kHz. Le perçage est poursuivi jusqu'à être en pleine matière. Cela permet d'avoir sur une même mesure les efforts générés par une partie de l'outil et ceux générés en pleine matière. La figure suivante (fig.2.20) représente un exemple de relevés d'effort sur pion et sur avant-trou de  $\text{Ø}2.7$  avec une amplitude de 0.5mm.

Il apparaît que les taux de coupe observés sur les efforts sur avant-trous correspondent aux taux de coupe observés précédemment dans les mêmes conditions sur le moment lors du perçage pleine matière. En effet, il a été dit précédemment que le moment est représentatif de la coupe sur la zone des arêtes de coupe (§2.2.1). Les taux de coupe observés sur les efforts sur pions sont, par contre, variables avec le diamètre du pion.

Pour mettre en évidence les interférences de la zone centrale, les efforts sont ajoutés deux à deux (fig.2.21) : à chaque mesure d'effort sur pion d'un diamètre donné est ajoutée la mesure d'effort sur l'avant-trou de même dia-

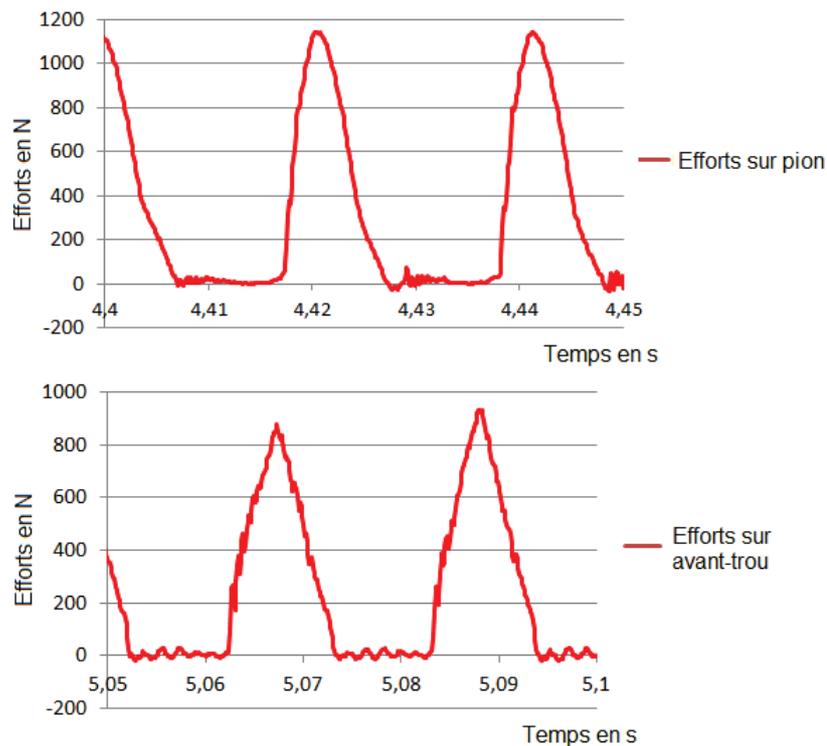


FIGURE 2.20 – Efforts mesurés lors du PAV de pion et avant-trou de  $\varnothing 2.7$  avec  $a=0.5$

mètre dans les mêmes conditions de coupe réglées. Ceci revient à faire une décomposition physique de l'action du foret en deux parties suivant le diamètre choisi [PRP<sup>+</sup>13]. Afin de les additionner, la superposition des deux mesures d'efforts est réalisée de telle sorte que la valeur maximale et le taux de coupe de l'effort total ainsi calculé correspondent à ceux de l'effort mesuré en pleine matière.

Quelques réserves sont émises concernant les amplitudes apparentes obtenues lors des essais sur pions et sur avant-trous. La comparaison de la somme des efforts sur avant-trous et pions donne de bons résultats et confirment une possible analyse par découpage physique [PRP<sup>+</sup>13]. Cependant, il est important de noter que les amplitudes réelles obtenues lors du PAV sur avant-trou et sur pion de même diamètre peuvent différer pour une même amplitude réglée. De plus, les deux essais étant obligatoirement réalisés séparément sur avant-trou et sur pion, leur synchronisation par comparaison de leur somme avec les efforts mesurés en pleine matière peut causer une erreur supplémentaire estimée entre 5 et 10% sur la mesure du décalage temporel.

Il apparaît, pour les deux diamètres testés, que la montée de l'effort axial mesuré sur pion se fait avant la montée du signal d'effort axial sur avant-trou (fig.2.21, repère 1). La zone centrale entrerait en contact avec la matière avant les arêtes de coupe du fait des interférences.

Par ailleurs, il apparaît également que l'effort généré, sur le pion de petit diamètre ( $\varnothing 2.7$ ), revient à zéro avant la sortie des arêtes de coupe (fig.2.21, repère 2). Cela s'explique par le fait que la zone centrale de l'outil n'est plus

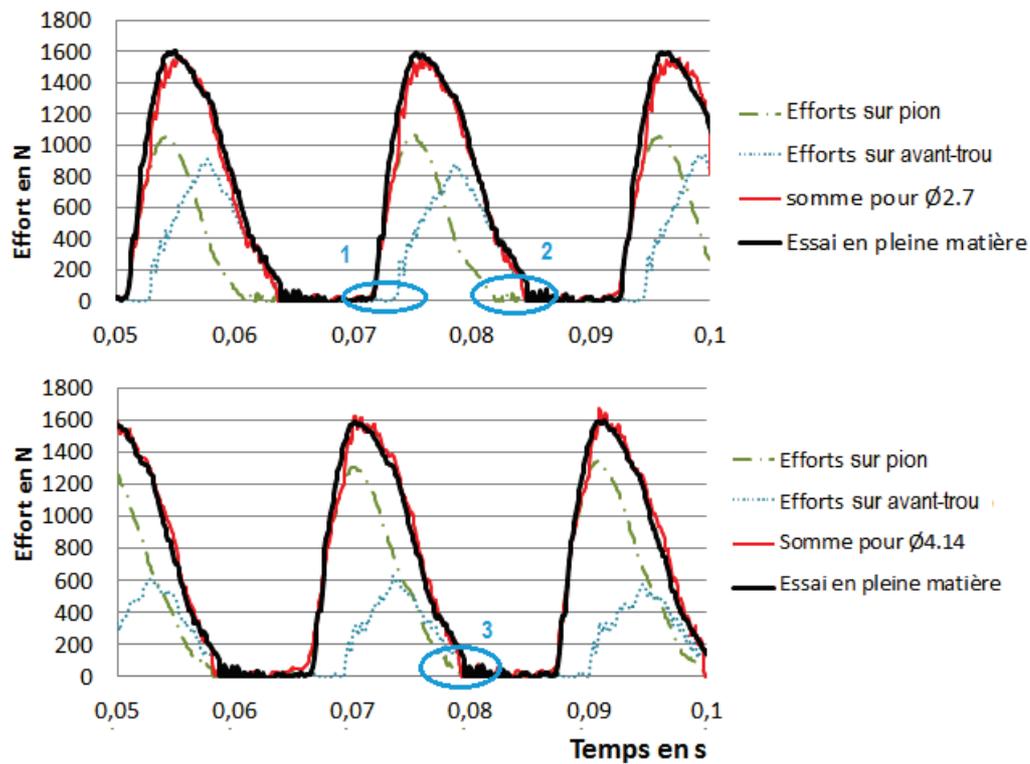


FIGURE 2.21 – Somme des efforts sur pion et sur avant-trou pour les diamètres  $\varnothing 2.7$  et  $\varnothing 4.14$ , et pour une amplitude  $a=0.5\text{mm}$

en contact avec la matière lors de la remontée d'outil. L'effort généré par la zone centrale s'annule plus tôt que l'effort total généré pour l'ensemble de l'outil. Cela n'est pas le cas pour le grand diamètre ( $\varnothing 4.14$ ), pour lequel les signaux d'efforts mesurés sur pion et sur avant-trou s'annulent au même moment (fig.2.21, repère 3). Dans ce cas, le taux de coupe de l'effort axial mesuré sur pion correspond à celui du foret en pleine matière. Cela valide le fait que ce diamètre  $\varnothing 4.14$  comprend l'intégralité de la zone concernée par les interférences.

Il est vérifié par ces résultats que des phénomènes d'interférence interviennent dans la zone centrale de l'outil. La présence de ces interférences explique le décalage entre la montée de l'effort axial et celle du moment, présentés précédemment (fig.2.17) : les interférences, dans la zone centrale, génèrent un effort axial important avant l'entrée des arêtes de coupe dans la matière.

Ceci permet également d'expliquer qu'il peut y avoir fragmentation du copeau sans que l'effort axial ne s'annule (§2.2.1.1), pour les configurations d'amplitudes comprises entre la limite de moment nul et la limite d'effort nul : dans ces configurations, les efforts générés par les arêtes de coupe ainsi que le moment reviennent à zéro. Cependant, l'effort axial total ne s'annule pas du fait que la zone centrale est en contact et génère un effort alors que les arêtes de coupe sont hors-matière.

La figure 2.22 montre les efforts mesurés sur pion, avant-trou et en pleine matière dans le cas limite d'effort nul, pour  $a=0.3\text{mm}$ . Il y est observé un taux de coupe sur avant-trou très inférieur à 1 (0.82) mais un taux de coupe de 1 sur pion et en plein matière du fait des phénomènes d'interférences. Cela confirme le fait que les arêtes de coupe sont hors-matière alors que la partie centrale génère un effort axial.

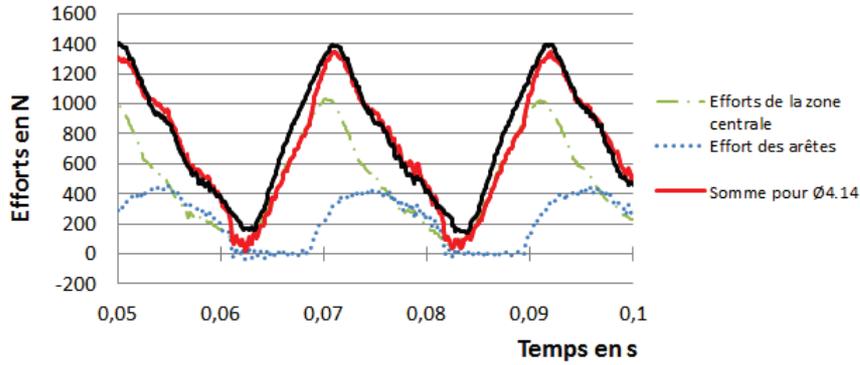


FIGURE 2.22 – Influence des interférences de la zone centrale sur le taux de coupe

### 2.3 CONCLUSIONS SUR LA MODÉLISATION CINÉMATIQUE

L'établissement du modèle cinématique est une étape nécessaire à la modélisation des efforts. A partir de ce modèle sont définies les trajectoires des passages de dents, la surface générée et la hauteur de coupe variable en PAV. Il a été noté, à partir de l'analyse du modèle cinématique, que la hauteur de coupe et la vitesse d'avance instantanée maximale augmentent avec l'amplitude des oscillations. De plus, ces deux grandeurs sont décorréliées dans le cas du PAV.

La cinématique théorique a déjà été étudiée dans la littérature. Il a été montré que des différences sont observées, notamment sur l'amplitude nécessaire à la fragmentation du copeau, très supérieure à la valeur théorique calculée à partir du modèle cinématique.

La comparaison du modèle cinématique théorique avec les observations indirectes sur la fragmentation du copeau, sur les surfaces en fond de trou et sur les actions mécaniques ont guidé vers l'intégration d'un terme correctif, représentant un taux de réduction de l'amplitude des oscillations  $\tau_r$ , dans le modèle cinématique (eq.2.11). Ce taux de réduction peut être évalué à partir des signaux de moment  $M_z$  recueillis à différentes amplitudes, en cas de coupe interrompue. Dans le cadre de cette étude il a été estimé à environ 40%.

$$Z_i(w) = -f.w + (1 - \tau_r) \cdot \frac{a}{2} \cdot \sin(\text{Osc} \cdot 2 \cdot \pi \cdot w - \frac{i}{Z} \cdot 2 \cdot \pi \cdot \text{Osc}) + i \cdot \frac{f}{Z} \quad (2.11)$$

L'intégration du taux de réduction d'amplitude dans le modèle cinématique implique une modification de la formulation de l'amplitude limite de

fragmentation  $a_f$  qualifiée de « à régler », sous-entendu sur le porte-outil vibratoire utilisé lors de cette étude (eq.2.12). L'amplitude de fragmentation à régler sur le porte-outil est alors supérieure à l'amplitude théorique de fragmentation, du fait de la réduction d'amplitude intervenant lors du perçage.

$$a_{f \text{ à régler}} = \frac{f}{Z \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot Q_{sc}}{Z}\right) \cdot (1 - \tau_r)} \quad (2.12)$$

Par ailleurs, l'étude des signaux d'effort axial et de moment mettent en exergue plusieurs conclusions :

- les configurations où le moment revient à zéro correspondent aux cas où le copeau fragmente
- le taux de coupe observé sur le moment est équivalent à celui simulé en prenant en compte une réduction d'amplitude identifiée à partir des surfaces en fond de trou
- l'analyse des signaux de moment permet d'estimer la réduction d'amplitude, à un taux de 40% dans les conditions de cette étude.
- le taux de coupe de l'effort axial est supérieur à celui du moment du fait des interférences intervenant au centre de l'outil

Les résultats des essais réalisés sur pions et avant-trous ont mis en évidence l'importance de ces phénomènes d'interférence dans la zone centrale de l'outil. Leur présence implique que le taux de coupe simulé sous-estime le taux de coupe de l'effort axial, malgré la réduction d'amplitude prise en compte. La modélisation de ces phénomènes d'interférence nécessite la modélisation des écoulements visco-plastiques de la matière dans la zone centrale de l'outil, modélisation impossible par une étude cinématique.

Les actions mécaniques ( $F_z$  et  $M_z$ ) sont modélisées à l'aide du modèle cinématique intégrant la réduction d'amplitude dans le chapitre suivant. Les interférences ne seront pas intégrées à la modélisation dans cette étude.



## MODÈLES D'EFFORT ET DE MOMENT



# 3

---

## MODÉLISATION DES ACTIONS MÉCANIQUES EN PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION

---

L'étude cinématique a déterminé que la vitesse de plongée maximale peut atteindre approximativement 5000mm/min pour l'amplitude maximale réglable sur le porte-outil. Or l'influence de ces variations importantes de la vitesse de plongée sur les différents phénomènes de coupe présents en perçage et les efforts générés est méconnue. Pour modéliser les efforts de coupe en fonction de la hauteur de coupe calculée par le modèle cinématique, le choix s'est porté sur l'identification des paramètres du modèle à partir des données obtenues en PC.

A partir des résultats des essais réalisés en PC, deux stratégies sont mises en place :

- l'établissement d'un modèle global d'effort axial. L'effort axial dépend de la hauteur de coupe uniquement. Ce modèle servira de référence pour évaluer les évolutions apportées par les différents modèles. La hauteur de coupe intégrée dans le modèle d'effort est calculée par le modèle cinématique, sans prendre en compte la réduction d'amplitude lors de cette première approche.
- l'établissement d'un modèle d'effort « à comportement local » basé sur les travaux de Guibert et al. [GPRC09]. La partie active de l'outil est découpée en plusieurs zones pour lesquelles les efforts axiaux générés sont modélisés. L'étendue des zones aux mécanismes de coupe différents et les efforts qu'elles génèrent dépendent de la hauteur de coupe et de la vitesse d'avance instantanée.

Les paramètres de ces modèles sont identifiés sur les mêmes données d'essais de PC. Les essais sont réalisés sur centre d'usinage DMG DMU50evo avec un outil hélicoïdal à deux lèvres Tivoly de  $\varnothing 12.7\text{mm}$ . Le matériau percé est un alliage d'aluminium 7010 (AA7010). Les conditions de coupe choisies sont une vitesse de coupe de 75m/min, soit  $N=1880\text{tr}/\text{min}$ , et des vitesses d'avances dans la plage de 0.025 à 1mm/tr {0.025 ; 0.05 ; 0.1 ; 0.2 ; ... ; 0.9 ; 1mm/tr}. Les efforts sont mesurés à l'aide d'une platine d'effort Kistler 9257B avec une fréquence d'échantillonnage à 10kHz, par le biais d'un module LABVIEW. Les signaux d'efforts présentés sont bruts et ne subissent aucun filtrage fréquentiel. Pour les essais réalisées aux avances supérieures à 0.5mm/tr, seule la pointe de l'outil pénètre dans la matière afin de réduire l'usure excessive de la partie active de l'outil et d'éviter une usure catastrophique.

Les modèles sont ensuite comparés aux mesures d'efforts en pleine matière lors du PAV du matériau AA7010. La vitesse de rotation de broche est conservée. Les essais sont réalisés sur la même machine avec un porte-outil vibratoire Mitis PG80-40 à 3 lobes (fréquence théorique d'oscillation de 1.5osc/tr). L'avance nominale est choisie à 0.2mm/tr et plusieurs amplitudes sont testées de 0.05mm à 0.5mm.

### 3.1 MODÈLE SEMI-EMPIRIQUE DE TYPE PUISSANCE

La première étude consiste à établir un modèle global de l'effort axial généré lors du PAV. Le modèle est de type semi-empirique avec une représentation de l'effort axial total en fonction de la hauteur de coupe. Il se formule de la façon suivante (eq.3.1) :

$$F_z = K * R_{outil} * h^q \quad (3.1)$$

Pour identifier les constantes du modèle, les efforts sont mesurés lors des essais en PC présentés précédemment pour une avance comprise entre 0.025 et 0.3mm/tr. L'effort est relevé sur le régime stable du signal d'effort et est ensuite reporté en fonction de la hauteur de coupe, équivalente à l'avance par dent. Les résultats de la régression (fig.3.1) donnent (eq.3.2) :

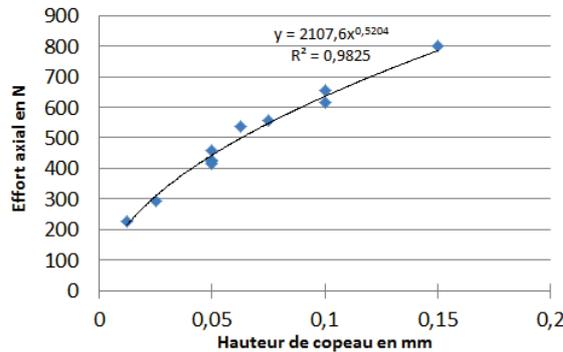


FIGURE 3.1 – Régression du modèle de type puissance sur les relevés d'efforts en PC

$$F_z = 331.9055 * R_{outil} * h^{0.5204} \quad (3.2)$$

Pour estimer ensuite les efforts axiaux en PAV, le modèle est appliqué à chaque position angulaire des dents de l'outil en calculant à chaque instant la hauteur de coupe à l'aide du modèle cinématique. La figure 3.2 représente l'application du modèle au PAV pour plusieurs couples de conditions avance-amplitude : f=0.1mm/tr et a=0.05mm (coupe continue), f=0.1mm/tr et a=0.3mm (cas limite d'effort axial Fz nul), f=0.2mm/tr et a=0.5mm (coupe interrompue).

Une première différence est observée sur les temps de coupe sous-estimés par le modèle. Cette sous-estimation du temps que l'outil passe dans la matière ne provient pas du modèle d'effort mais du modèle cinématique. Dans le chapitre 2, ces différences ont été expliquées par deux causes : une réduction de l'amplitude en pleine matière et des phénomènes d'interférence qui

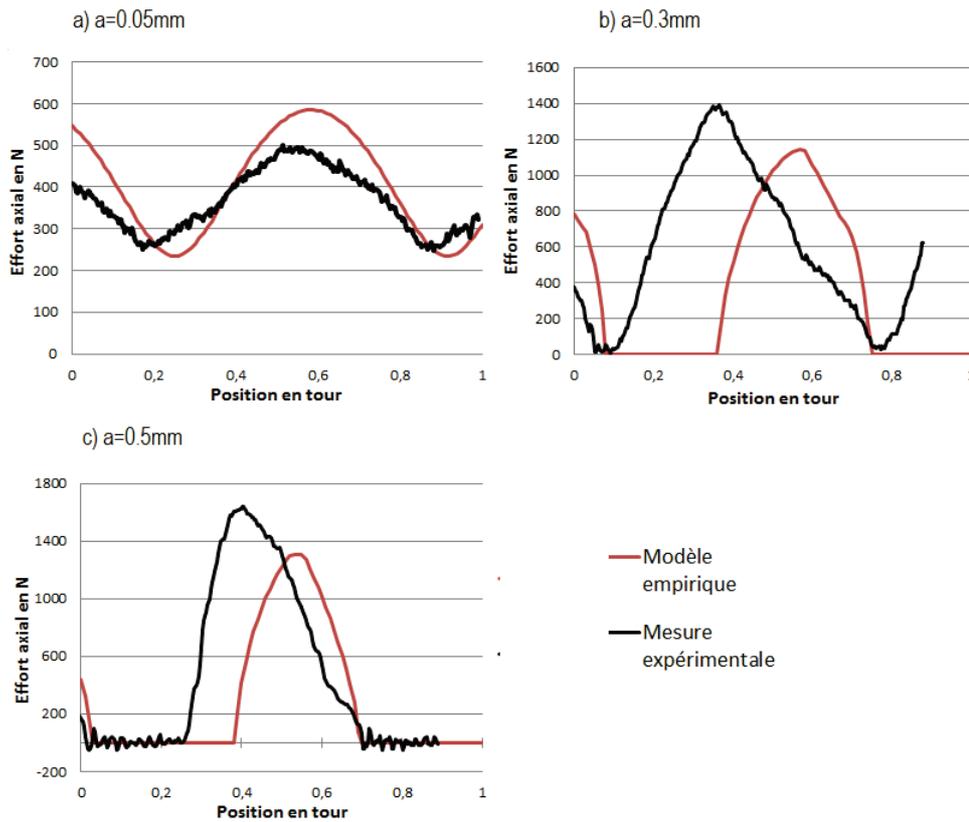


FIGURE 3.2 – Comparaison du modèle puissance avec les signaux d’effort axial mesurés en PAV pour trois amplitudes à a)  $f=0.1\text{mm/tr}$   $a=0.05\text{mm}$  b)  $f=0.2\text{mm/tr}$   $a=0.3\text{mm}$  c)  $f=0.2\text{mm/tr}$   $a=0.5\text{mm}$

augmentent le taux de coupe apparent. Les phénomènes d’interférences ne peuvent être considérés dans le modèle cinématique. Par contre, le modèle cinématique corrigé intègre le taux de réduction d’amplitude apparent. Son utilisation permettrait de corriger en partie l’écart de taux de coupe entre le modèle et l’effort mesuré. Mais cela aurait également pour effet une baisse de l’amplitude de l’effort simulé du fait de la baisse d’amplitude de variation de hauteur de coupe simulée.

Le modèle donne de meilleurs résultats à faibles amplitudes. Cela est compréhensible puisque la coupe reste d’autant plus proche du cas de PC que les phénomènes spécifiques de la coupe vibratoire sont faibles. Par contre, le modèle ne permet pas de représenter l’évolution particulière de l’effort axial en PAV pour de fortes amplitudes, et notamment au-delà de l’amplitude limite de fragmentation. Cela s’explique en partie par le fait qu’il ne permet pas de prendre en compte la présence des phénomènes d’interférence présents. Il est donc nécessaire d’établir un modèle plus évolué de la coupe en PAV.

### 3.2 PROBLÉMATIQUE DE MODÉLISATION DE L'EFFORT AXIAL

#### 3.2.1 Influence de la coupe vibratoire sur les phénomènes de coupe

Il a été vu que l'outil peut être découpé en trois zones dont les phénomènes d'enlèvement de matière sont différents : zone d'indentation, zone de intermédiaire/de coupe dégradée, zone de coupe des arêtes (§1.3.1). L'étendue de chacune des zones et les efforts qu'elles génèrent sont constants lors d'un PC. Au contraire, en PAV, les vitesses de plongée instantanées élevées amplifieront les phénomènes d'indentation et d'interférence, autant sur l'étendue des zones que sur les efforts générés par chacune.

La figure 3.3 montre la différence induite par les oscillations sur la vitesse de coupe effective, résultante des vitesses de coupe et d'avance instantanée : la direction de la vitesse effective est invariable dans le plan Pf en PC ; elle oscille en PAV.

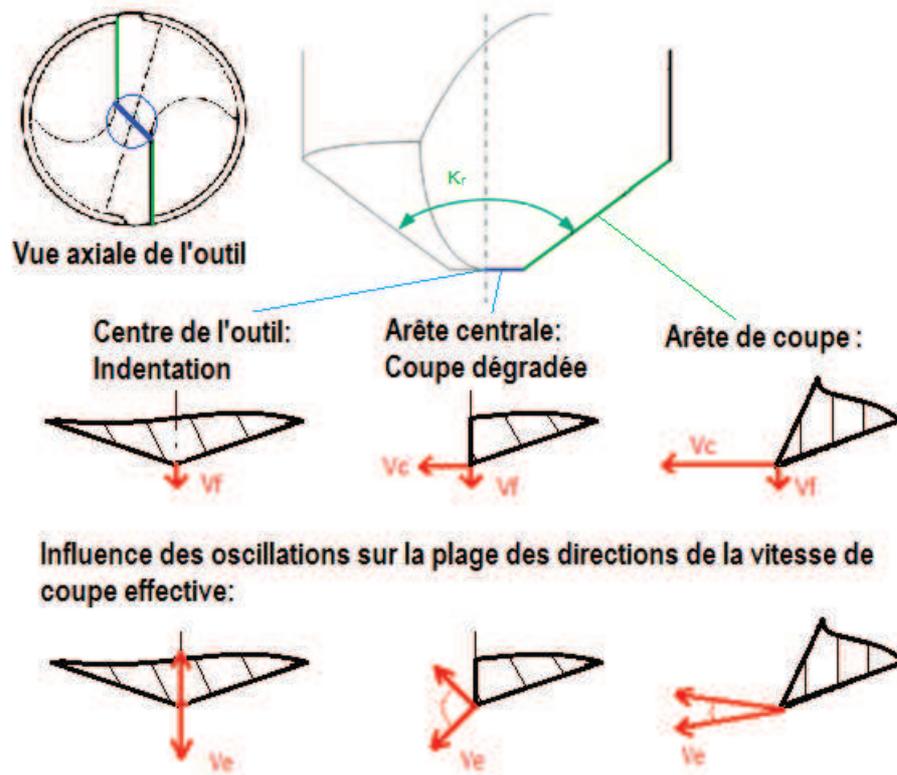


FIGURE 3.3 – Effets des oscillations sur la vitesse effective et sur les zones du foret

Pour observer l'influence de l'assistance vibratoire sur les efforts générés, ces derniers sont représentés en fonction des différents paramètres simulés par le modèle cinématique.

#### 3.2.2 Représentation de l'effort axial en fonction du temps

Les efforts axiaux, mesurés lors d'essais en PAV, sont représentés sur une oscillation d'outil et comparés à l'évolution de la hauteur de coupe théo-

rique (fig.3.4). Cette dernière est définie à partir de la modélisation cinématique modifiée des trajectoires, présentée au précédent chapitre. Un taux de réduction d'amplitude de 40% est pris en compte.

Pour représenter l'influence de l'amplitude, les amplitudes la plus faible et la plus élevée réglables sur le porte-outil vibratoire sont choisies, de 0.05 à 0.5mm. De plus, une amplitude intermédiaire de 0.3mm est choisie, correspondant à celle de la limite d'effort nul, différente de la limite de fragmentation du copeau.

Le signal d'effort et la hauteur de coupe théorique ont été synchronisés par rapport à la sortie matière à chaque prise de passe puisque les problèmes d'interférence interviennent lors de l'entrée dans la matière, comme cela a été montré précédemment (§2.2.2.2).

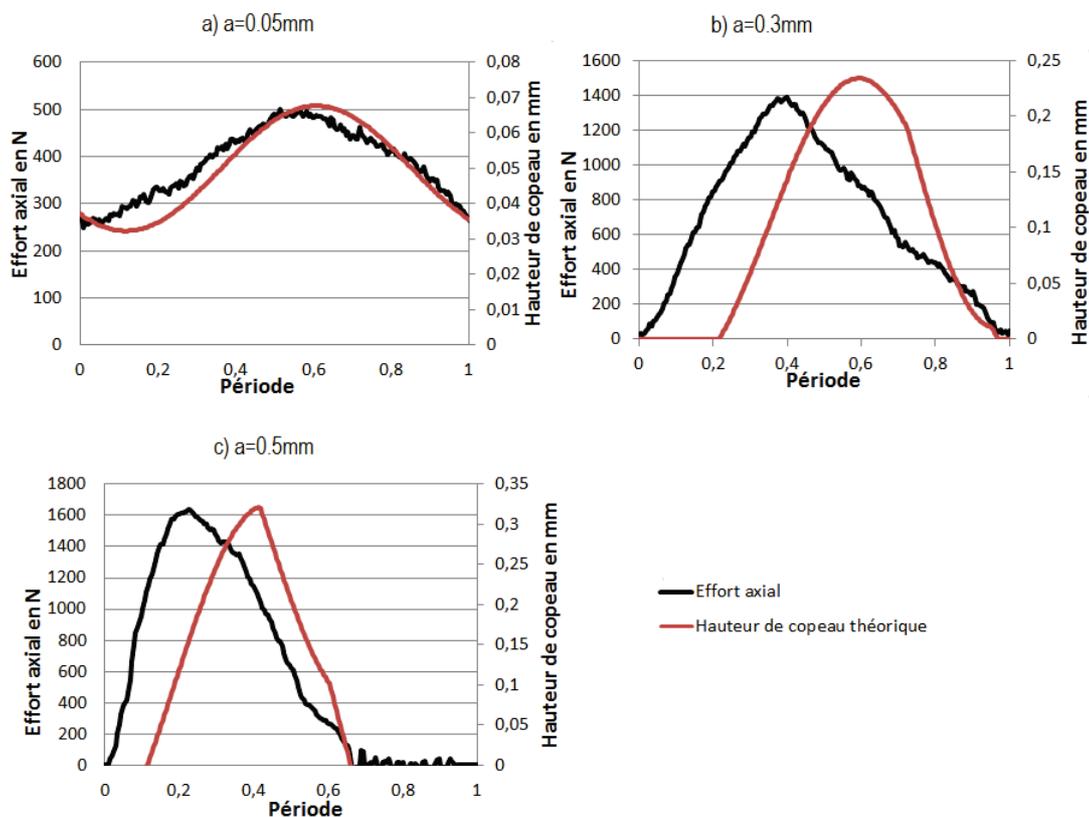


FIGURE 3.4 – Efforts et hauteur de coupe théorique pour a)  $f=0.1\text{mm/tr}$ ,  $a=0.05\text{mm}$   
b)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.3\text{mm}$  c)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.5\text{mm}$

Malgré la coupe continue et l'absence d'interférences, l'effort ne suit pas la même évolution que la hauteur de coupe à faible amplitude. Son augmentation est plus rapide que celle de la hauteur de coupe. De plus, le maximum d'effort ne correspond pas au maximum de hauteur de coupe. Aux fortes amplitudes, l'évolution de l'effort se modifie : l'effort subit une montée rapide qui correspond à la période de descente de l'outil aux fortes vitesses d'avances instantanées ; ensuite, l'effort diminue mais avec un profil particulier, présentant plusieurs changements de pente. En effet sur cette deuxième

partie de la prise de passe, la vitesse d'avance instantanée change de signe alors que la hauteur de coupe augmente et atteint plus tard son maximum. Ces deux points semblent avoir un impact important sur l'évolution de l'effort axial. Il est donc important d'expliquer l'évolution des mécanismes d'enlèvement de matière en fonction de ces paramètres.

Il est également observé que le taux de coupe simulé de la hauteur de coupe sous-estime celui de l'effort en cas de coupe interrompue ( $a > 0.25\text{mm}$ ), du fait des interférences.

### 3.2.3 Représentation de l'effort axial en fonction de la hauteur de coupe

Ayant synchronisé les signaux d'efforts avec les hauteurs de copeaux théoriques, l'effort axial peut être représenté en fonction de la hauteur de coupe (fig.3.5).

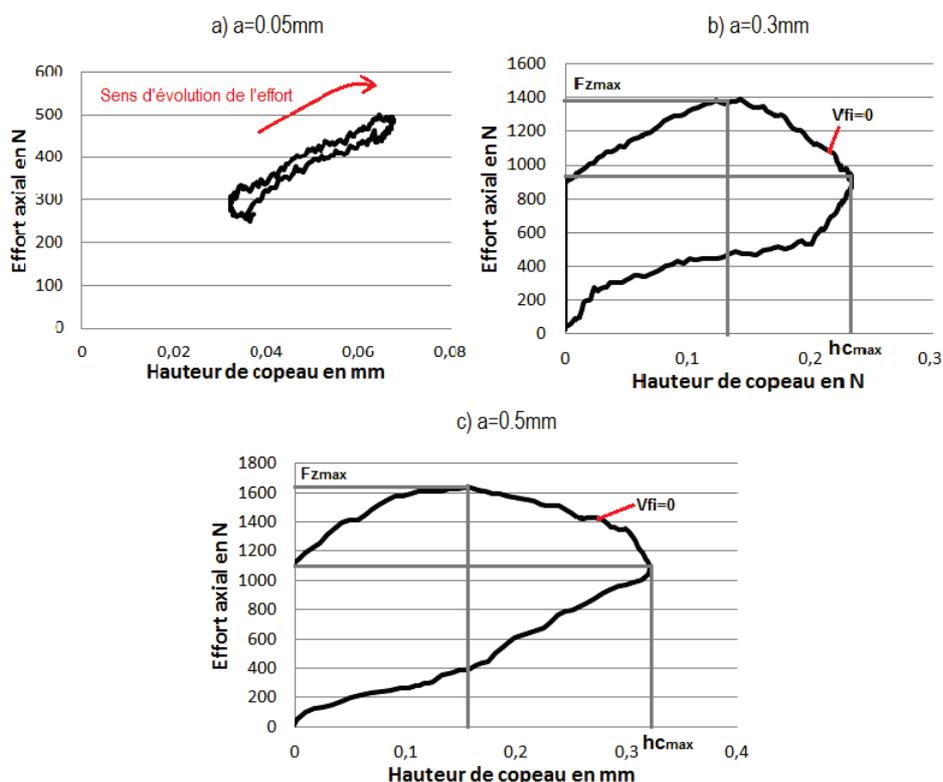


FIGURE 3.5 – Efforts en fonction de la hauteur de coupe théorique pour plusieurs amplitudes : a)  $f=0.1\text{mm/tr}$ ,  $a=0.05\text{mm}$  b)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.3\text{mm}$  c)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.5\text{mm}$

En PC, cette représentation aurait typiquement l'allure d'une loi linéaire ou de type puissance, définie à partir d'essais à plusieurs avances. Dans le cas du PAV, une non-linéarité est observée pour les faibles amplitudes. Pour les plus fortes amplitudes, cette évolution non-linéaire de l'effort est de plus en plus plus marquée : l'effort prend deux valeurs différentes pour une même hauteur de coupe donnée. Ces deux valeurs correspondent aux deux phases d'enlèvement de matière : descente de l'outil sur sa trajectoire

( $V_{fi} < 0$ ) et remontée ( $V_{fi} > 0$ ). La non-linéarité semble être liée au changement de signe de la vitesse d'avance instantanée. Le moment où la vitesse atteint une valeur nulle est notée. Puisque cette évolution ne semble pas être liée à un comportement matériau mais à l'intervention d'un autre paramètre (de vitesse), ce n'est pas une hystérésis.

Il apparaît que l'effort maximal atteint ne correspond ni à la hauteur de coupe maximale, ni à l'avance par dent moyenne  $fz=0.1\text{mm/tr}$ . La valeur de la hauteur de coupe pour laquelle l'effort atteint son maximum varie avec l'amplitude des vibrations.

Par cette représentation, le problème engendré par l'écart des taux de coupe est également visible ici aux amplitudes élevées : l'effort axial monte jusqu'à plusieurs centaines de newtons alors que la hauteur de coupe est théoriquement nulle, phénomène précédemment expliqué par la présence d'interférences au centre de l'outil. Comme il a été dit dans le chapitre précédent, les phénomènes d'interférence ne peuvent être représentés par le modèle cinématique des trajectoires sinusoïdales. Le modèle d'effort, appuyé sur le modèle cinématique, ne peut donc présenter les mêmes taux de coupe. De plus, cela devient impossible d'identifier un modèle d'effort en fonction de la hauteur de coupe, à partir de données de PAV : les efforts sont importants pour une hauteur de coupe nulle.

#### 3.2.4 Représentation de l'effort axial en fonction de la vitesse d'avance instantanée

Enfin, les efforts sont représentés en fonction de la vitesse d'avance instantanée  $V_{fi}$  afin de juger de son influence (fig.3.6). La hauteur de coupe est également reportée en fonction de  $V_{fi}$ .

La non-linéarité de l'évolution de l'effort axial est maintenant observée en fonction de la vitesse d'avance. Pour lire ce graphe, il faut suivre l'évolution de l'effort et de la hauteur de coupe dans le sens inverse des aiguilles d'une montre.

Les instants correspondants aux sorties matières ont été synchronisées et sont identiques pour la hauteur de coupe théorique et pour le signal d'effort. Concernant l'entrée de la matière, il peut être lu un instant d'entrée dans la matière théorique sur la courbe de la hauteur de coupe simulée. Selon les observations précédentes (§2.2), cet instant correspondrait à l'entrée dans la matière des arêtes de coupe. Il serait différent de l'instant d'entrée dans la matière expérimental lu sur le signal d'effort. Ce dernier est en avance dans le temps du fait du contact prématuré de la zone centrale de l'outil en interférence avec la matière. Ces interférences expliquent l'effort déjà important lors de l'entrée des arêtes dans la matière (fig.3.6, repère 3).

Aux faibles amplitudes, il y a toujours une relativement bonne corrélation entre la hauteur de coupe et l'effort axial mesuré. Ceci explique les remarques faites sur la figure 3.4 : les vitesses d'avance instantanées restent faibles ( $< 0.5\text{m/min}$ ) et ont peu d'influence sur les efforts. De plus, la coupe est continue et les phénomènes d'interférence sont moindres.

Par contre, aux amplitudes plus importantes, l'effort ne suit plus la même évolution que la hauteur de coupe. Les efforts axiaux sont fortement aug-

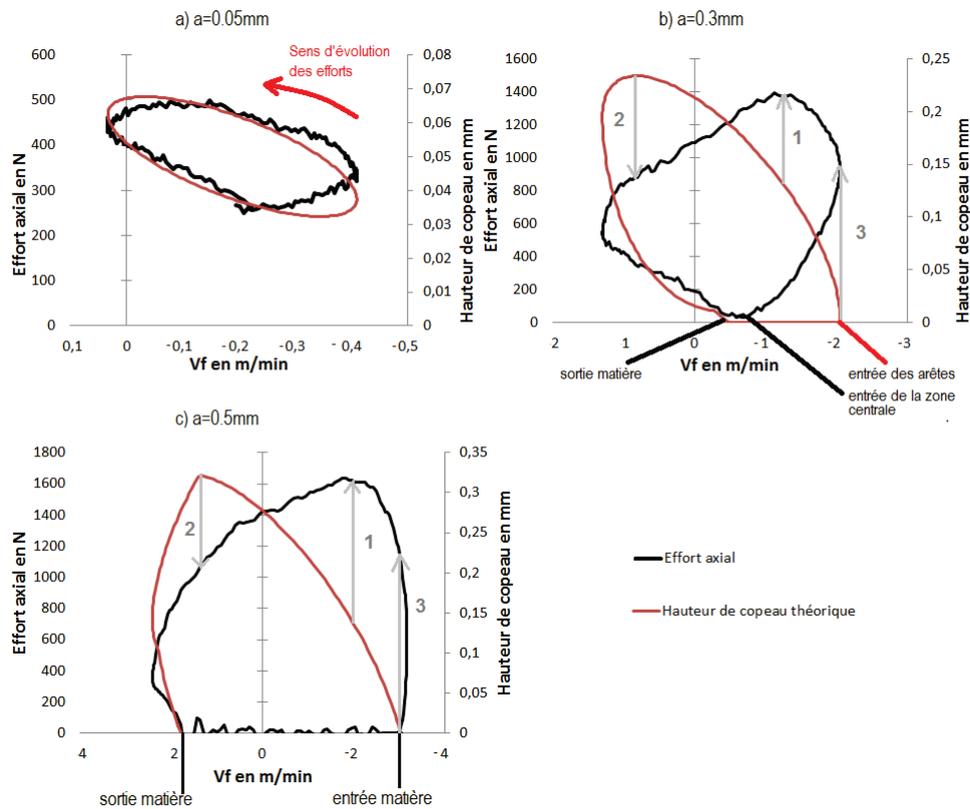


FIGURE 3.6 – Efforts et hauteur de coupe en fonction de la vitesse d'avance instantanée pour a)  $f=0.1\text{mm/tr}$ ,  $a=0.05\text{mm}$  b)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.3\text{mm}$  c)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.5\text{mm}$

mentés aux hautes vitesses d'avance négatives lors de l'entrée dans la matière (fig.3.6, repère 1). Au contraire, ils sont réduits sur les phases de remontée d'outil ( $V_{fi}>0$ ), même pour une hauteur de coupe importante (fig.3.6, repère 2). L'influence de la vitesse d'avance instantanée est alors notable.

Enfin, il est remarqué que l'effort axial maximum, qui ne correspond pas à la hauteur de coupe maximum (§3.2.3), ne correspond pas non plus à la vitesse de plongée maximale (fig.3.6, repère 1).

Il apparaît donc incohérent de créer un modèle d'effort appliqué au PAV basé sur un modèle d'action globale du foret qui ne dépend que de la hauteur de coupe. Un découpage du modèle est proposé afin de considérer les différentes zones de coupe et l'influence de la hauteur de coupe et de la vitesse d'avance instantanée sur chacune d'elles.

### 3.3 MODÈLE À COMPORTEMENT LOCAL D'EFFORT AXIAL

Le modèle développé par Guibert et al. [GPRC09], présenté dans l'état de l'art (§1.5.2.2), est choisi comme point de départ pour la modélisation de l'effort axial en PAV. Le modèle a été mis au point en vue d'une application au perçage assisté par vibration auto-entretenue. Son intérêt est un découpage

du foret en trois parties, auxquelles sont attribués des mécanismes de coupe différents (§1.3.1).

Pour identifier le modèle, autant en termes d'étendue de chaque zone que d'effort généré par celles-ci, la méthode du couple arête-matière [BBGF07] est utilisée. Elle consiste à étudier l'évolution de l'effort axial pour chaque portion d'arête, lors de l'entrée de la pointe dans la matière en PC. Il est ainsi possible d'attribuer un effort à un rayon engagé, ainsi que d'observer les variations brusques de l'effort, liés à des changements de mécanismes d'enlèvement de matière le long de l'arête.

Dans leur étude [GPRC09], la séparation de la zone des arêtes de coupe et de la zone intermédiaire est physique : elle correspond au passage de l'arête centrale à l'arête de coupe. Au centre de l'outil correspond un phénomène d'indentation et l'étendue concernée, de quelques dixièmes de mm, est fonction de la hauteur de coupe. Trois zones sont ainsi mises en évidence. Dans les travaux présents, l'observation des changements de pente sur le signal d'effort permet de dégager quatre zones différentes au lieu de trois, pour l'outil hélicoïdal  $\varnothing 12.7$  en question (fig.3.7).

La zone d'indentation 1 est identifiée après dérivation du signal d'effort, et la zone des arêtes de coupe 4 se limite du piquage au bec du foret. Une modification se fait au niveau de la zone intermédiaire découpée en deux zones distinctes 2 et 3. La zone dite de coupe nulle 3 apparaît comme générant très peu d'effort axial au niveau du piquage du foret. Ceci est à relier à l'angle de coupe  $\gamma_f$  de l'outil en main nul, de telle sorte que l'effort axial généré par la coupe dans cette zone est faible alors que les efforts tangentiels sont plus importants. La zone 2 de « coupe dégradée » mélange des phénomènes de talonnage, de coupe négative, et de reprise de la matière repoussée par l'indentation de la matière dans la zone centrale. Cette zone, de la même façon que la zone d'indentation, génère un effort important en comparaison de sa taille.

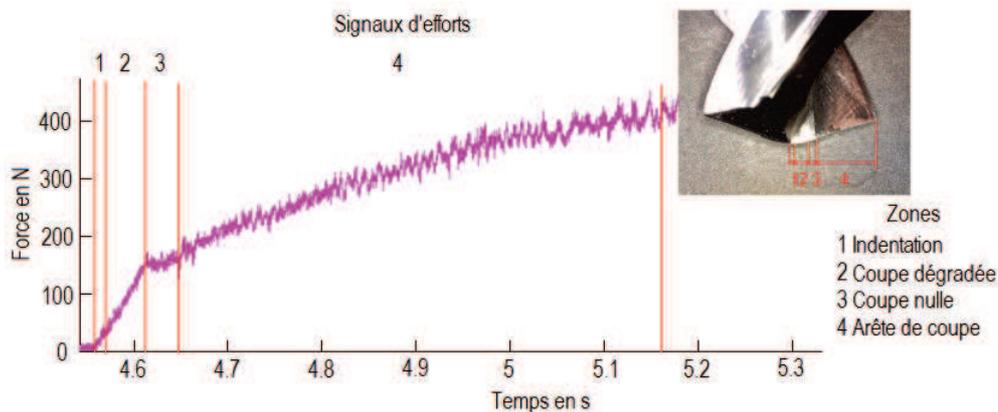


FIGURE 3.7 – Observation de l'effort axial lors de l'entrée de la pointe pour  $f=0.15\text{mm/tr}$

Les différentes zones étant définies en PC, il s'agit de déterminer comment celles-ci évoluent en PAV. Plusieurs hypothèses sont émises quant à l'apparition chronologique de chacune des zones (fig.3.8). Le graphique re-

présente plusieurs trajectoires successives pour une amplitude élevée, avec la trajectoire verte considérée comme la dernière à cet instant donné. Dans ces conditions d'avance et d'amplitude, l'outil sort de la matière la moitié du temps. Il y est également schématisé les durées d'intervention de chacun des phénomènes d'enlèvement de matière en fonction des hypothèses suivantes :

- zone d'indentation : Dans la première partie du passage de dent, l'outil entre dans la matière avec d'importantes vitesses d'avance instantanées. Les efforts seront importants et principalement engendrés par la zone centrale de l'outil.
- zone de coupe dégradée : Sur la deuxième partie de la trajectoire, l'outil remonte. L'hypothèse est que la zone d'indentation disparaît au profit de la zone de coupe dégradée. Une seconde hypothèse appuie l'idée d'une amplification des efforts générés par la zone de coupe dégradée : une partie de la matière indentée dans la zone centrale est repoussée vers cette zone.
- zone de coupe nulle : La zone de coupe nulle se rétrécit jusqu'à disparaître si la zone de coupe dégradée est trop importante. Elle n'apparaît qu'à la fin de chaque prise de passe, lorsque la zone de coupe dégradée se réduit. Cela sera expliqué par la suite.
- zone de coupe des arêtes : Les arêtes sont en prise tout au long de la coupe. L'étendue de la zone peut évoluer dans le temps si la coupe dégradée est présente sur les arêtes de coupe en début de prise de passe aux amplitudes importantes.

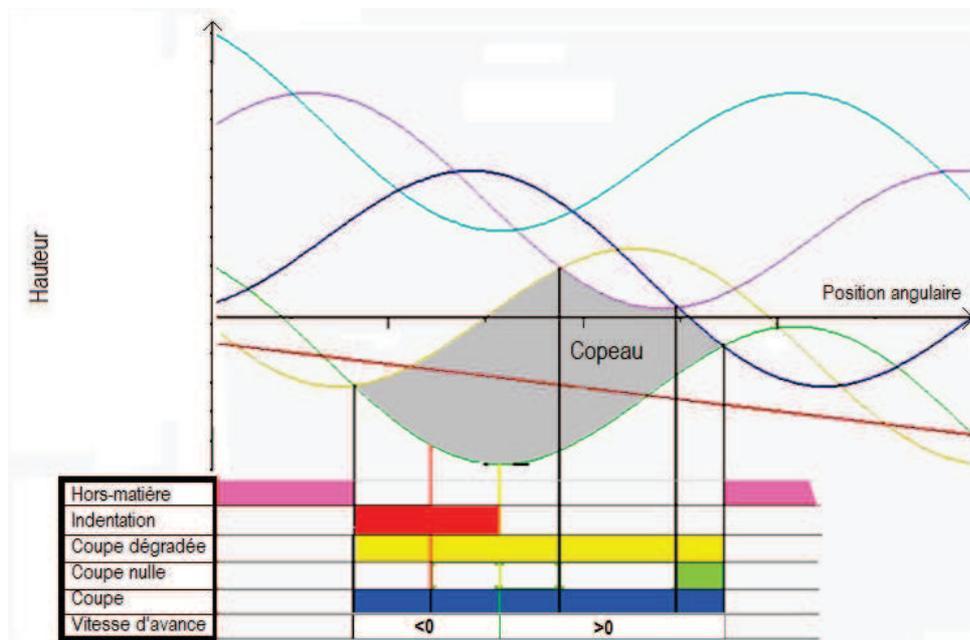


FIGURE 3.8 – Hypothèses sur l'apparition des zones

La somme de ces hypothèses impose des conditions particulières à mettre en place lors du calcul de l'étendue des zones, dont certaines dépendent de la vitesse d'avance instantanée, et d'autres de la hauteur de coupe.

### 3.3.1 Influence des conditions de coupe sur la définition des étendues des zones d'action du foret

Après avoir émis les hypothèses d'apparition chronologique de chacune des zones, leurs étendues spatiales sont précisément formulées en fonction des hauteurs de copeau et des vitesses d'avance instantanées. Les zones de coupe des arêtes et de coupe nulle (sur le piquage) ont leurs extrémités limitées physiquement par la géométrie d'outil. Leur taille dépendra de l'importance des phénomènes intervenant dans la zone centrale qui donneront la limite intérieure de ces zones. Il faut alors, en premier lieu, définir l'étendue des zones d'indentation et de coupe dégradée.

#### 3.3.1.1 Influence sur la zone d'indentation

La zone centrale, qui comprend la zone d'indentation, génère une grande partie de l'effort comparativement à sa taille : jusqu'à 40% de l'effort total pour les avances importantes selon [GPRC09]. La zone d'indentation est apparentée à un poinçon qui pénètre dans la matière. Plus la vitesse d'avance est importante en comparaison de la vitesse de coupe et en considérant la géométrie de l'outil, plus la zone d'indentation sera importante.

Williams et al [Wil70, Wil74] considèrent l'étendue de la zone d'indentation en fonction de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance, après observation des faciès d'usure en pointe d'outil. Dans leur contexte, elle est approximée par un disque de rayon  $R_{ind}$ , tel que la vitesse de coupe  $y$  est 5 fois supérieure à la vitesse d'avance. Cette définition est expérimentale et ne prend pas en compte la géométrie de l'outil. Guibert et al [GPRC09] définissent ce rayon expérimentalement en dérivant le signal d'effort axial mesuré lors de la pénétration de l'outil dans la matière.

Une troisième hypothèse est développée dans ces travaux. Il est assumé que le phénomène d'indentation est proche du phénomène de talonnage pour lequel la matière n'est pas coupée mais repoussée. Le talonnage est défini comme le contact de la face de dépouille avec la surface usinée. L'étendue de la zone de talonnage, circulaire par hypothèse, est définie par le rayon de talonnage  $R_{tal}$ . Elle dépend de la cinématique de coupe et de la géométrie de l'outil. Cinématiquement, il y a talonnage si l'angle  $\mu$  de la vitesse de coupe effective par rapport à la vitesse de coupe est supérieur à l'angle de dépouille de l'outil. Pour définir la zone de talonnage, il faut connaître ces deux angles.

L'angle de dépouille  $\alpha$  dépend du rayon considéré sur l'outil. Parmi les définitions possibles dans les différents plans de l'outil, l'angle de dépouille  $\alpha_f$  dans le plan de travail est choisi car le plan de travail  $P_f$  contient les vitesses de coupe, d'avance, et donc la vitesse effective. Il faut faire attention au fait que l'orientation du plan  $P_f$  change en fonction du rayon du fait de l'orientation des arêtes (fig.3.9). Une mesure par microscope optique à plan focal, présentée en annexe, est réalisée afin d'obtenir un nuage de points de la géométrie d'outil. Un post-traitement de ces données permet de retrouver l'angle de dépouille  $\alpha_f$  en fonction du rayon de l'outil (fig.3.10,a).

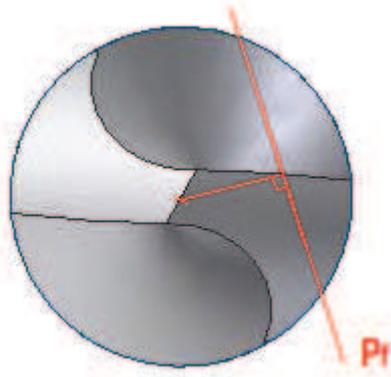


FIGURE 3.9 – Orientation du plan Pf au point considéré

Il est également nécessaire de définir l'angle de la vitesse effective  $\mu$  en fonction du rayon et de la vitesse d'avance instantanée  $V_{fi}$ . Sa valeur est calculée comme suit (eq.3.3) :

$$\tan(\mu) = \frac{-V_{fi}}{V_c} \Rightarrow \mu = \arctan\left(\frac{-V_{fi}}{V_c}\right) = \arctan\left(\frac{N * f_i}{N * 2\pi r}\right) = \arctan\left(\frac{f_i}{2\pi r}\right) \quad (3.3)$$

avec  $f_i$  avance par tour instantanée en mm/tr et  $r$  rayon du point considéré.

Puisque la vitesse d'avance varie dans le temps et que la vitesse de coupe varie avec le rayon, l'angle  $\mu$  recherché dépend du temps et du rayon. En fonction du rayon, il présente une évolution en  $\arctan(1/r)$  ou  $\arctan(-1/r)$  suivant le signe de la vitesse de plongée, c'est-à-dire l'angle  $\mu$  diminue rapidement avec le rayon. Les valeurs de l'angle  $\mu$  seront notées positives lorsque l'outil descend dans la matière. En fonction du temps ou de la position angulaire et pour un rayon donné, son évolution est périodique (fig.3.10,b).

En représentant l'angle de dépouille  $\alpha_f$  de l'outil considéré et l'angle  $\mu$  en fonction de la position angulaire et du rayon, une comparaison est faite (fig.3.10,c). La surface rouge représente l'évolution de l'angle de dépouille  $\alpha_f$ , constante dans le temps mais dépendante du rayon. La surface colorée représente l'évolution de l'angle  $\mu$  en fonction du rayon et de la position angulaire en PAV. Il y a talonnage lorsque l'angle  $\mu$  est supérieure à l'angle  $\alpha_f$ , soit quand la surface colorée est au-dessus de la surface rouge. L'écart entre ces deux surfaces est la différence des deux angles, soit l'angle de dépouille effectif  $\alpha_{fe}$ .

Il peut être noté que le talonnage peut être présent jusqu'à un rayon non négligeable, et de façon très variable dans le temps. Ceci justifie la nécessité de le prendre en compte dans les phénomènes de coupe. Ensuite, plus l'angle de dépouille effectif est important tout en étant négatif, plus le phénomène de talonnage sera accentué. Notamment, au centre de l'outil, l'angle de la vitesse de plongée tend vers  $90^\circ$ . La vitesse de coupe  $y$  est négligeable et la matière n'est pas coupée mais indentée.

Le rayon de talonnage, qui délimite la zone où la face de dépouille est en contact, est légèrement plus petit que le rayon d'indentation obtenu chez

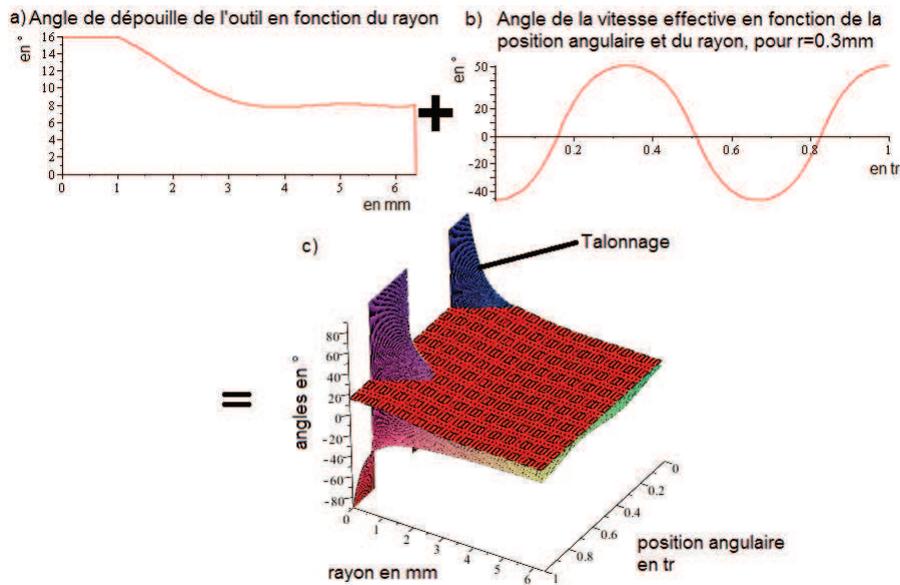


FIGURE 3.10 – Représentation visuelle de la zone de talonnage

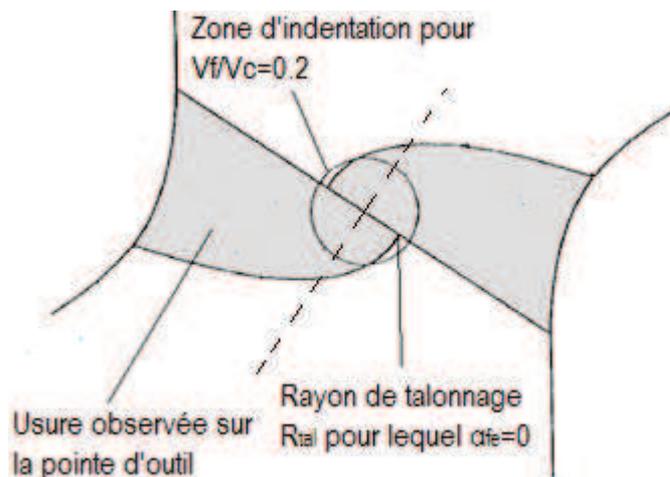


FIGURE 3.11 – Rayon de talonnage et zone d'indentation selon [Wil74]

Williams et al [Wil74] (fig.3.11). Cette comparaison peut être retrouvée à partir des formules car il est remarqué que le type de calcul est le même dans les deux cas :

— selon [Wil70], rayon tel que :

$$\frac{V_f}{V_c} = 0.2 \Rightarrow \tan(\mu) = \frac{V_f}{V_c} = 0.2 \quad (3.4)$$

— rayon de talonnage pour un angle de dépouille de  $16^\circ$  au centre de l'outil, rayon tel que :

$$\alpha_{fe} = 0 \Rightarrow \alpha_f - \mu = 0 \Rightarrow \tan(\mu) = \tan(\alpha_f) \Rightarrow \frac{V_f}{V_c} = 0.2867 \quad (3.5)$$

Puisque le rapport  $V_f/V_c$  est plus grand, la vitesse de coupe est plus faible dans le second cas si la vitesse d'avance considérée est la même. Ainsi, le

rayon pour  $\alpha_{fe}=0$  est plus faible que celui défini par Williams [Wil70], à conditions de coupe identiques ( $V_f$  et  $N$ ).

Ces résultats sont comparés à des résultats expérimentaux, obtenus suivant la méthode de dérivation du signal d'effort présentée par Guibert et al [GPRC09]. Les essais sont réalisés en PC sur centre d'usinage, avec un outil hélicoïdal  $\varnothing 12.7$ , à deux lèvres et amincissement d'âme. Son angle de dépouille a été mesuré après analyse d'une mesure au microscope optique. Les efforts sont mesurés lors de l'entrée de la pointe dans la matière, à l'aide d'une platine d'effort Kistler 9257B avec un signal échantillonné à 10kHz. Le matériau usiné est l'alliage d'aluminium 7010. Les conditions de coupe sont une vitesse de rotation de 1880tr/min et une vitesse d'avance allant de 47mm/min à 1880mm/min soit des avances de 0.025 à 1mm/tr. Pour les vitesses d'avances au-dessus de 564mm/min (soit 0.3mm/tr), seule l'entrée de la pointe est réalisée pour éviter une usure trop importante ou un bris d'outil. Les données sont relevées via une application LABVIEW et les résultats traités sous un environnement Matlab.

Pour cette analyse expérimentale, une dérivation numérique est réalisée sur les mesures d'efforts. Le rayon d'indentation est obtenu pour des vitesses allant jusqu'à 1880mm/min, soit une avance élevée de 1mm/tour. La régression d'une fonction de type puissance du rayon d'indentation est réalisée puis extrapolée sur la plage des avances de 0 à 4800mm/min. La figure 3.12 compare les rayons théoriques aux rayons obtenus par dérivation du signal d'effort.

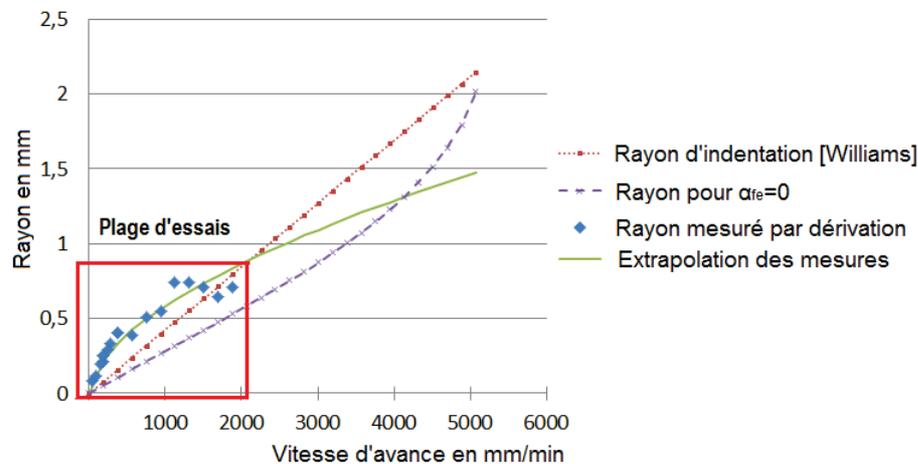


FIGURE 3.12 – Comparaison des rayons d'indentations

Les valeurs expérimentales du rayon d'indentation, obtenues par analyse de la dérivée des signaux d'efforts, sont reportées sur le graphe. Il apparaît que celles-ci sont plus importantes aux faibles avances, inférieures à 376mm/min soit 0.2mm/tr. Il est possible que ce rayon soit plus important aux faibles avances du fait d'un phénomène de copeau mini sur l'arête centrale. Ce phénomène, générant beaucoup de frottement, peut alors prolonger la montée brutale de l'effort et être pris en compte dans la dérivation du signal.

Par ailleurs, les essais se sont limités à 1880mm/min pour préserver les outils. Sans données à hautes vitesses d'avances, le modèle puissance est extrapolé jusqu'à 4800mm/min mais il s'éloigne des deux modèles théoriques. Sa validité au-delà de 1880mm/min peut être remise en cause.

La particularité du modèle de rayon d'indentation proposé est qu'il prend en compte la géométrie de l'outil et les conditions de coupe, en rapprochant les phénomènes de talonnage et d'indentation. Les résultats sont comparables aux précédents modèles et mesures expérimentales (fig.3.12). Sa détermination ne nécessite pas d'essais de perçage (contrairement au modèle de Williams [Wil70]) mais une mesure précise de la géométrie de l'outil.

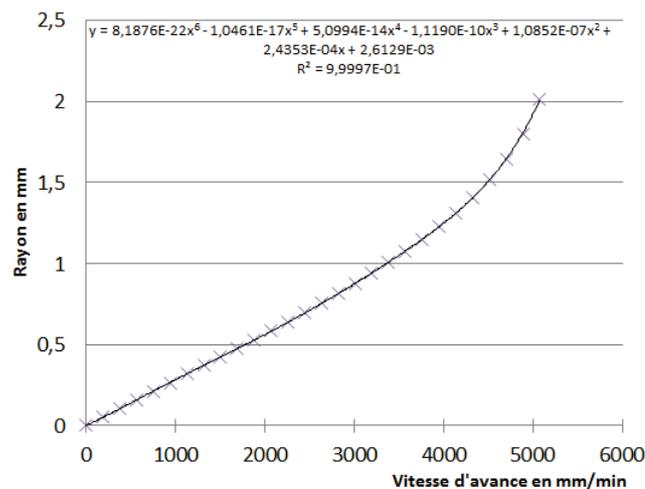


FIGURE 3.13 – Rayon d'indentation en fonction de la vitesse d'avance

Suite à l'extraction de la géométrie de l'outil, l'angle de dépouille en main est mesuré qu'en un nombre discret de points sur la partie active de l'outil (annaexe B). Le calcul de l'angle de dépouille effectif n'est effectué que sur ces points. Pour chaque vitesse d'avance, le point à partir duquel cet angle de dépouille effectif est nul permet de déterminer le rayon limite de talonnage pour chaque vitesse d'avance. Ainsi, le rayon de talonnage peut être tracé en fonction de la vitesse d'avance (fig.3.13). Une interpolation polynomiale des points obtenus est ensuite réalisée pour modéliser le rayon de la zone d'indentation (eq.3.6).

$$R_{ind}(V_{fi}) = R_{tal}(V_{fi}) = aV_{fi}^n + bV_{fi}^{n-1} + cV_{fi}^{n-2} + \dots + k \text{ ici } n = 6 \quad (3.6)$$

### 3.3.1.2 Influence sur la zone de coupe dégradée

En ce qui concerne l'étendue de la zone de coupe dégradée, le choix d'une expression en fonction de la hauteur de coupe ou de la vitesse d'avance est plus délicat. La décorrélation de ces deux paramètres en PAV donnent des résultats différents suivant le paramètre choisi. Le rayon est mesuré sur les signaux d'efforts axiaux lors de l'entrée de la pointe de l'outil, selon la méthode CAM [BBGF07]. L'étendue de la zone est représentée en fonction de ces deux paramètres (fig.3.14) par une fonction affine (eq.3.7).

De la même façon que pour le rayon d'indentation, ces modèles sont extrapolés jusqu'à 48mm/min alors que les essais ont été réalisés jusqu'à une vitesse d'avance de 1880mm/min. Le changement de pente sur le signal d'effort (fig.3.7) est observable jusqu'à des avances par dent de 0.4mm/dt (soit  $V_f=1504\text{mm/min}$ ). Les essais à hautes avances ont permis de vérifier que la zone peut s'étendre au-delà du piquage du foret, à un rayon de 1.55mm.

$$R_{cd} = K * h + r_{cd0} \text{ ou } R_{cd} = K * V_{fi} + r_{cd0} \quad (3.7)$$

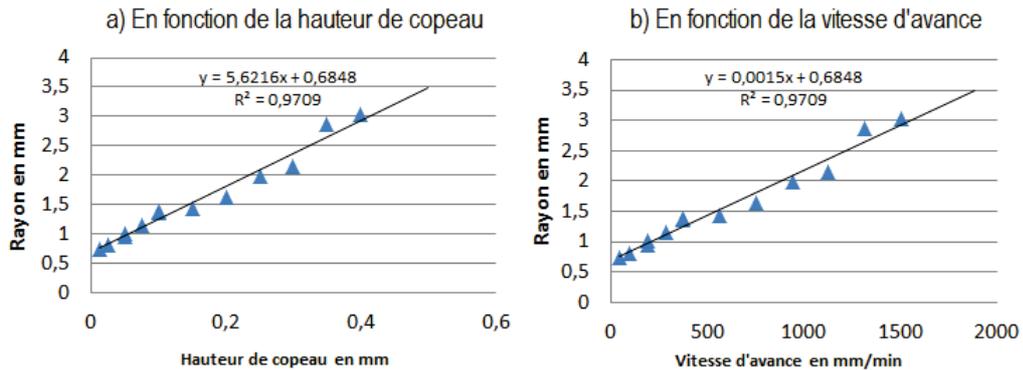


FIGURE 3.14 – Rayon de coupe dégradée en fonction de la hauteur de coupe et de la vitesse d'avance

Les deux modèles sont identiques au coefficient N près qui lie l'avance à la dent et la vitesse d'avance en PC. Du fait du déphasage entre la vitesse d'avance instantanée et la hauteur de coupe, les modèles d'étendue des zones ont des comportements différents, contrairement à l'application des modèles au PC. Ces comportements différents concernent dans un premier temps les zones d'indentation et de coupe dégradée. Pour aider au choix de la modélisation la plus adaptée du rayon de coupe dégradée, il est nécessaire de représenter l'évolution de cette zone en PAV. Pour illustrer le propos, l'évolution du rayon de la zone d'indentation est également tracé, même si le choix a déjà été fait de le modéliser en fonction de la vitesse d'avance instantanée. Le déphasage entre la vitesse d'avance et la hauteur de coupe permet de différencier chacune des deux représentations et de qualifier les différences qu'impliquent une modélisation en fonction de la hauteur de coupe et une modélisation en fonction de la vitesse d'avance instantanée.

Les étendues des zones d'indentation et de coupe dégradée sont représentées en fonction de la vitesse d'avance instantanée (fig.3.15) et de la hauteur de coupe (fig.3.16), dans le cas du PAV.

Représentées en fonction de la vitesse d'avance instantanée, les zones d'indentation et de coupe dégradée sont importantes dès l'entrée dans la matière. Pour le phénomène d'indentation, l'hypothèse a été qu'il est important aux hautes vitesses de plongée à l'entrée matière. La vitesse de plongée importante influe autant sur l'étendue de la zone que sur l'effort qu'elle génère. Au contraire, le phénomène est absent pour les vitesses d'avance nulle et positives : l'outil ne peut indenter la matière en phase de remontée. Or, si

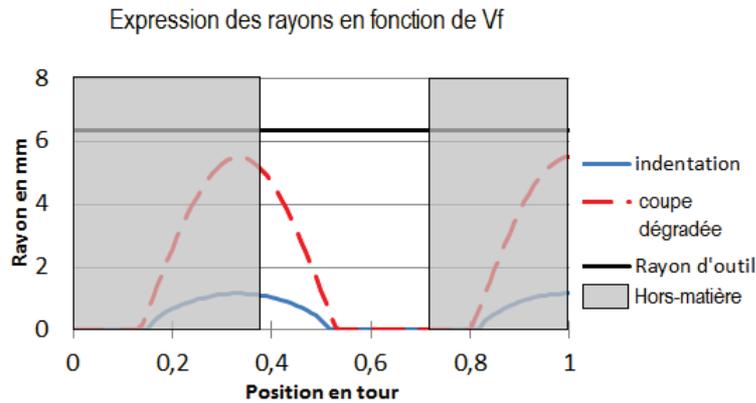


FIGURE 3.15 – Application de l'expression des rayons en fonction de la vitesse d'avance aux trajectoires oscillantes pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

l'outil reste en contact avec la matière dans cette zone, il a été supposé qu'un mode d'enlèvement de matière par coupe dégradée remplace le phénomène d'indentation. Cela confirme l'intérêt de modéliser le rayon d'indentation en fonction de la vitesse d'avance.

Par contre, cette représentation en fonction de la vitesse d'avance instantanée ne correspond pas pour la zone de coupe dégradée. Exprimée en fonction de la vitesse instantanée, la zone de coupe dégradée est exagérée à l'entrée matière pour concerner quasiment l'ensemble de l'outil. Ceci est en désaccord avec l'hypothèse que la vitesse d'avance instantanée a une influence négligeable sur la zone des arêtes de coupe car cette vitesse reste faible devant la vitesse de coupe.

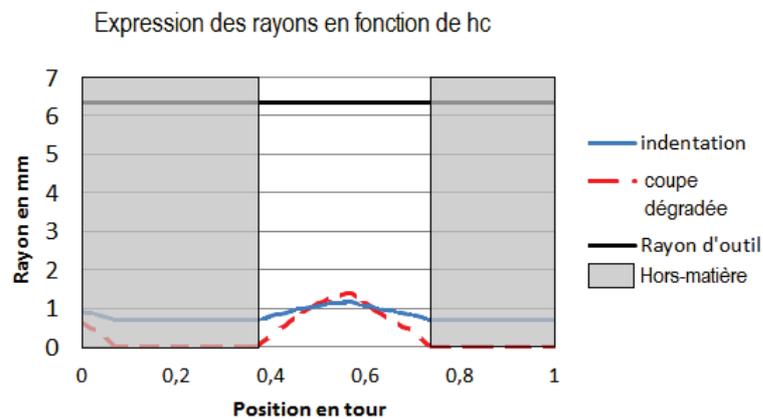


FIGURE 3.16 – Application de l'expression des rayons en fonction de la hauteur de coupe aux trajectoires oscillantes pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

Représentés en fonction de la hauteur de coupe, les phénomènes de la zone centrale sont présents le long de la totalité du passage de dent. La zone de coupe dégradée est limitée et plus faible si elle est représentée en fonction de la hauteur de coupe.

L'intérêt d'une formulation de l'étendue de la zone de coupe dégradée en fonction de la hauteur de coupe est qu'elle concerne l'intégralité du passage

de dent. Cela permet de représenter le remplacement d'un enlèvement de matière par indentation par un phénomène de coupe dégradée, dans la zone centrale lors de la remontée de l'outil.

Le choix se porte donc sur la représentation du rayon de coupe dégradée  $R_{cd}$  par une fonction affine de la hauteur de coupe (eq.3.8).

$$R_{cd} = K * h + r_{cd0} \quad (3.8)$$

L'identification des paramètres de ce modèle est réalisée à partir de données d'essais en PC. Les valeurs suivantes sont obtenues :  $K=0.0015$  et  $r_{cd0} = 0.6848$ .

### 3.3.1.3 Etendues des zones de coupe nulle et de coupe dégradée

Les zones de coupe nulle et de coupe des arêtes sont déduites de l'étendue de la zone de coupe dégradée, selon que cette dernière est inférieure ou supérieure au rayon de piquage du foret  $R_p$  de 1.55mm. Le rayon  $R_{outil}$  de l'outil concerné par cette modélisation est de 6.35mm.

— Si le rayon de la zone de coupe dégradée est inférieur au rayon de piquage du foret :

Le phénomène de coupe s'étend à toute l'arête de coupe, son étendue est limitée par le rayon de l'outil et le piquage (eq.3.9). Le rayon de la zone de coupe nulle est déduite de la différence entre le rayon du piquage et le rayon de la zone de coupe dégradée  $R_{cd}$  (eq.3.10).

$$R_c = R_{outil} - R_p \quad (3.9)$$

$$R_{cn} = R_p - R_{cd} \quad (3.10)$$

— Si le rayon de la zone de coupe dégradée est supérieur au rayon de piquage du foret :

La zone de coupe nulle disparaît puisque la zone de coupe dégradée est plus grande que la zone de piquage du foret (eq.3.12). La zone de coupe des arêtes est également réduite. Son rayon se déduit de la différence du rayon d'outil par le rayon de la zone de coupe dégradée (eq.3.11).

$$R_c = R_{outil} - R_{cd} \quad (3.11)$$

$$R_{cn} = 0 \quad (3.12)$$

### 3.3.1.4 Synthèse de l'évolution de l'étendue des zones dans le temps

Les hypothèses conservées pour chacune des zones sont résumées ici :

— l'étendue de la zone d'indentation dépend de la vitesse d'avance instantanée. Elle est donc d'autant plus importante que l'amplitude augmente et que la vitesse d'avance instantanée lors de l'entrée dans la matière augmente.

- lors des remontées d'outil, l'indentation est remplacée par le phénomène de coupe dégradée dans la zone centrale. Dans cette zone de coupe dégradée, il y a enlèvement de matière et formation de copeau mais les vitesses de coupe sont faibles et les angles de coupe défavorables. L'étendue de la zone de coupe dégradée est modélisée en fonction de la hauteur de coupe.
- les zones de coupe nulle et de coupe des arêtes sont déduites par différence du rayon de piquage ou du rayon d'outil avec la zone de coupe dégradée. La vitesse d'avance instantanée a peu d'influence sur ces zones.

La figure 3.17 montre une représentation des zones de coupe prenant en compte ces hypothèses. Les formulations des étendues des zones ont été déduites des essais en PC, de la même façon que les modèles d'efforts attribués à chacune.

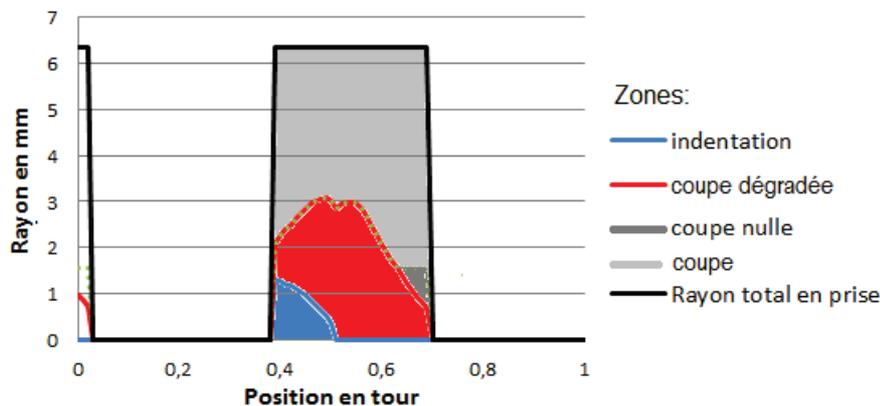


FIGURE 3.17 – Représentation des rayons des zones, simulés en PAV pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5$

Ces modélisations des zones d'enlèvement de matière permettent de représenter les points suivants :

- la zone d'indentation est importante lors de l'entrée dans la matière. Elle s'annule dans la deuxième partie de la prise de passe, pour laquelle la vitesse d'avance instantanée est positive et l'outil remonte sur sa trajectoire.
- la zone de coupe dégradée est très importante autour de l'intervalle de temps où elle remplace la zone d'indentation qui se réduit. L'enlèvement de matière se fait alors par un phénomène de coupe dégradée en lieu de l'indentation au centre de l'outil. Le phénomène de coupe dégradée est présent tout au long du passage de dent.
- la zone de coupe nulle apparaît en fin de prise de passe lorsque le phénomène de coupe dégradée est réduit et la zone est plus petite que le rayon de piquage du foret.
- la zone de coupe est réduite par la zone de coupe dégradée. Il a été vérifié que cette zone de coupe dégradée peut dépasser le rayon de piquage de l'outil aux hautes avances, en PC.

### 3.3.2 Modélisation des efforts axiaux générés pour chaque phénomène de coupe

A chaque zone identifiée précédemment correspond un phénomène de coupe particulier : indentation, coupe dégradée, coupe nulle et coupe des arêtes. Un modèle d'effort axial spécifique est mis en place pour chacune de ces zones. La cinématique de la coupe, dont les paramètres de hauteur de coupe et de vitesse d'avance instantanée, est déduite du modèle cinématique présenté au chapitre précédent, en considérant la réduction d'amplitude identifiée.

#### *Dans la zone de coupe*

Au niveau des arêtes de coupe, la vitesse de coupe est entre 20 et 200 fois supérieure à la vitesse d'avance. En PAV, la vitesse d'avance maximale atteinte est plus importante, ce qui réduit l'écart entre les deux vitesses. Pour l'amplitude la plus importante, de 0.5mm, cet écart est réduit à une vitesse de coupe entre 3 et 20 fois supérieure à la vitesse de plongée maximale. Malgré la réduction de cet écart relatif entre les vitesses de coupe et de plongée, il faut considérer que la vitesse de plongée oscille et prend même des valeurs positives.

Puisque la vitesse de coupe est très supérieure à la vitesse d'avance, il peut être considéré que les efforts générés par la zone des arêtes de coupe dépendent principalement de la hauteur de coupe. La formulation utilisée dans les travaux de Guibert et al. [GPRC09] est conservée. L'influence plus faible de la vitesse d'avance instantanée intervient à travers l'angle de coupe effectif.

L'arête est discrétisée en petites portions [GPRC09, PRP<sup>+</sup>13]. Sur chaque portion, la vitesse de coupe  $V_{ci}$  est considérée constante ainsi que l'angle de coupe  $\gamma_{fe}$ . L'effort axial est modélisé et calculé pour chaque portion d'arête (eq.3.13). L'effort axial total  $F_c$  engendré par les arêtes de coupe est calculé comme la somme des efforts produits par chaque portion d'arête. Il est supposé que, sur chaque portion d'arête, l'effort axial généré dépend de l'angle de coupe effectif local  $\gamma_{fe}$ , de la vitesse de coupe  $V_c$  locale, et de la hauteur de coupe. Chacun de ces trois paramètres est intégré dans le modèle.

L'effort axial généré par la portion d'arête  $i$ , et l'effort total généré par les arêtes s'écrivent (eq.3.13 et 3.14) :

$$\Delta F_{ci} = K_c * (1 - \sin(\gamma_{fe}))^d * V_{ci}^b * \Delta R_i * h^{qc} \quad (3.13)$$

$$F_c = \sum_i \Delta F_{ci} \quad (3.14)$$

Les paramètres du modèle sont identifiés à partir des données de PC effectués à différentes avances. La phase d'entrée de la pointe de l'outil dans la matière est considérée (méthode CAM), puisqu'elle représente une entrée progressive du rayon de l'outil. Les arêtes sont découpées en portions dont la longueur  $\Delta R_i$ , la vitesse moyenne  $V_{ci}$ , l'angle de coupe  $\gamma_{fe}$  sont connus. Les

efforts, mesurés en fonction du temps puis reportés en fonction du rayon engagé, sont associés à chaque portion. Connaissant les efforts pour plusieurs hauteurs de copeaux, les constantes  $[K_{c,d,b,q_c}]$  sont identifiées par régression des moindres carrés :

$$K_c=6196,842; d=-0.107; b=-1.035; q_c=0.3615.$$

*Dans la zone de coupe nulle*

La zone de coupe nulle est située dans la zone de piquage du foret. Elle est caractérisée par un angle de coupe  $\gamma_f$  de l'outil en main nul et génère peu d'effort. Simulée en PAV, cette zone disparaît souvent devant l'importance des zones centrales. Elle est conservée ici et le modèle est simple et global pour cette zone (eq.3.15).

$$F_{cn} = K_{cn} * \Delta R_{cn} * h^{q_{cn}} \quad (3.15)$$

L'identification des constantes  $K_{cn}$  et  $q_{cn}$  du modèle est faite, à partir des essais en PC, en corrélant l'effort total généré par la zone à la hauteur de coupe correspondant à l'essai considéré :

$$K_{cn}=2603.9\text{N}/\text{mm}^2; q_{cn}=1.125.$$

*Dans la zone intermédiaire/de coupe dégradée*

L'étendue de la zone évolue fortement avec la hauteur de coupe en PC. Il a été choisi de mettre en place un modèle global de l'effort généré par la zone de coupe dégradée. Un terme prenant en compte la vitesse d'avance instantanée est ajouté. Le choix se porte sur la même formulation que pour la zone de coupe, à travers l'évolution de l'angle de coupe effectif  $\gamma_{fe}$  (eq.3.16). L'angle de coupe effectif choisi est l'angle moyen sur toute la zone intermédiaire.

$$F_{cd} = K_{cd} * \Delta R_{cd} * (1 - \sin(\gamma_{fe\_moyen}))^{d_{cd}} * h^{q_{cd}} \quad (3.16)$$

Pour identifier les coefficients du modèle, il faut définir dans un premier temps précisément l'étendue et la position de la zone de coupe dégradée. Ensuite, l'angle de coupe en travail moyen est calculé pour la zone précise et pour l'avance considérée. Enfin, à partir des efforts de coupe dégradée ainsi identifiés en PC pour différentes avances, une régression est réalisée pour déterminer les constantes  $[K_{cd},d_{cd},q_{cd}]$  :

$$K_{cd}=405.411; q_{cd}=0.485; d_{cd}=-2.535.$$

*Dans la zone d'indentation*

Une fois le rayon d'indentation déterminé, le modèle d'effort d'indentation peut prendre deux formes, suivant qu'une section de copeau orthogonale à la vitesse de coupe ou une zone d'indentation orthogonale à la vitesse d'avance est considérée. Dans le premier cas, un coefficient spécifique de coupe est déterminé et l'effort dépend de la hauteur de coupe

[Bon11, GPRC09]. Dans le second cas, une pression spécifique d'indentation dépendant de la vitesse d'avance est déterminée [Wil74]. Les deux modèles donneront toutefois rigoureusement les mêmes résultats dans le cas du PC, puisque la hauteur de coupe et la vitesse d'avance sont proportionnelles.

Cependant, il est difficilement justifiable de définir une hauteur ou une section de copeau pour le phénomène d'indentation, pour laquelle la notion de copeau est virtuelle. Ainsi, en considérant que c'est un phénomène de déformation qui entre en jeu et non un phénomène de coupe avec formation de copeau, la solution d'une surface orthogonale à la vitesse d'avance est choisie. Dans ce sens, un modèle par éléments finis du phénomène d'indentation est réalisé afin de confirmer l'hypothèse de modélisation avec une section indentée et un coefficient spécifique dépendant de la vitesse de pénétration.

Le but du modèle par éléments finis est la spécification d'un modèle d'effort adapté au phénomène d'indentation. Le modèle, sous abaqus/explicit, suit les conseils de Kermouche et al [KLB05, KLB08], présentés dans le paragraphe suivant. Son modèle est, à la base, dédié à la représentation du procédé de nano-indentation. Cependant, le but n'est pas de reproduire parfaitement le comportement visco-plastique du matériau afin d'obtenir en sortie du modèle un effort précis. Seule la forme du modèle d'effort en fonction des principaux paramètres est recherchée, afin de vérifier la pertinence du modèle proposé. Le modèle sera ensuite identifié par des essais de perçage.

Le modèle est axisymétrique : des indenteurs coniques et hémisphériques sont choisis pour définir l'influence de la géométrie de la pointe de l'outil. L'indenteur est infiniment rigide alors que le matériau indenté est représenté par une loi pseudo-viscoplastique de Johnson-Cook, largement utilisée par la communauté scientifique. Les paramètres pris sont les suivants ( $A=496$   $B=225$   $n=0.35$ ) utilisés dans les travaux pédagogiques de l'université d'Altaïr. Le contact entre l'indenteur et la pièce est sans frottement : Williams et al [Wil70, Wil74] expliquent que les efforts tangentiels sont négligeables en comparaison des efforts normaux. Le maillage est fin proche de la zone indentée. La pièce est large afin de représenter un solide semi-infini. Enfin, le chargement se fait sur l'indenteur avec une vitesse constante. Dans l'impossibilité de mesurer l'effort total sur la pièce, il est calculé sur l'indenteur et est négatif.

Cinq indenteurs coniques sont considérés pour étudier l'influence de la géométrie de la pointe. Les angles de pointe sont choisis tous les  $18^\circ$  de  $72^\circ$  à  $144^\circ$ .  $144^\circ$  est un angle de pointe typique et correspond à celui de l'outil utilisé tout au long de l'étude. Les avances étudiées vont de  $0.83\text{mm/s}$  à  $833.33\text{mm/s}$ , ce qui correspond à des vitesses de  $50$  à  $25000\text{mm/min}$ . Les vitesses d'avance instantanées peuvent atteindre environ  $5000\text{mm/min}$  en PAV, une plage plus large des vitesses est étudiée pour confirmer l'effet de cette dernière aux hautes avances. Un indenteur hémisphérique est aussi étudié : l'équivalent d'un angle de pointe est défini en fonction du rayon engagé, ce qui permet d'étudier une géométrie différente.

Les paramètres géométriques suivants (fig.3.18) sont étudiés en combinaison de la vitesse d'avance :

- le rayon engagé  $r$
- la surface en contact  $S$
- la surface en contact projetée  $S_p$
- la profondeur indentée  $p$
- le volume indenté  $V$
- l'angle de pointe  $2 \cdot K_r$

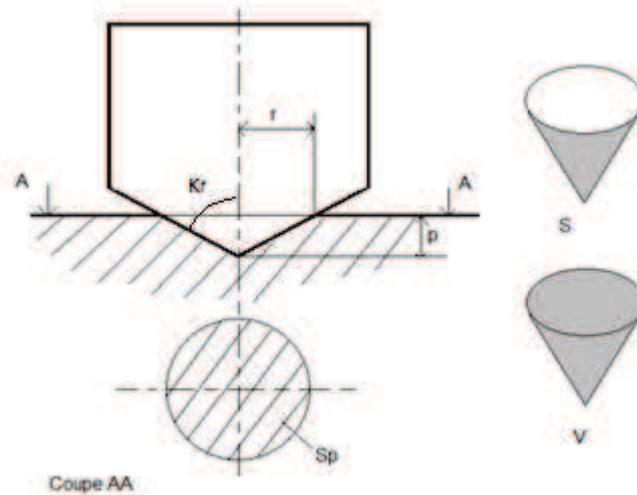


FIGURE 3.18 – Paramètres géométriques étudiés

La figure 3.19 représente un exemple de simulation de l'effort d'indentation. Deux étapes sont distinctes : la première est la pénétration de la partie conique de l'indenteur alors que la seconde partie correspond à la pénétration de la partie cylindrique. Dans la seconde partie du résultat, une augmentation de l'effort est observée alors que les paramètres surfaciques choisis sont constants. Elle est due à l'augmentation du volume indenté, et donc du volume de matière déformée.

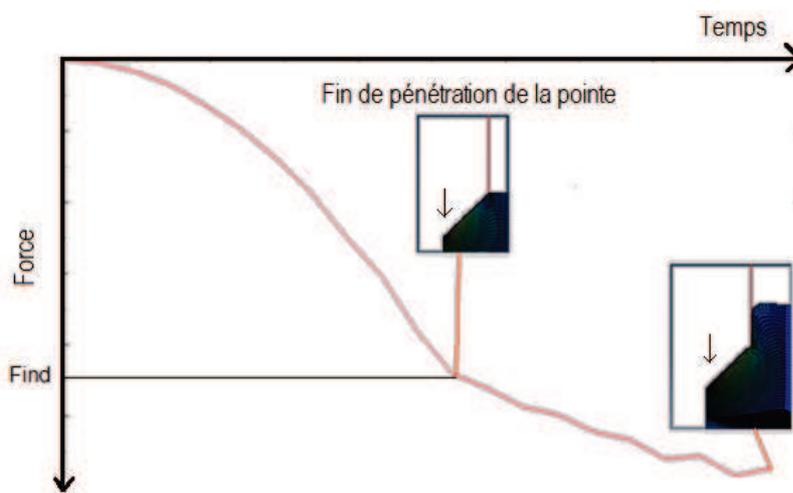


FIGURE 3.19 – Exemple de calcul d'effort axial lors de la pénétration de l'indenteur

Dans cette étude, seul l'effort lors de la pénétration de la partie conique est considéré. Cela permet de comparer les résultats au regard des paramètres surfaciques observés. De plus, la comparaison peut être faite avec l'opération de perçage pour laquelle, au fur et à mesure des tours d'outils, la matière à l'extérieure de la zone indentée est par définition coupée et forme le copeau. Ainsi, la première partie de la courbe est plus représentative de l'indentation lors du perçage.

La figure 3.20 montre l'évolution de l'effort en fonction des différents paramètres pour un indenteur conique d'angle de pointe  $108^\circ$  se déplaçant à  $5000\text{mm}/\text{min}$ . L'effort présente la même évolution pour la profondeur indentée  $p$  et le rayon engagé d'un côté, puis pour les deux paramètres de surfaces. Ceci est normal puisqu'ils sont deux à deux liés par l'angle de pointe qui est constant. Il est aussi noté que l'effort semble directement proportionnel aux surfaces projetée  $S_p$  et en contact  $S$ . Ces deux paramètres pourraient être intéressants pour l'analyse et la définition d'un type de modèle.

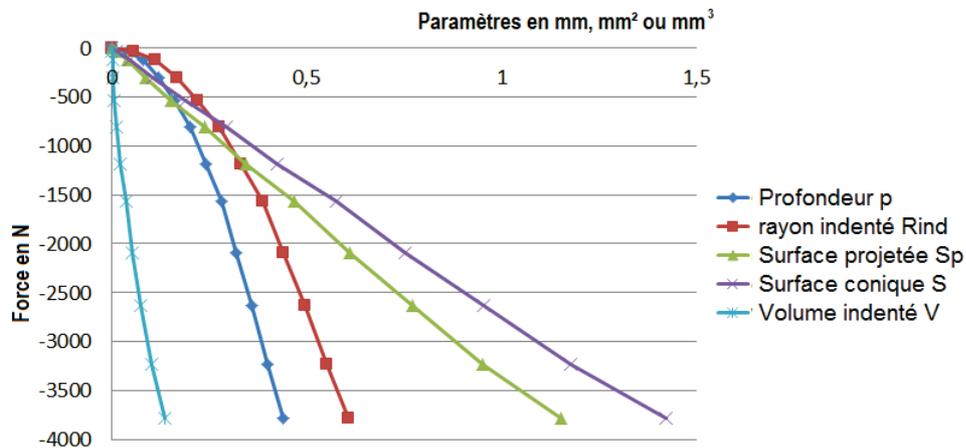


FIGURE 3.20 – Effort axial en fonction des paramètres pour un indenteur conique avec  $2 \cdot \alpha = 108^\circ$  à  $5000\text{mm}/\text{min}$

Une analyse identique est réalisée pour l'indenteur hémisphérique (fig.3.21) à la vitesse de  $5000\text{mm}/\text{min}$ . La différence avec l'indenteur conique est que l'angle de pointe apparent, s'il peut être défini, varie avec le rayon de  $180^\circ$  au centre à  $90^\circ$  à l'extérieur. Cela a pour conséquence que l'effort ne garde pas la même évolution que pour l'indenteur conique, lorsqu'il est observé en fonction de la surface en contact  $S$ , la profondeur  $p$  et, dans une moindre mesure, le volume indenté  $V$ . L'évolution en fonction du rayon engagé  $r$  et en fonction de la surface projetée  $S_p$  restent identiques. De plus, l'effort garde sa proportionnalité avec la surface projetée  $S_p$ .

Puisque l'effort est proportionnel à la surface projetée  $S_p$  pour des indenteurs aux géométries différentes et pour toutes les vitesses, celle-ci est choisie pour établir la base d'un modèle d'indentation linéaire avec un coefficient spécifique d'indentation  $K_{ind}$  (eq.3.17).

$$F_{ind} = K_{ind} * S_p \quad (3.17)$$

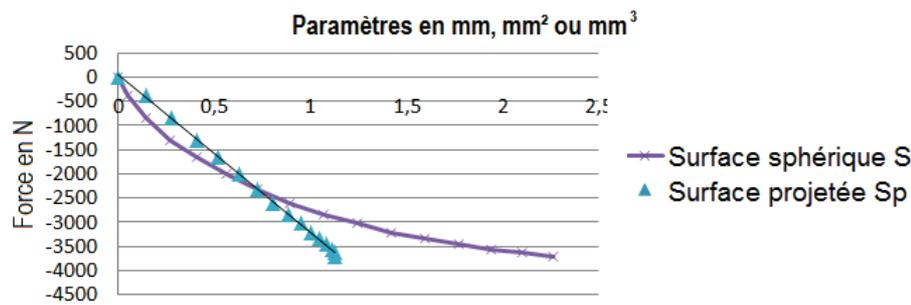


FIGURE 3.21 – Effort axial en fonction des paramètres pour un indenteur hémisphérique à 5000mm/min

Cependant, ce coefficient, qui est alors la pente de la droite de l'effort en fonction de la surface projetée, n'est pas constant en fonction de la géométrie et de la vitesse de pénétration de l'indenteur. Ceci rejoint les remarques de Williams et al [Wil70, Wil74] sur le comportement du matériau qui s'écoule de manière plastique sous l'indenteur. Ainsi, la forme de l'indenteur et sa vitesse auront un rôle majeur sur l'effort généré à travers leur influence sur le coefficient  $K_{ind}$ .

Pour évaluer qualitativement l'influence de la géométrie et de la vitesse de l'indenteur, le coefficient  $K_{ind}$  est représenté en fonction de ces deux paramètres séparément (fig.3.22,3.24).

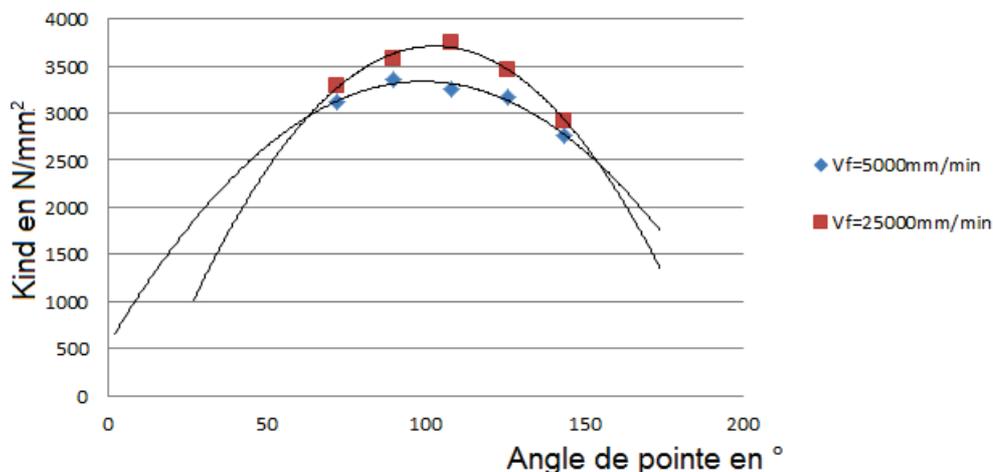


FIGURE 3.22 – Coefficient  $K_{ind}$  en fonction de l'angle de pointe pour deux vitesses de plongée

Représenté en fonction de l'angle de pointe (fig.3.22), le coefficient spécifique  $K_{ind}$  a une évolution parabolique. Cela peut être expliqué par la compétition de deux phénomènes avec l'évolution de l'angle de pointe. Si deux indenteurs présentant des angles de pointe différents sont considérés, alors pour une même surface projetée, l'indenteur avec l'angle de pointe le plus faible aura déplacé le plus grand volume de matière. Il serait alors logique que le coefficient  $K_{ind}$  qui lui correspond soit plus grand puisque l'effort, en correspondance avec un volume indenté plus grand, est aussi plus important.

Ceci explique la diminution du coefficient Kind lorsque l'angle de pointe est supérieur à environ  $90^\circ$ . Ces résultats sont en accord avec les remarques de Williams et al. [Wil70, Wil74].

Alors que Williams et al. ont étudié des angles de pointes d'outils de  $115^\circ$  minimum, l'analyse par calculs a très aisément permis de balayer une plage plus grande d'angles de pointe. A partir des résultats obtenus, une chute du coefficient est observée si l'angle de pointe diminue sous  $90^\circ$ . L'hypothèse émise est que, avec la réduction de l'angle de pointe, l'angle entre la normale à la surface en contact en un point donné, et le plan orthogonal à l'axe de l'indenteur diminue. Ainsi, lorsque l'angle de pointe diminue davantage, la composante axiale de l'effort d'indentation (considéré normal à la surface du poinçon, puisque les frottements sont négligés) se réduit au profit de la composante radiale. Si l'effort axial diminue, alors il peut être considéré que le coefficient spécifique correspondant diminue aussi (fig.3.23).

L'interaction de ces deux effets peut expliquer l'évolution parabolique du coefficient  $K_{ind}$  obtenu lors des calculs.

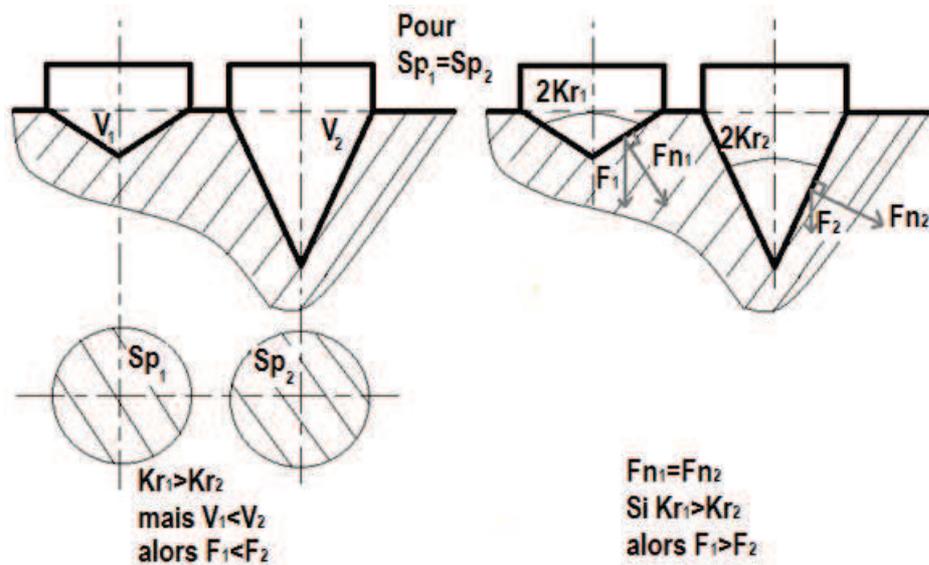


FIGURE 3.23 – Effet de Kind sur le volume indenté et la composante axiale de l'effort d'indentation

Les résultats du modèle par éléments finis concernent un procédé d'indentation sans rotation de l'outil, en considérant des surfaces projetées circulaires égales et plusieurs vitesses d'avances. Le modèle ne recherche en aucun cas une valeur précise de l'effort d'indentation lors du perçage. Devant de telles différences avec le procédé de perçage, les conclusions ne peuvent être que l'angle de pointe le plus nuisible dans la zone centrale est entre  $90$  et  $110^\circ$  puisque le coefficient  $K_{ind}$  y est maximum.

Représenté en fonction de la vitesse d'avance (fig.3.24), une augmentation du coefficient  $K_{ind}$  en fonction de celle-ci est observée. La même évolution est observée pour l'indenteur hémisphérique, l'effet de vitesse ne dépendant pas de la géométrie de l'indenteur mais du phénomène d'indentation. Ces résultats confirment une dépendance forte entre la vitesse de plongée et l'ef-

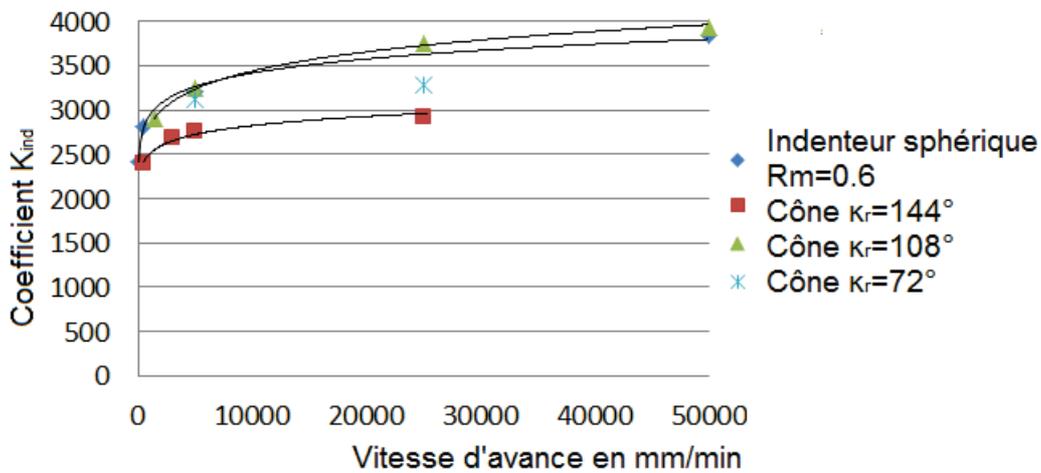


FIGURE 3.24 – Coefficient  $K_{ind}$  en fonction de la vitesse de plongée pour plusieurs indentateur

fort axial généré par la zone centrale. A partir de ces résultats, le coefficient  $K_{ind}$  est modélisé comme suit pour un outil donné (eq.3.18) :

$$K_{ind} = K.V_{fi}^q \quad (3.18)$$

L'ensemble de ces observations sur l'étendue de la zone d'indentation et sur l'effort généré, valide l'hypothèse de l'influence de la vitesse d'avance et de la proportionnalité de l'effort à la surface indentée projetée pour une vitesse donnée. Le modèle d'effort d'indentation dégagé par l'étude éléments finis est mis en place (eq.3.19). Ce modèle se compose de deux termes :

- Le premier représente le produit de l'aire indentée par un coefficient de pression  $K_{ind}$  fonction de la vitesse d'avance instantanée.
- Comme conseillé par Williams [Wil74], un effort initial  $F_0$  est pris dans le second terme. Il traduit l'effort initial avant d'entrer dans un phénomène d'indentation, dû à l'élasticité du matériau.

$$F_{ind} = K.V_{fi}^{q_{ind}}.(\pi.\Delta R_{ind}^2) + F_0 \quad (3.19)$$

L'identification du modèle se fait en plusieurs étapes à partir des données issues d'essais en PC. La première étape est la détermination de l'effort initial  $F_0$ . Pour cela, l'effort d'indentation mesuré (sur la phase d'entrée de la pointe de l'outil dans la matière lors des essais) est tracé en fonction de la vitesse d'avance et une fonction de type puissance ou affine, appliquée sur les premiers points obtenus aux faibles vitesses, permet de trouver sa valeur. Ensuite, l'effort d'indentation, dont l'effort initial est ôté, est tracé en fonction de la vitesse d'avance et de l'aire indentée pour identifier les paramètres restants [ $K_{ind}, q_{ind}$ ] :

$$K_{ind}=36,386 ; q_{ind}=0,2698 ; F_0=9,925N$$

### 3.3.3 Confrontation du modèle aux résultats expérimentaux

Les étendues de zones ont été calculées à partir du modèle cinématique, et les efforts sont étudiés en PC avant d'adapter le modèle au PAV. La particularité du modèle est la séparation des zones d'actions du foret. Ceci permet de prendre en compte l'influence de la vitesse d'avance instantanée, d'autant plus importante que le point considéré est proche du centre de l'outil.

De la même façon que pour le modèle global de type puissance, les résultats du modèle à comportement local sont comparés aux essais présentés précédemment, pour un outil hélicoïdal  $\varnothing 12.7\text{mm}$ , à  $N=1880\text{tr/min}$ , dans un alliage d'aluminium 7010. La figure 3.25 compare le modèle aux résultats expérimentaux pour trois amplitudes.

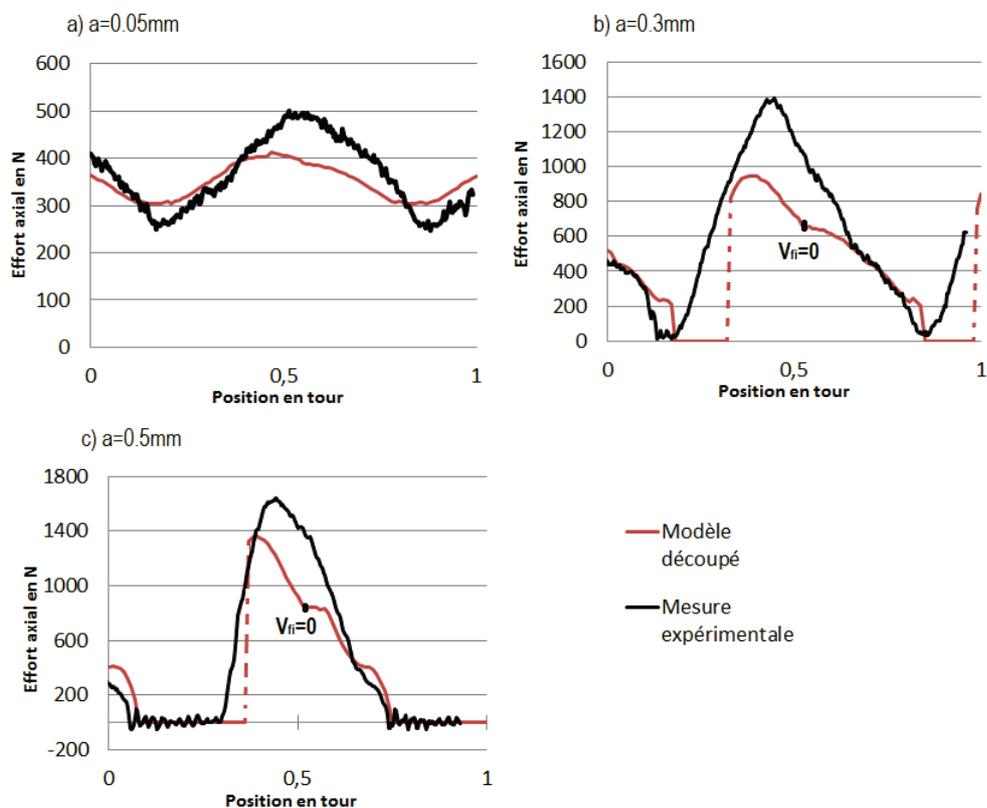


FIGURE 3.25 – Comparaison du modèle à comportement local avec les résultats expérimentaux en PAV pour a)  $f=0.1\text{mm/tr}$ ,  $a=0.05\text{mm}$  b)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.3\text{mm}$  c)  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $a=0.5\text{mm}$

L'avantage principal du modèle à comportement local est sa capacité à représenter l'évolution particulière de l'effort axial en PAV. Alors qu'un modèle global en fonction de la hauteur de coupe seule présente la même évolution que cette dernière, le modèle à comportement local permet de représenter :

- l'importance des efforts générés par la zone centrale, en forte corrélation avec la vitesse de plongée instantanée :

La plus grande partie de l'effort axial est générée par la zone centrale de l'outil, et notamment la zone d'indentation. Puisque l'outil entre dans la ma-

tière avec une hauteur de coupe faible mais une vitesse d'avance instantanée importante, l'effort axial subit une montée rapide et discontinue due à l'évolution de l'effort d'indentation. La montée de l'effort mesuré lors des essais se fait avant la montée de l'effort théorique : ceci est expliqué par les interférences volumiques identifiées précédemment dans la zone centrale (chapitre 2).

- la diminution des phénomènes d'indentation dans la zone centrale alors que l'outil remonte sur sa trajectoire sinusoïdale :

L'outil, dans la zone d'indentation, laisse une empreinte au fond du trou lors de la phase de descente. Ainsi, sur la phase de remontée d'outil, une zone de taille approximativement équivalente à la zone d'indentation n'est plus en contact avec la matière. Ceci est pris en compte dans le modèle par la présence de coupe dégradée au centre de l'outil lors de sa remontée. Au changement de signe de la vitesse d'avance instantanée, l'effort axial subit alors une chute. Ensuite, l'effort généré par la zone de coupe dégradée se réduit au fur et à mesure que l'outil remonte avec une vitesse instantanée importante.

- les transitions d'un phénomène d'enlèvement de matière à l'autre, qui concerne surtout la seconde partie de remontée d'outil :

La dépendance des sous-parties du modèle à la vitesse d'avance instantanée et/ou la hauteur de coupe engendre des points remarquables sur la chute des efforts. Ces points particuliers marquent des valeurs particulières des deux paramètres précédents tels que le changement de signe de la vitesse d'avance instantanée ou la hauteur de coupe maximale. Cependant, les transitions entre les phénomènes d'indentation, de coupe dégradée et de coupe sont difficiles à représenter et sont souvent brutales du fait des hypothèses. Ceci explique les différences remarquées sur la chute des efforts : le modèle permet de représenter l'évolution de l'effort et la transition d'un phénomène de coupe à l'autre, mais les transitions entre les différents modes de coupe sont à redéfinir plus précisément.

Enfin, le modèle tend à sous-estimer les efforts et présente une erreur de 10 à 30% sur les valeurs d'efforts maximum, en fonction de l'amplitude. Les erreurs les plus importantes se trouvent aux amplitudes intermédiaires, proche de l'amplitude limite de fragmentation. Il est supposé que ces erreurs importantes proviennent de l'extrapolation des sous-modèles, ces derniers ayant été identifiés à partir de données de PC. Ainsi, il est difficile d'intégrer les phénomènes spécifiques de la coupe vibratoire en PAV à partir de données de PC.

Si le modèle est étudié plus précisément, à travers l'importance de chacune des zones, il est remarqué que la plus grande partie de l'effort est générée par la zone centrale, à travers les phénomènes d'indentation et de coupe dégradée (fig.3.26). Cette tendance de la zone centrale à générer la plus grande partie de l'effort total est vérifiée par les essais sur pions en PAV (fig.3.27). En effet, les efforts générés par la zone centrale sur un rayon faible présentent une montée rapide sur la première partie, qui soutient l'hypothèse d'un effet important de la vitesse d'avance instantanée sur les efforts générés dans cette zone. Au contraire, les efforts générés par la zone des arêtes ont une

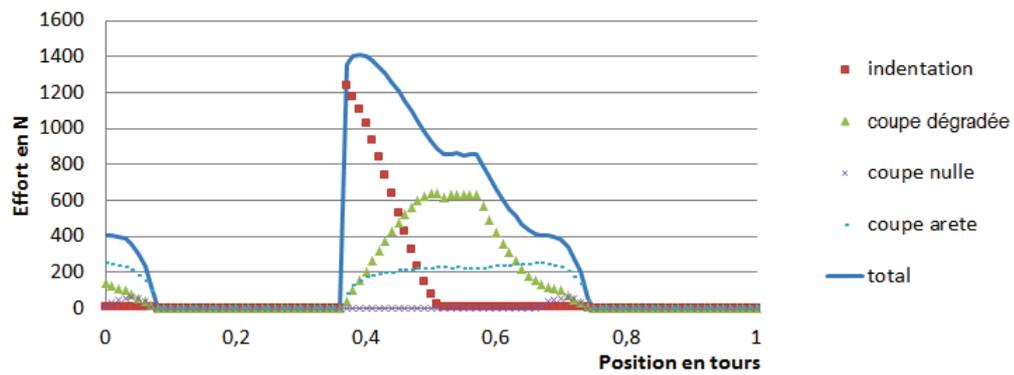


FIGURE 3.26 – Importance des efforts générés par la zone centrale selon le modèle, pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$  ( $a_{\text{red}}=0.32$ )

évolution en concordance avec celle de la hauteur de coupe, et semble donc peu influencés par la vitesse d'avance instantanée.

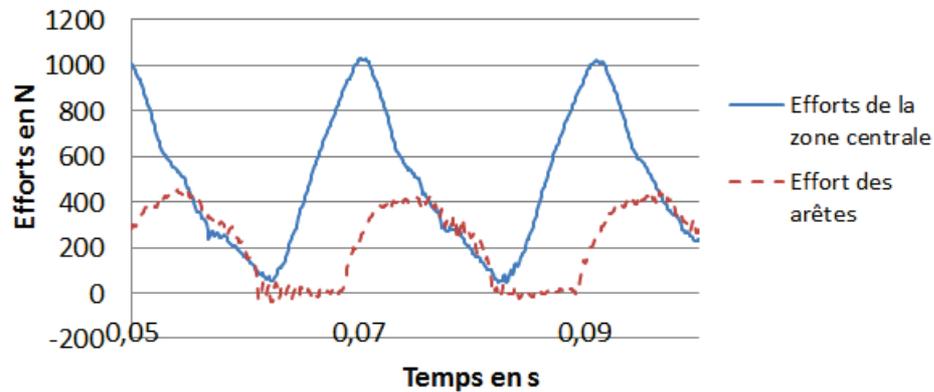


FIGURE 3.27 – Évolution des efforts mesurés lors du perçage sur pion et avant-trou de diamètre  $\varnothing 4.14$ , pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

Pour expliquer les décalages observés entre les efforts mesurés et simulés par le modèle à comportement local, ce dernier est appliqué sur le cas d'un perçage sur avant-trou (fig.3.28). Il est appliqué dans un premier temps en considérant de la coupe dégradée au niveau des arêtes principales, comme simulé par le calcul de l'étendue des ces zones. Puis, seul le modèle de coupe des arêtes est appliqué pour simuler le perçage sur avant-trou.

Il apparait que l'effort simulé, en prenant en compte la coupe dégradée, est très éloigné de la mesure du fait d'un effort de coupe dégradée important. Il semble donc que l'étendue de la zone de coupe dégradée est surestimée par le modèle. Cela est certainement dû à la loi affine choisie pour modéliser l'étendue de cette zone : le modèle est extrapolé jusqu'à une vitesse d'avance de  $4800\text{mm/min}$  à partir de données issues du PC effectués à des vitesses d'avance inférieures à  $1800\text{mm/min}$ .

Puis, l'effort axial sur avant-trou a également été simulé en considérant uniquement un phénomène de coupe sur l'ensemble de l'arête. Il apparait alors que l'effort de coupe est désormais sous-estimé. A nouveau, l'extrapo-

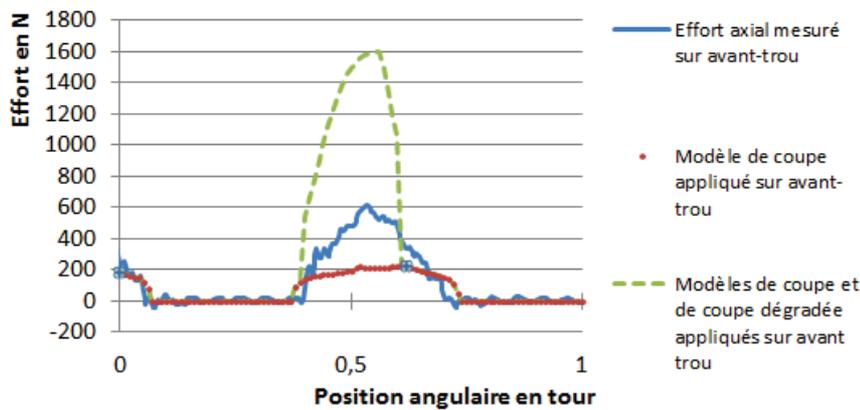


FIGURE 3.28 – Application des modèles sur avant-trou de  $\varnothing 4.14$

lation du modèle de coupe des arêtes aux hautes vitesses d'avance engendre une incertitude importante sur le modèle.

Ainsi, il est conclu que le modèle à comportement local sous-estime les efforts générés par la zone des arêtes de coupe pour deux raisons : une sous-estimation par le modèle de coupe et une surrestimation de l'étendue de la zone de coupe dégradée. Le modèle d'effort à comportement local, en comprenant la partie cinématique, peut être amélioré dans les directions suivantes :

- le modèle de l'étendue de la zone intermédiaire doit être plus précis afin de ne pas la surestimer et, en parallèle, réduire la zone de coupe.
- le modèle sous-estime les efforts. Il a été identifié en PC, et considère mal les phénomènes spécifiques de la coupe vibratoire ou les effets de vitesse. Une identification à partir des efforts mesurés en PAV est une solution à envisager.
- le temps de coupe est sous-estimé par le modèle cinématique. Cela est expliqué par les phénomènes d'interférence, qui font que le taux de coupe global sur l'effort est plus important que le taux de coupe simulé.

Pour intégrer plus précisément les phénomènes spécifiques de la coupe vibratoire, il est proposé une méthodologie d'identification des modèles à partir de données de PAV. La réduction d'amplitude est prise en compte dans le modèle cinématique et les phénomènes spécifiques de la coupe vibratoire propres au procédé sont intégrés par la mesure d'efforts en situation de coupe vibratoire. Une analyse de la cinématique et des efforts lors de l'entrée de la pointe en PAV est présentée. Cette analyse permettra, à terme, de développer une analyse du type couple arête-matière (CAM) sur les données d'essais en PAV.

### 3.4 IDENTIFICATION À PARTIR D'ESSAIS DE PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION

Le modèle à comportement local présenté précédemment se caractérise par un nombre important de paramètres à identifier. Douze constantes sont à déterminer, sans compter les étendues des zones, elles-même modélisées. Nous avons vu que, du fait notamment, de leur identification en perçage classique, ces étendues semblent mal modélisées pour une application au PAV. Notamment, l'étendue de la zone 2 de coupe dégradée semble largement surestimée au vu des essais sur avant-trou.

Ainsi, l'intérêt d'une identification du modèle à comportement local à partir d'essais en PAV serait de déterminer non seulement les constantes du modèle en prenant en compte les phénomènes spécifiques à la coupe vibratoire, mais également l'étendue de chaque phénomène de coupe à chaque instant. Il s'agirait donc de définir :

- 12 paramètres de coupe constants sur l'ensemble du perçage
- 2 étendues de zone variables dans le temps (zone d'indentation et zone de coupe dégradée en sachant que la zone de coupe nulle se limite au piquage et que la zone de coupe couvre les arêtes de coupe principales)

Cette identification serait à réaliser sur un ou plusieurs nuages de points d'efforts en fonction de la hauteur de coupe et de la vitesse d'avance instantanée, issus de mesures expérimentales en PAV (fig.3.29). Si cela est tout à fait envisageable, les résultats aboutiraient sur un ensemble de solutions en fonction de la méthode d'identification des paramètres. Pour éviter la difficulté de l'analyse d'un ensemble de résultats sans signification physique, il a été recherché un découplage de l'identification des phénomènes de coupe sur chaque portion active de l'outil.

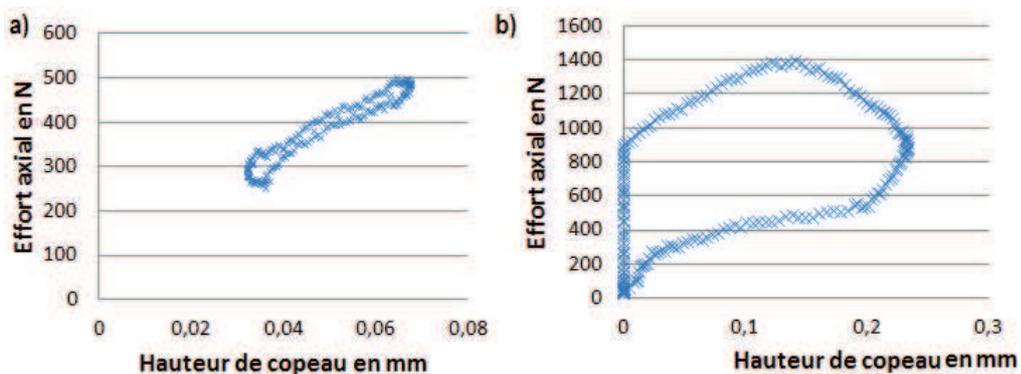


FIGURE 3.29 – Effort axial en fonction de la hauteur de copeau, représenté pour une seule oscillation d'outil, en situation : a) de coupe continue ( $f=0.1\text{mm/tr}$ ;  $a=0.05\text{mm}$ ), b) de coupe interrompue ( $f=0.2\text{mm/tr}$ ;  $a=0.3\text{mm}$ )

L'étude de la pénétration de la pointe en PC a permis d'appliquer la méthode du couple arête-matière. En connaissant la géométrie d'outil, le rayon en prise est relié au temps de perçage. Ceci permet d'associer un accroisse-

ment d'effort à une portion d'arête en prise et d'observer les comportements d'enlèvement de matière différents au centre de l'outil.

Pour l'étude dans une situation de coupe vibratoire, les conditions d'essais nominales sont conservées, dont l'outil hélicoïdal  $\varnothing 12.7\text{mm}$  de géométrie connue. L'analyse est appliquée à un perçage avec une amplitude réglée de  $0.5\text{mm}$  (amplitude réduite :  $0.32\text{mm}$ ).

De la même façon que la coupe devient interrompue en PAV, l'entrée de la pointe de l'outil est aussi interrompue en plus d'être progressive. La hauteur de coupe et le rayon en prise sont tracés en fonction de la position angulaire (fig.3.30). L'ajout de vibrations entraîne deux modifications par rapport à l'application de la méthode CAM au PC :

- La hauteur de coupe nécessite plusieurs tours pour atteindre un régime stable alors qu'elle ne nécessite qu'un demi-tour en PC. Pour atteindre son régime stable, il faut que la profondeur de pénétration de la pointe soit supérieure à la hauteur de coupe maximale. Dans cet exemple, si la hauteur de coupe maximale est d'environ  $0.34\text{mm}$  et que l'avance par tour  $f$  est de  $0.2\text{mm/tr}$ , il faut environ deux tours pour atteindre le régime stable de la hauteur de coupe.
- Concernant le rayon en prise, de la même façon qu'en PC, celui-ci est calculé à partir de la profondeur de pénétration de l'outil et en connaissant la géométrie de la pointe de l'outil. 10 tours avec une avance de  $0.2\text{mm/tr}$  sont nécessaires pour la pénétration complète de la pointe d'une hauteur d'environ  $1.9\text{mm}$ . Par contre, du fait des oscillations, la valeur du rayon engagé oscille autour de la valeur associée à la profondeur de pénétration de l'outil en PC à la même avance. Par ailleurs, ce rayon est réellement engagé dans la matière seulement lorsque l'outil est en contact et la hauteur de coupe non-nulle.

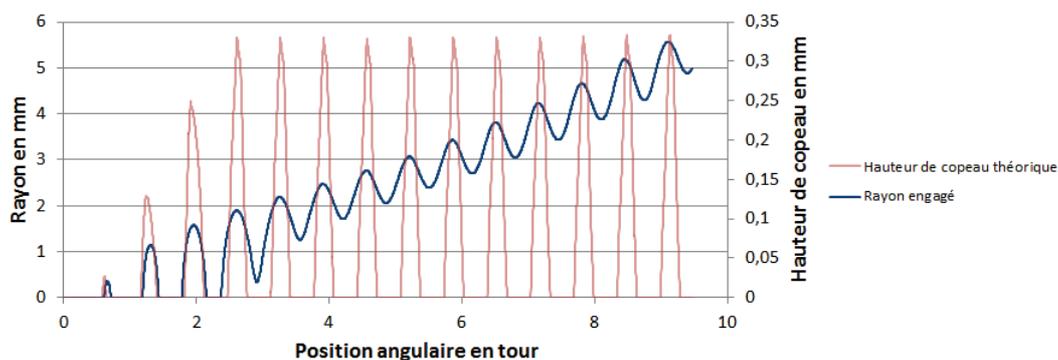


FIGURE 3.30 – hauteur de coupe théorique et rayon engagé lors de l'entrée de la pointe pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.3\text{mm}$

Pour définir complètement les trajectoires d'outil nécessaires à l'application de la méthode CAM, il faut définir l'altitude de la surface plane avant le début de perçage et le déphasage entre la hauteur de coupe et les efforts mesurés lors de l'entrée de la pointe.

L'altitude de la surface plane avant perçage n'a d'influence sur le rayon engagé et sur la hauteur de coupe que sur les premiers passages de dents,

pour lesquels la hauteur de coupe n'a pas atteint son régime stable. La définition de l'altitude de la surface par rapport aux trajectoires simulée se fait de telle sorte que la durée du premier passage de dent observé sur l'effort corresponde à la durée simulée pour le premier pic de la hauteur de coupe.

Les signaux d'efforts mesurés dans les conditions correspondantes, pour une amplitude réduite  $a=0.3\text{mm}$ , sont synchronisés avec la hauteur de coupe (fig.3.31) pour définir le déphasage. La synchronisation se fait toujours avec la sortie matière et le moment où l'effort revient à zéro (car les phénomènes d'interférence sont présents à l'entrée matière) sur les derniers passages de dents où l'outil est entièrement engagé dans la matière.

Il est remarqué, sur les premiers passages de dents, que l'effort axial s'annule avant la hauteur de coupe théorique : l'outil remonte et n'est plus en contact dans la zone centrale, comme expliqué au chapitre précédent (fig.2.21).

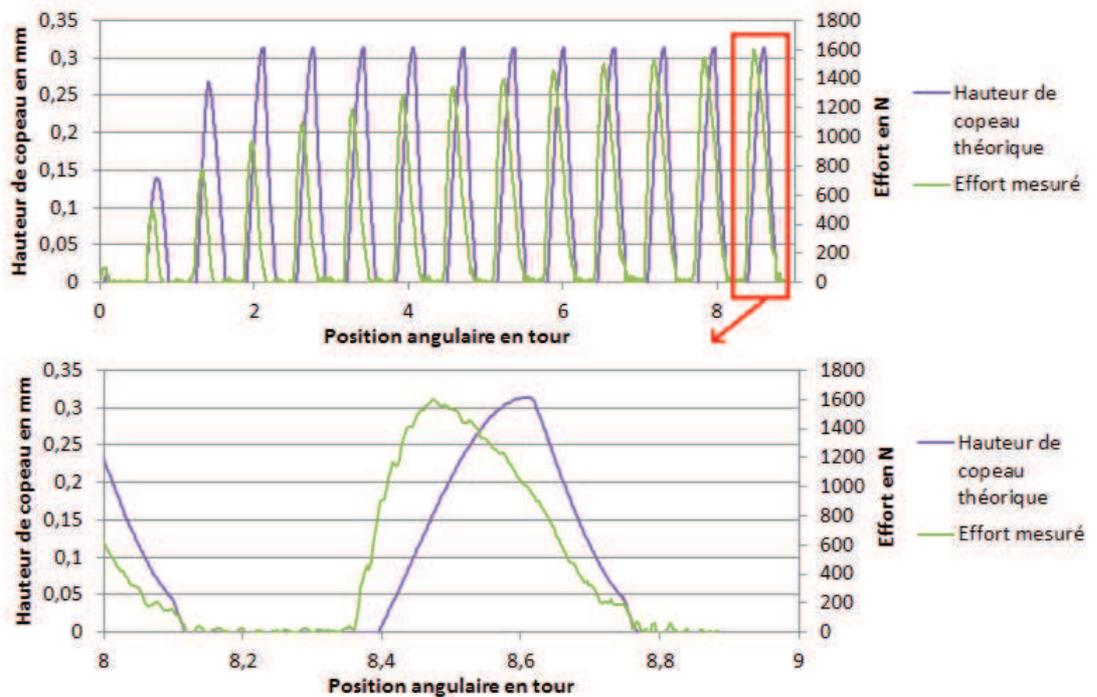


FIGURE 3.31 – Efforts mesurés et hauteur de coupe théorique en fonction de la position angulaire lors de la pénétration de la pointe pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$  (amplitude réduite de  $0.3\text{mm}$ )

Après synchronisation des efforts, ils sont confrontés au rayon engagé (fig.3.32). Un lien peut être fait entre cette représentation et l'étude de l'effort en fonction du rayon engagé par méthode CAM, lors d'un PC. En PC, l'observation de l'évolution de l'effort lors de l'entrée matière a permis de dégager des zones d'outils aux mécanismes de coupe différents, dont la zone d'indentation et la zone de coupe dégradée qui génèrent la plus grande partie de l'effort en comparaison de leur taille. Du fait de la discontinuité de la pénétration de la pointe en coupe vibratoire, il est impossible de définir la taille de ces zones puisqu'elles évoluent sur un même passage de dent.

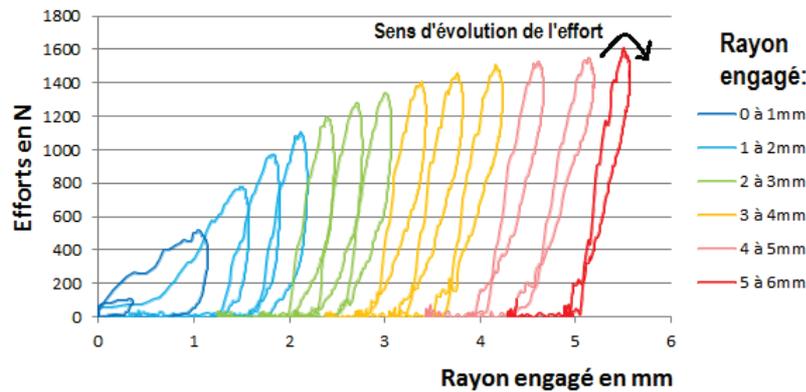


FIGURE 3.32 – Efforts mesurés lors de la pénétration de la pointe en fonction du rayon engagé pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

Une analyse par dérivation est également impossible puisque l'entrée de la pointe à chaque passage de dent est excessivement rapide : une erreur de lecture sur le signal de dérivée ou un calcul imprécis par dérivation numérique entraîne des erreurs importantes sur le rayon d'indentation.

Le graphique présente une image des efforts maximums atteints à chaque prise de passe en fonction du rayon en prise. Il est observé notamment un effort de plus de 1000N généré par la zone centrale d'environ 2mm, définie comme la zone contenant les phénomènes d'indentation et de coupe dégradée. Par contre, le graphique ne permet pas d'avoir une compréhension complète de l'évolution de l'effort lors de la pénétration de la pointe. Les efforts axiaux mesurés sont confrontés à la hauteur de coupe théorique (fig.3.33) et à la vitesse d'avance instantanée théorique (fig.3.34).

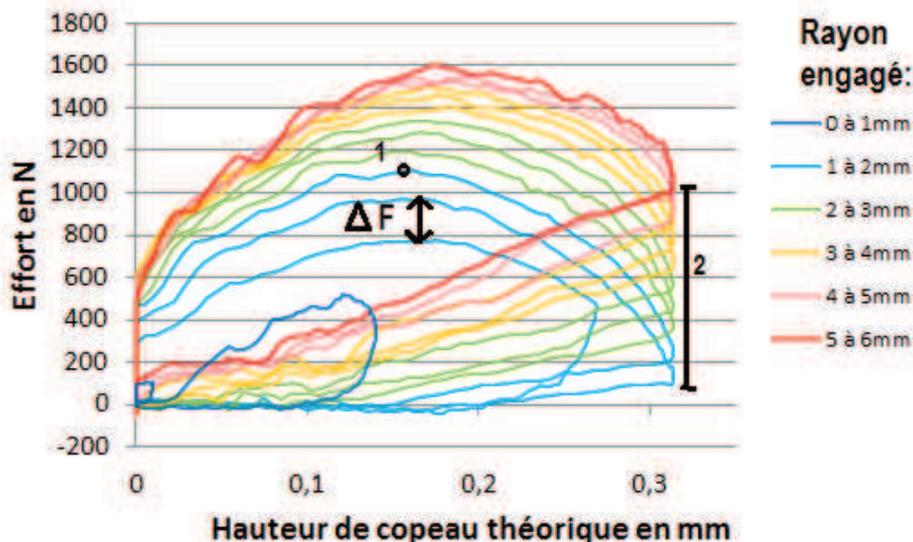


FIGURE 3.33 – Efforts mesurés lors de la pénétration de la pointe en fonction de la hauteur de copeau pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

La non-linéarité (« semblant d'hystérésis ») de l'évolution de l'effort axial en fonction de la hauteur de coupe est de nouveau observée, ainsi que l'ef-

fort qui débute à plusieurs centaines de newtons du fait des interférences de la zone centrale de l'outil. Ayant étudié l'entrée de la pointe lors de la coupe, il est possible d'analyser l'évolution progressive de la non-linéarité de l'effort avec le rayon engagé, tout en conservant des conditions de coupe identiques. En considérant que l'amplitude réduite est constante tout au long de la pénétration de la pointe, ces données permettent d'obtenir l'accroissement d'effort  $\Delta F$  pour une hauteur de coupe donnée, une vitesse d'avance instantanée donnée et une portion de rayon engagée connue.

Si une zone centrale de 2mm est considérée, il est observé que cette zone génère plus de 50% de l'effort maximal (fig.3.33, repère 1). Puis, l'importance de la zone centrale sur l'effort axial diminue jusqu'à une répartition équilibrée de l'effort généré par chaque portion d'arête (fig.3.33, repère 2) en phase de remontée d'outil. Cette observation conforte l'hypothèse émise lors de la définition des zones du foret : il a été considéré que le phénomène d'indentation est absent lors de la phase de remontée d'outil et que le phénomène de coupe dégradée, qui dépend de la vitesse d'avance instantanée, est également réduit sur la deuxième partie de prise de passe.

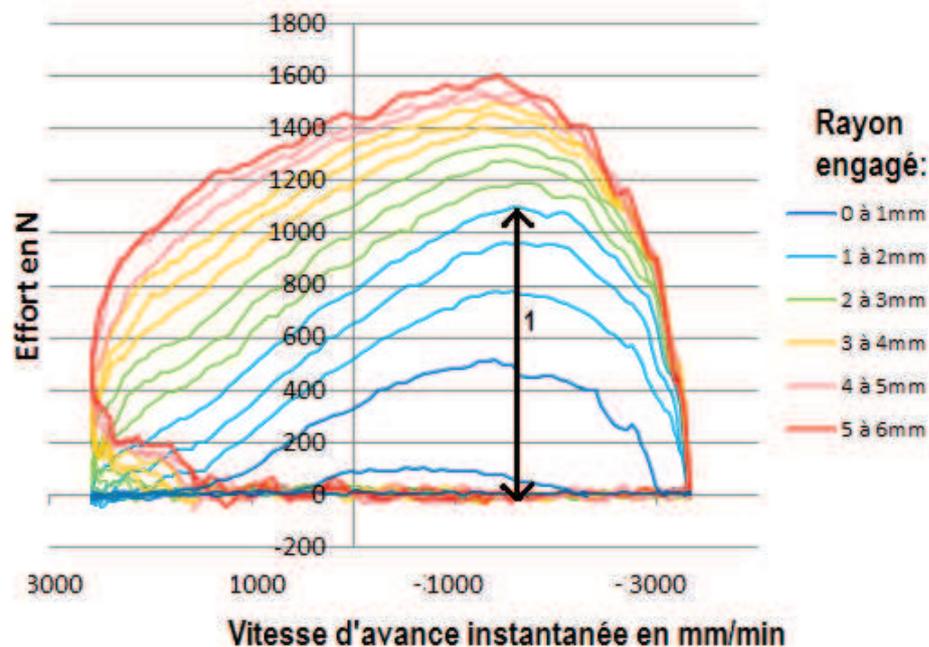


FIGURE 3.34 – Efforts mesurés lors de la pénétration de la pointe en fonction de la hauteur de coupe pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

Enfin, les efforts relevés lors de la pénétration de la pointe en PAV sont tracés en fonction de la vitesse d'avance instantanée (fig.3.34). Il est observé que les accroissements d'efforts par portion d'arête sont plus importants pour les vitesses d'avance instantanées négatives (phase de descente d'outil), et pour les portions d'arêtes proches de l'axe de l'outil (fig.3.34, repère 1). L'augmentation de l'effort avec le rayon semble plus linéaire pour les vitesses positives (phase de remontée d'outil). Aussi, l'effort généré par les arêtes dépend principalement de la hauteur de coupe car les courbes correspondantes à la zone des arêtes présentent une évolution semblable.

Les résultats de l'analyse CAM appliqués au PAV confirment donc la nécessité de prendre en compte les deux paramètres de hauteur de coupe et de vitesse d'avance instantanée dans le modèle d'effort. De plus, l'analyse CAM permet une quantification de l'influence de ces deux paramètres sur l'effort axial généré, en fonction de la position considérée sur la partie active de l'outil. Cependant, la présence inévitable des phénomènes d'interférence lors de la pénétration de la zone centrale de l'outil rend l'identification du modèle à comportement local impossible sans quantification de la durée et de l'importance de ces phénomènes. Pour répondre au problème de modélisation du modèle d'effort à comportement local, le problème peut être séparé en deux :

- une étude de la pénétration de la pointe de l'outil lors du perçage d'avant-trous afin d'étudier les efforts générés par les arêtes de coupe. Percer sur avant-trou de diamètre suffisant permet d'éviter les interférences de la zone centrale de l'outil. Un modèle précis des efforts générés par les arêtes de coupe peut être développé avec ce type d'analyse. Les essais sont à réaliser avec plusieurs amplitudes, afin d'obtenir des données pour la même plage de hauteur de coupe mais des vitesses d'avances instantanées différentes.
- une étude spécifique des phénomènes d'interférences, qui passe alors par la modélisation des écoulements de matière indentée dans la zone centrale.

Une dernière solution a été proposée, en introduction de cette partie, afin d'identifier le modèle à comportement local sur des données de PAV, mais en restant en situation de coupe continue. Le modèle serait alors extrapolé aux amplitudes importantes et aux cas de coupe interrompue. Il permettrait de juger des différences apportées par la coupe interrompue et par les interférences volumiques. Ces pistes de solution pour l'identification du modèle à comportement local sur des essais en PAV n'ont pas pu être mises en oeuvre dans cette étude. Elles constituent des perspectives de travaux.

### 3.5 MODÈLE DE MOMENT

Les problèmes de modélisation des interférences ne se posent pas pour le moment. En effet, le moment est essentiellement généré par la zone des arêtes de coupe. Comme il a été présenté dans la partie 2.2.1.2, le moment présente un taux de coupe équivalent à celui de la zone de coupe et le modèle cinématique avec amplitude réduite permet une très bonne estimation de ce dernier (fig.2.17).

De plus, le moment présente une bonne corrélation avec la hauteur de coupe puisque l'oscillation de la vitesse de plongée a peu d'influence sur la zone de coupe et donc sur le moment. En conséquence, le modèle mis en place est de type linéaire (eq.3.20) :

$$M_z = K * \varnothing_{\text{outil}} * h \quad (3.20)$$

avec  $K$  pression spécifique en  $\text{N.m/mm}^2$ ,  $\varnothing_{\text{outil}}$  diamètre en  $\text{mm}$ ,  $h$  en  $\text{mm}$ .

Il est possible de faire la régression du modèle sur l'ensemble des données moment/hauteur de coupe et ce, à partir d'essais en PAV pour plusieurs amplitudes. Puisqu'il a été observé que le moment de coupe présente une évolution linéaire avec la hauteur de coupe, il a été décidé de réaliser l'identification du modèle sur les valeurs maximales, en comparant les moments et les hauteurs de copeaux maximales simulées pour chacune des amplitudes testées (fig.3.35). Pour cet outil  $\varnothing 12.7$ , il est obtenu :

$$K=2.610\text{N.m/mm}^2.$$

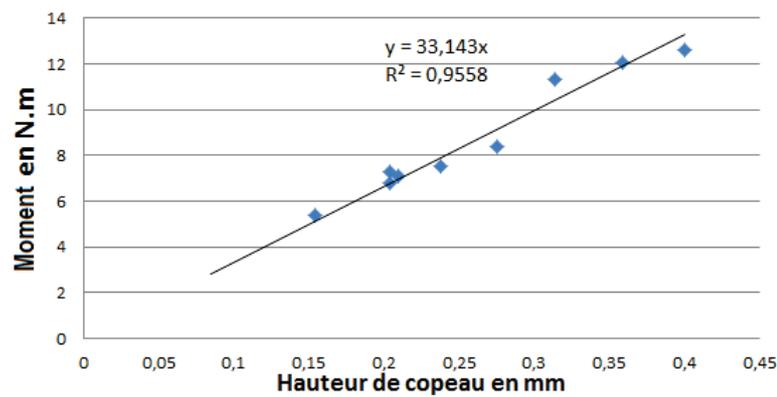


FIGURE 3.35 – Moment maximal en fonction de la hauteur de coupe sur toute la plage d'amplitude pour  $f=0.2\text{mm/tr}$

La figure 3.36 montre la comparaison du modèle linéaire du moment avec la mesure d'un essai en PAV pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$ . Les écarts sont surtout dus aux bruits de mesure. Le modèle linéaire est donc pertinent pour simuler le moment de coupe à partir du modèle cinématique prenant en compte la réduction d'amplitude.

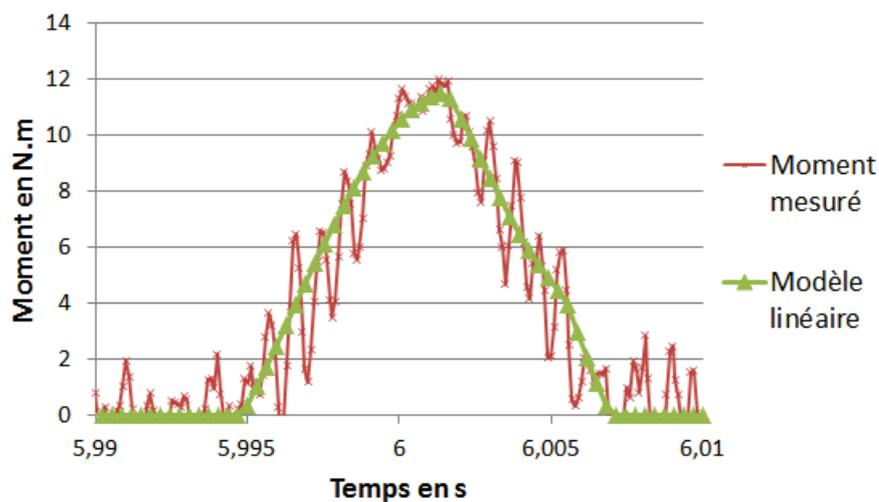


FIGURE 3.36 – Comparaison du modèle de moment à la mesure pour  $f=0.2\text{mm/tr}$  et  $a=0.5\text{mm}$

### 3.6 SYNTHÈSE ET PERSPECTIVES SUR LA MODÉLISATION DE L'EFFORT AXIAL

L'observation et l'étude des efforts a permis de mettre en évidence des imprécisions dans le modèle cinématique ainsi que de comprendre les particularités de la coupe en PAV. A partir de cette première étude, deux modèles d'effort axial ont été mis en place et identifiés à partir de données en PC.

Le modèle puissance permet une estimation des efforts maximaux en PAV avec une erreur de 20%. Cependant, il ne permet pas de représenter l'évolution de l'effort particulière en PAV. Le modèle puissance est très facile à mettre en place avec une série d'essais à différentes avances, au contraire du modèle à comportement local qui nécessite une étude complexe par la méthode CAM et la connaissance de la géométrie d'outil. Le modèle à comportement local n'améliore pas la précision en ce qui concerne les efforts maximaux simulés. Son intérêt est de permettre de représenter l'évolution de l'effort en PAV, en prenant en compte l'influence de la vitesse d'avance instantanée sur chaque mode d'enlèvement de matière. La mise en évidence de l'importance de chacune des zones d'enlèvement de matière donne des indices pour la définition d'outils optimisés au PAV, dont la conception cruciale de la zone centrale de l'outil. Si la structure du modèle à comportement local est intéressante, l'identification des coefficients et de l'étendue des zones est délicate. Des pistes ont été proposées pour améliorer cette identification.

#### 3.6.1 *Établissement du modèle avec des données de perçage assisté par vibration*

En perspective de ces travaux sur l'établissement d'un modèle d'effort axial adapté au PAV, la prise en compte des phénomènes d'interférence lors de la coupe vibratoire des métaux forme la principale voie d'amélioration du modèle à comportement local.

La solution proposée est d'identifier les modèles à partir d'essais en coupe vibratoire. De cette proposition découlent deux possibilités selon un découpage physique de la coupe ou une méthode couple arête-matière :

- une étude par découpage physique de la coupe : des tubes sont usinés afin d'étudier les efforts générés par chaque portion de l'outil. Les phénomènes spécifiques de la coupe vibratoire sont pris en compte dans l'étude pour toutes les amplitudes testées. Une question subsiste sur la réduction de l'amplitude lors de l'usinage. Les travaux doivent donc être réalisés en prenant en compte l'amplitude réelle, mesurée lors de chaque essai.
- une étude par couple arête-matière sur avant-trou, sur pion et en pleine matière. Des essais analysés par la méthode CAM sur avant-trou garantissent une bonne modélisation des efforts générés par la zone des arêtes de coupe. La difficulté reste la détermination des interférences lors de l'étude de la pénétration de la zone centrale de l'outil. Il est aussi nécessaire de mesurer les déplacements lors de l'opération afin de déterminer l'amplitude réelle.

Pour mieux comprendre et intégrer les phénomènes spécifiques de la coupe vibratoire, le modèle devra être établi à partir de données de coupe vibratoire plutôt que de coupe classique. Les travaux ont été menés avec une tentative d'adaptation de la méthode du couple arête-matière, consistant en l'étude de l'entrée de la pointe de l'outil dans la matière en PAV. Malheureusement, les phénomènes d'interférence rendent la corrélation entre la hauteur de coupe et l'effort impossible pour la zone centrale.

### 3.6.2 Application du modèle aux matériaux composites stratifiés

Le développement d'un modèle d'effort est nécessaire pour une estimation des défauts qui dépendent de ces efforts axiaux, dont les délaminages et écaillages dans les composites. Cependant, du fait de l'anisotropie du matériau, le comportement du matériau est différent et l'évolution des efforts plus complexe en perçage de stratifiés composites.

En fonction de l'orientation  $X_2$  des fibres par rapport à l'arête de coupe, les modes de coupe changent suivant que la résine se fissure ou que les fibres se cisailent. Avec ces modes de coupe se répétant sur un demi-tour, l'effort axial oscille en PC[Bon10], avec un effort maximal dans le secteur où  $X_2$  est de  $+45^\circ$  et un effort minimal à environ  $-45^\circ$  (cf §1.2.2). La fréquence des oscillations dues à l'orientation correspond à deux fois la fréquence de rotation de l'outil soit  $20sc/tour$ , visible lors du PC dans une plaque unidirectionnelle ou fortement orienté.

Dans le cas du perçage d'un stratifié qui n'est pas fortement orienté, plusieurs plis d'orientations différentes sont rencontrés par la pointe de l'outil et les arêtes. Ainsi, une oscillation de plus faible fréquence et de plus forte amplitude est générée : si l'outil rencontre une majorité de plis dans la même direction à un instant donné, l'oscillation de l'effort est plus importante et l'effort maximal est observé à l'orientation  $+45^\circ$  rencontrée pour ces plis orientés dans la même direction.

La figure 3.37 représente l'effort axial mesuré en PC d'une plaque en composites quasi-isotrope. Sur ce signal d'effort, il est possible d'observer les oscillations à hautes fréquences dues à l'orientation des fibres, et des oscillations à basse fréquence liées à l'ensemble des orientations rencontrées par l'outil à un instant donné.

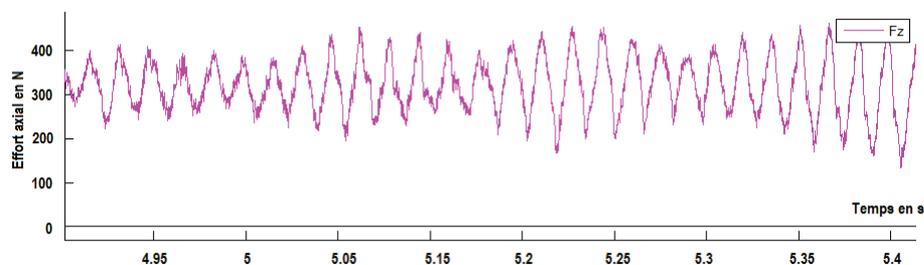


FIGURE 3.37 – Effort axial mesuré en PC d'une plaque composite, pour une avance de  $0.2\text{mm/tr}$

En ce qui concerne le PAV, les vibrations ajoutées pour faciliter la coupe possèdent une fréquence d'environ  $1.53\text{osc/tr}$ , pour une fréquence équivalente à  $20\text{osc/tr}$  concernant les orientations de pli rencontrées. La fréquence due aux orientations de plis et la fréquence vibratoire font que l'effort est fortement amplifié lorsque les deux phénomènes oscillants sont à leur maximum et vice versa. Une analyse fréquentielle d'un essai de PAV d'un stratifié permet de mettre en valeur ces deux fréquences (fig.3.38). L'essai est réalisé avec une vitesse de rotation  $N$  de  $1880\text{tr/min}$ , soit une fréquence de rotation  $fr$  de  $31.33\text{Hz}$ . La fréquence des oscillations ( $1.53*fr$ ) et la fréquence due au matériau composite et au nombre de dents de l'outil ( $2*fr$ ) sont donc respectivement d'environ  $47,93\text{Hz}$  et  $62.66\text{Hz}$ .

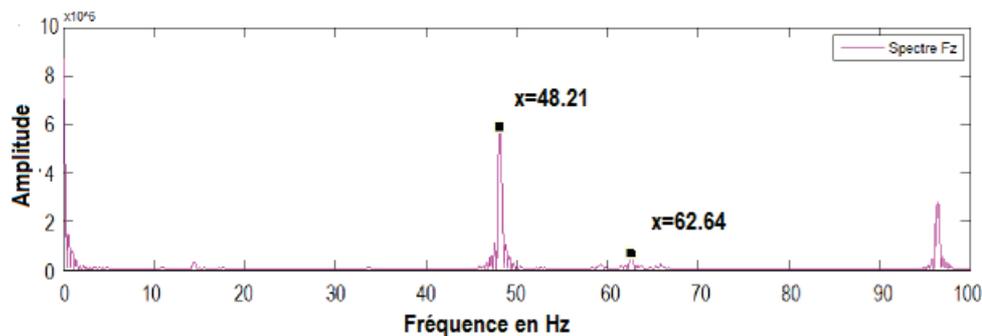


FIGURE 3.38 – Analyse fréquentielle d'un essai de PAV dans les matériaux composites

Selon la précision du modèle recherché, il est possible de prendre en compte ou d'ignorer l'orientation des fibres de chaque pli. Une modélisation précise des efforts axiaux en PAV de plaque composites doit être en mesure de prendre en compte les deux oscillations et donc les deux fréquences présentées. Si l'effort est connu pour une orientation de fibres et une portion d'arête en prise, alors il serait possible d'établir un modèle d'effort en PC qui intégrera la position angulaire de l'arête et chaque orientation de pli rencontrée. Ce modèle servira alors de point de départ pour une analyse et une modélisation des efforts en PAV dans les matériaux composites.



CARACTÉRISATION DE LA QUALITÉ DU TROU EN  
PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION



---

## CARACTÉRISATION DE LA QUALITÉ DE L'ALÉSAGE EN PERÇAGE ASSISTÉ PAR VIBRATION

---

Le dernier chapitre de ce manuscrit est consacré à l'étude de l'impact du procédé de PAV sur la qualité de l'alésage dans les empilages multi-matériaux. L'application industrielle concerne un empilage AA 7010 – CFRP UD T800/M21E – AA 2050 (AA pour alliage d'aluminium). Les épaisseurs respectives de chaque plaque sont 15mm – 20mm – 5mm. Les critères de qualité considérés dans cette étude sont :

- le délaminage et l'écaillage en entrée et en sortie de plaque de matériau composite
- l'état de surface sur la paroi des trous dans le matériau composite
- la bavure dans les métaux, en entrée et en sortie de plaque

S'agissant d'un empilage, ces différents critères ne sont pas forcément indépendants les uns des autres. Par exemple, la génération d'une bavure en sortie de la première plaque peut engendrer un endommagement en entrée du stratifié composite.

Par ailleurs, l'état de surface sur la paroi des alésages dans le stratifié carbone nécessite une étude plus détaillée en amont pour établir des critères de caractérisation adaptés à la texture particulière de surface rencontrée. Enfin, l'un des objectifs de cette partie est également d'identifier les différences en termes de qualité entre un alésage réalisé de façon conventionnelle et un alésage obtenu en perçage assisté par vibration. L'impact de l'ajout d'oscillations lors de l'opération sera ainsi qualifié pour les différents critères retenus et dans les différents matériaux.

### 4.1 CAS DU DÉLAMINAGE

L'impact d'un délaminage (position et étendue) sur la tenue mécanique d'un assemblage est difficile à définir. Celui-ci dépend totalement de la configuration rencontrée : composition de l'assemblage (matériaux, épaisseurs), nombre et position des points de fixation, type de fixation utilisé (fût, géométrie sous tête, ...), type de montage (avec ou sans interférence – i.e. avec ou sans jeu négatif), ... Il est donc particulièrement difficile d'établir des critères génériques de qualification d'un délaminage. C'est pourquoi, industriellement, il est choisi d'éviter ce type de défaut, ou de le limiter à une valeur issue d'un processus expérimental spécifique de qualification de la tenue de l'assemblage.

Dans tous les cas, il est nécessaire de maîtriser la génération du délaminage (et de l'écaillage) lors de l'opération d'usinage, afin de maîtriser son étendue. En PC, la formation de ces défauts est fortement liée à l'effort axial généré par la coupe, donc aux conditions de coupe et à la géométrie de l'outil coupant utilisé. Dans l'état de l'art, des géométries d'outils spécifiques aux composites, et des conditions de coupe optimales basées sur la définition d'un effort critique de délaminage, sont proposées en perçage classique [Raho8, HTo3, HTo5]. Parmi les conditions de coupe, l'avance est le paramètre qui a la plus grande influence sur les efforts axiaux et donc sur ce type de défaut. En perçage assisté par vibration, la vitesse d'avance instantanée peut atteindre des valeurs nettement supérieures à la vitesse de plongée utilisée en PC. Il est nécessaire de déterminer l'impact des oscillations sur le délaminage et l'écaillage, et donc d'identifier l'influence couplée de l'avance et de l'amplitude des vibrations (dans cette étude, l'impact de la fréquence d'oscillation n'est pas étudié ; il serait néanmoins intéressant de considérer également ce paramètre).

Il faut noter que le délaminage et l'écaillage sont deux endommagements différents. L'écaillage est un délaminage suite auquel il y a eu rupture des fibres délaminées. Il peut alors se caractériser par un manque de matière sur le(s) dernier(s) pli(s) en bordure de trou. Dans la mesure où l'écaillage est consécutif à un délaminage, et que des fibres sont rompues, on peut considérer que ce défaut est plus critique qu'un délaminage de même étendue.

En perçage classique, le lien entre l'effort axial et le délaminage (position et étendue) est clairement établi. Un certain nombre de modèles définissant un effort axial critique à partir duquel il y a initiation et/ou propagation d'un délaminage sont disponibles dans la littérature [Raho8, HTo3, HTo5]. Ces modèles sont analytiques ou numériques, et sont établis en quasi-statique puisque l'effort de poussée peut être considéré constant en PC. En perçage assisté par vibration, l'effort axial n'est pas constant, il oscille autour d'une valeur moyenne, et peut s'annuler périodiquement dans certaines configurations. L'ajout des oscillations augmente la valeur d'effort maximal lors de la coupe, du fait des valeurs atteintes de hauteur de copeau et de vitesse de plongée instantanée. A contrario, même pour les fortes amplitudes, l'effort moyen se trouve réduit par rapport au PC (§1.4 ; [AVMKo6]). Il faut donc déterminer, dans le cadre d'un perçage assisté par vibration, si les défauts de délaminage et d'écaillage sont à relier à l'effort axial maximal, à l'effort moyen, ou même à l'alternance des périodes de montée ou de descente d'outil (liée à la fréquence des oscillations). Ainsi, il est intéressant d'analyser conjointement les défauts observés en entrée et en sortie de trous et les efforts mesurés. A terme, cela doit permettre d'adapter les modèles analytiques d'effort critique de délaminage au perçage assisté par vibration.

Par ailleurs, sur certains stratifiés, un pli tissé (généralement de verre) est placé en entrée et en sortie de plaque. Ce pli de verre a pour première fonction de bloquer le couple galvanique qui peut intervenir entre le carbone et certains métaux, dont les alliages d'aluminium. Mais il apparaît également que le tissu offre une résistance accrue au délaminage et à l'écaillage de par sa tenue à la flexion meilleure que celle d'un pli unidirectionnel. En répon-

nant à ces deux problématiques, l'utilisation de plis tissés en entrée et sortie de plaque composites s'est généralisée dans l'industrie aéronautique. Cette étude se propose également d'observer l'influence de la présence d'un tissu de verre sur la génération de ces défauts de délaminage et d'écaillage. Afin de juger de l'influence de l'ajout des vibrations et de l'effet du tissu de verre, des essais sont réalisés en perçage assisté par vibration dans les conditions nominales (avance  $f=0.2\text{mm/tr}$ ,  $N=1880\text{tr/min}$ ) et des amplitudes variant de 0 (perçage classique) à 0.5mm. Le même type d'outil hélicoïdal  $\text{Ø}12.7\text{mm}$  que précédemment est utilisé, et les perçages sont réalisés sur centre d'usinage DMG DMU50eVo. Les défauts sont observés sur la face d'entrée et sur la face de sortie de la plaque, pour des stratifiés avec et sans tissu de verre en peau. Les figures 4.1 et 4.2 illustrent les différences majeures obtenues en entrée et en sortie de trou, selon qu'un pli de verre est présent ou non, dans le cas de PAV.

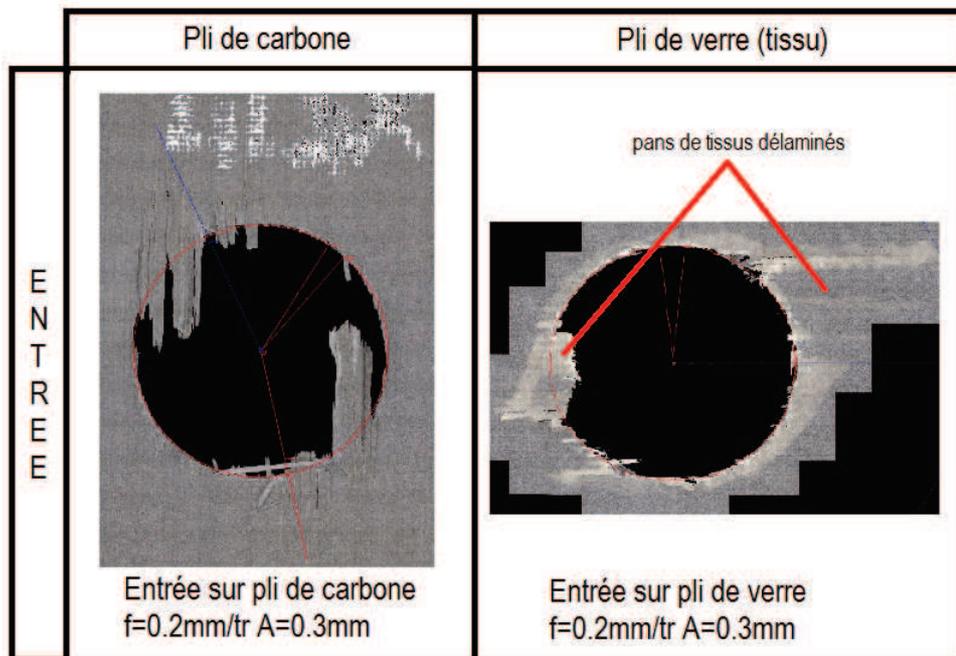


FIGURE 4.1 – Défauts observés en entrée de plaque avec et sans tissu de verre, en PAV

L'écaillage est important en entrée de plaque composite sans pli de verre, avec la présence de fibres non coupées. L'étendue du défaut est encore plus importante en sortie de trou, conformément aux observations relevées dans la littérature [Bon10]. Dans le cas du stratifié avec tissu de verre, les défauts observés en sortie de trou sont réduits par la tenue en flexion qu'offre le tissu de verre. Lorsque le tissu est placé en entrée de plaque, des pans de tissus peuvent se délaminer et s'écailler pour certaines conditions de coupe.

Afin d'étudier l'impact du procédé vibratoire plus en détail, le facteur de délaminage est choisi comme critère, afin de pouvoir caractériser et comparer les défauts de délaminage et d'écaillage à différentes amplitudes. Il correspond au rapport du diamètre de plus grand défaut sur le diamètre

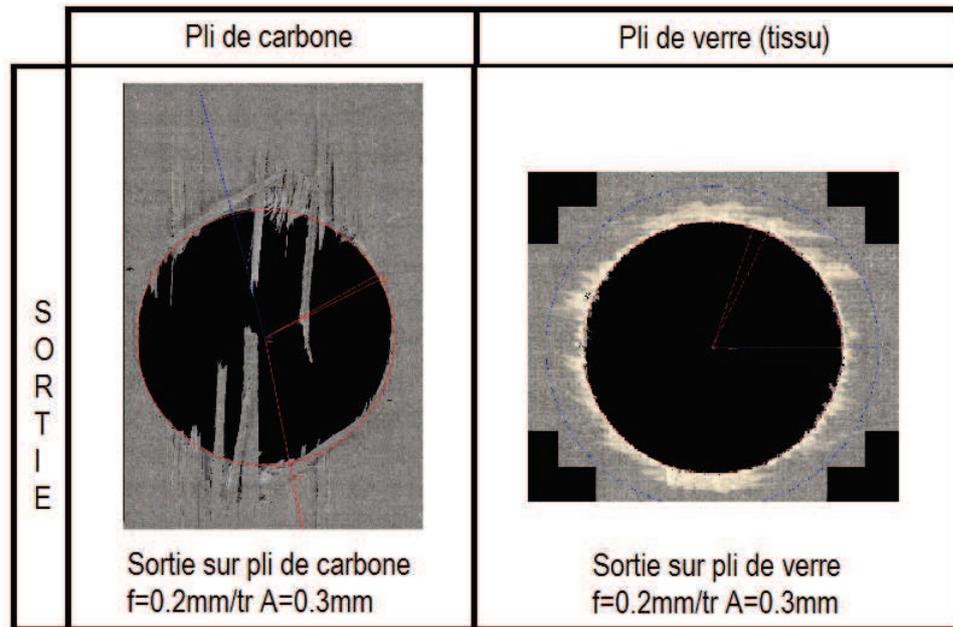


FIGURE 4.2 – Défauts observés en sortie de plaque, avec et sans tissu de verre, en PAV

percé (diamètres concentriques). Il est évalué par mesure de la topographie de surface à l'aide d'un microscope optique à variation de plan focal Alicona InfiniteFocus SL. La présence d'un écaillage apparaît clairement sur la surface acquise, tandis qu'un délaminage s'observe grâce à la déformation hors-plan engendrée du pli de surface. Cette méthodologie ne permet pas de détecter des fissures qui se seraient refermées suite au perçage. Mais les défauts étant situés en surface, elle permet une évaluation beaucoup plus rapide de l'endommagement qu'une caractérisation par radiographie aux rayons X (fig.4.3).

La figure 4.4 montre le facteur de délaminage obtenu pour les différents essais, reporté en fonction de l'amplitude, en entrée et en sortie de plaque, avec ou sans pli de verre.

Les défauts observés en entrée de plaque sont importants, que ce soit avec ou sans pli de verre, avec un facteur de délaminage proche de 2 (longueur de fissure égale au rayon alésé). La zone de formation des défauts est rencontrée, dans les deux cas, pour un angle  $X_2$  de  $-45^\circ$ , angle défini par McKenzie ([McK60], §1.2.2). Ceci est un résultat contraire à ce qui trouvé dans la biblio, avec l'orientation des plus grands défauts située autour de  $X_2 = +45^\circ$  [Bon10].

L'étendue de défaut relevée en entrée sur CFRP seul montre clairement une indépendance à l'amplitude des oscillations pour la fréquence utilisée (1,5 oscillations par tour). Le facteur de délaminage mesuré pour les entrées sur pli de verre est davantage variable en fonction de l'amplitude des oscillations. Cependant, cette variation n'est pas monotone et est en conséquence difficilement explicable, d'autant plus qu'elle n'est pas observée sur le pli UD. Elle est plus probablement due à une incertitude importante liée à la répétabilité du défaut, à la méthode de mesure, voire au critère de facteur de

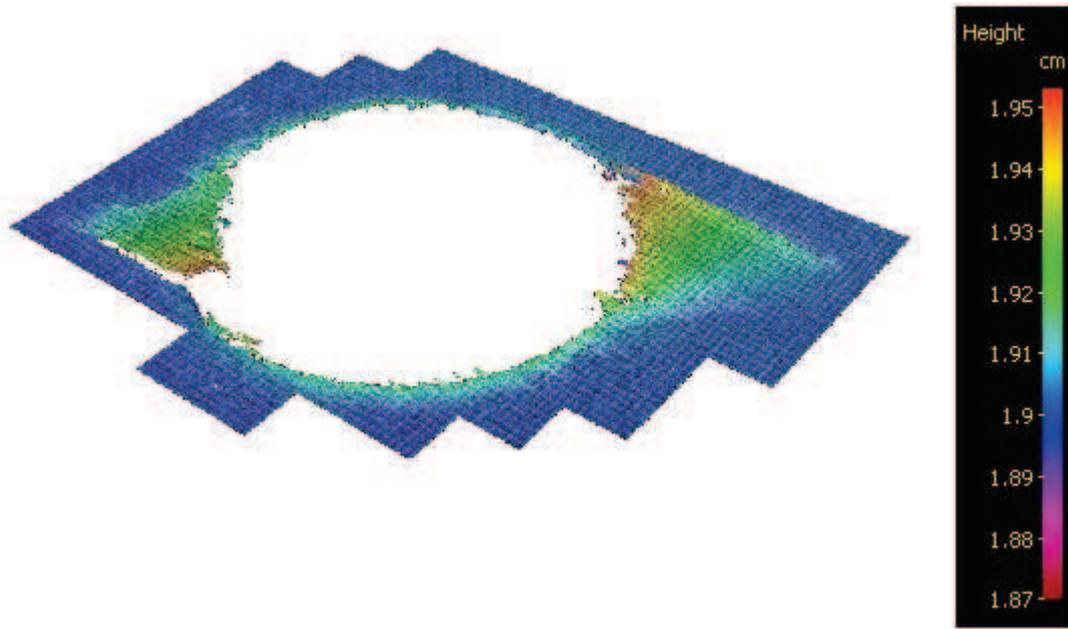


FIGURE 4.3 – Représentation colorée de la déformation hors-plan en sortie de plaque avec tissu de verre, en PAV

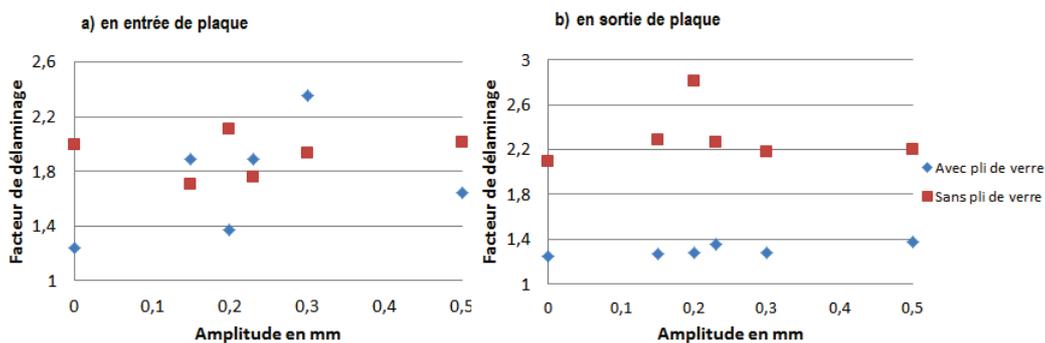


FIGURE 4.4 – Influence de l'amplitude des vibrations sur le facteur de délaminage observé a) en entrée et b) en sortie de plaque

délaminage utilisé. Il semble donc que l'ajout de vibrations lors du perçage n'a pas d'impact significatif sur l'endommagement du stratifié en entrée d'alésage, que ce soit avec ou sans pli de verre. Par contre, l'observation des différents faciès d'endommagement montre que la typologie de défaut est différente avec ou sans présence du pli tissé. Pour les entrées sur CFRP seul, le défaut se caractérise par un écaillage, présentant donc des fibres rompues au-delà du diamètre percé, et des fibres non coupées. Les entrées sur pli de verre présentent un endommagement qui est davantage de type délaminage. Mais là encore, dans un cas comme dans l'autre, l'amplitude des oscillations n'a pas d'influence remarquable sur le faciès d'endommagement en entrée de plaque (fig.4.5).

En sortie de plaque, dans le CFRP seul, le facteur de délaminage atteint une valeur moyenne de 2,2. La valeur est importante mais reste relative-

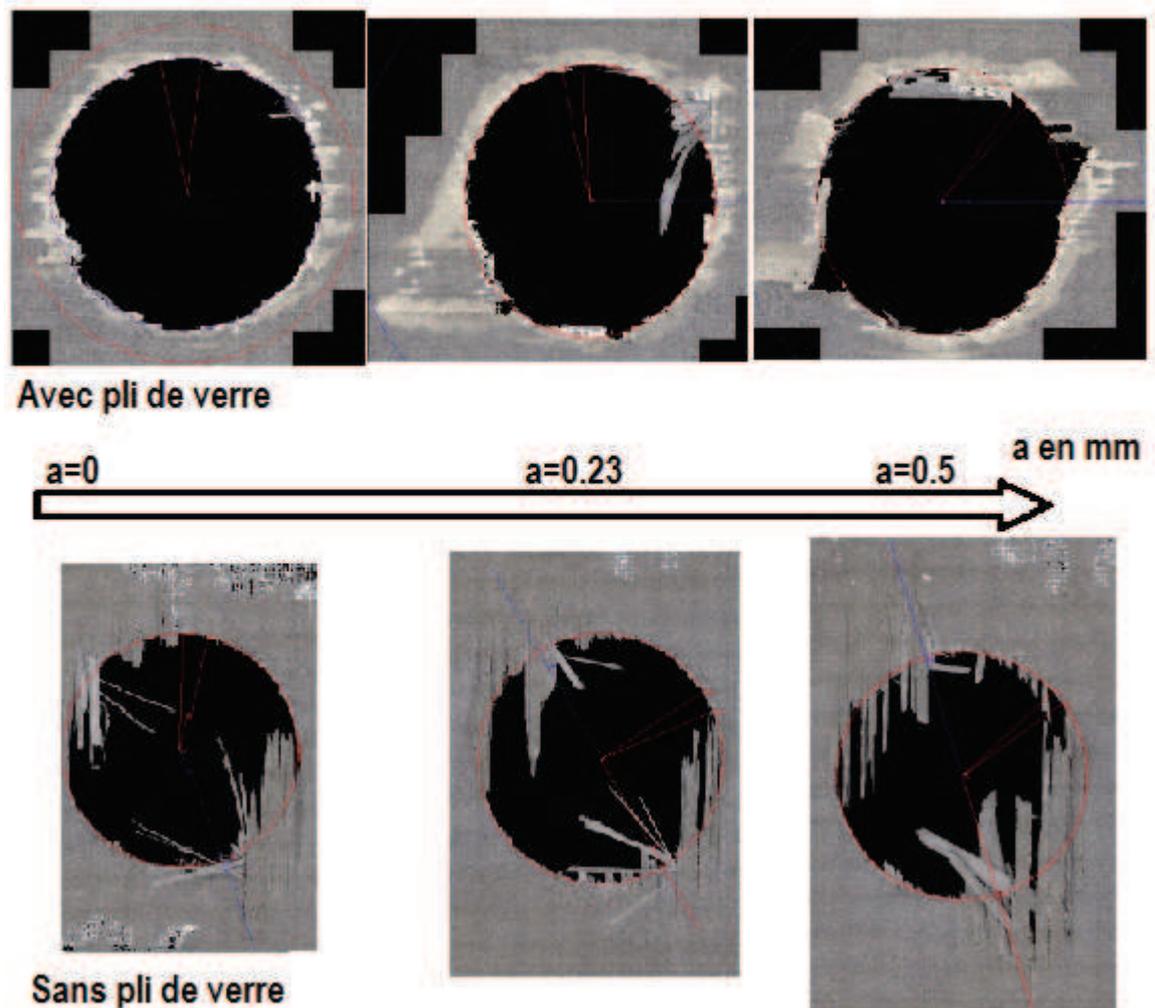


FIGURE 4.5 – Défauts observés en entrée de plaque, avec et sans pli de verre, à différentes amplitudes : 0 ; 0.23mm ; 0.5mm

ment insensible à la variation de l'amplitude. Une mesure apparaît comme nettement supérieure, mais encore une fois, elle semble davantage due à l'incertitude liée à la répétabilité du défaut, à la méthode de mesure, et/ou au critère utilisé. Comme en entrée, l'endommagement du pli UD en sortie est de type écaillage, avec des fibres non coupées et des fibres rompues. Avec pli de verre, la sortie de trou ne présente pas d'écaillage, mais un soulèvement du pli de verre en sortie de plaque, témoin d'un délaminage. Le facteur de délaminage observé est plus faible que sur le CFRP seul. Il avoisine la valeur moyenne de 1.3, quelle que soit l'amplitude des oscillations. Le tissu de verre joue son rôle en réduisant l'étendue de délaminage par rapport à un pli UD (fig.4.6).

Il semble donc, d'après ces résultats, que l'utilisation du perçage assisté par vibration n'améliore ni ne dégrade pas davantage l'entrée et la sortie de plaque composite, que ce soit avec ou sans présence d'un pli de verre. Toutefois, il faut faire attention au fait que ces caractérisations visuelles de l'écaillage ne considèrent pas l'étendue des délaminages en profondeur. Des

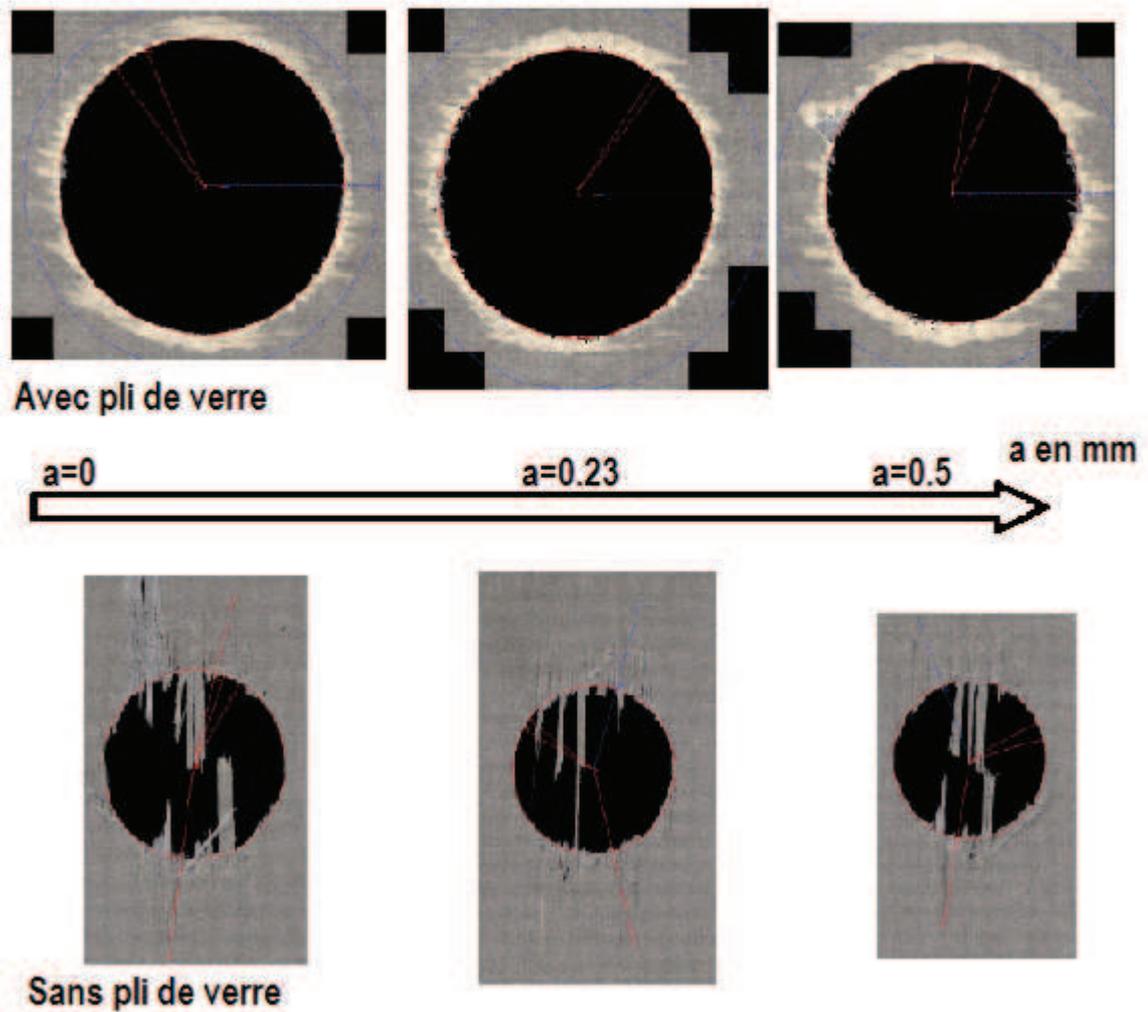


FIGURE 4.6 – Défauts observés en sortie de plaque, avec et sans pli de verre, à différentes amplitudes : 0 ; 0.23mm ; 0.5mm

mesures par radiographie aux rayons X restent intéressantes à réaliser pour observer ces délaminages plus précisément. De plus, le critère de facteur de délaminage utilisé représente la longueur de fissure maximale. Il ne représente pas l'étendue surfacique de l'endommagement en bord de plaque. Une analyse d'image serait nécessaire pour analyser ce paramètre. Enfin, la répétition de ces essais, associée à une analyse statistique des résultats, permettrait de réduire l'incertitude sur l'étendue des défauts mesurés, en identifiant la part aléatoire incluse dans la génération de ces endommagements.

#### 4.2 CAS DE L'ÉTAT DE SURFACE DANS LE STRATIFIÉ COMPOSITE

De la même manière que les délaminages, l'impact de l'état de surface de la paroi d'un alésage dans un stratifié composite sur la tenue en service d'un assemblage est complexe à identifier. De plus, cet état de surface est également difficile à caractériser et donc à spécifier. Comme cela a été men-

tionné dans le premier chapitre, celui-ci est généralement qualifié (dans la littérature comme dans l'industrie) à l'aide de critères de rugosité utilisés classiquement pour les métaux. La rugosité arithmétique  $R_a$  est le critère le plus souvent rencontré. Par transposition, il a été appliqué aux matériaux composites dans le domaine industriel comme dans de nombreuses publications scientifiques. Ce critère ne semble pourtant pas en mesure de caractériser la qualité de la surface dans un stratifié composite, au vu de la diversité des typologies de défauts rencontrées (cf. chapitre 1). Ces typologies sont directement liées à l'orientation des fibres par rapport à l'arête de coupe et aux modes de coupe rencontrés [Bon10, KLV83, MS95]. Le pire des cas correspond aux zones où l'angle  $X_2$  entre les fibres et la vitesse de coupe est proche de  $-45^\circ$ . Dans cette configuration, les fibres sont arrachées et emportent avec elles un amas de matrice. Il en résulte un défaut dont la profondeur est importante par rapport au reste de la surface. La diversité des types d'états de surface est visible sur la figure 4.7. L'échelle est limitée de 0 à  $-30\mu\text{m}$  pour mettre en valeur cette diversité des états de surface, mais les arrachements les plus profonds atteignent  $-80\mu\text{m}$  de profondeur sur cet exemple.

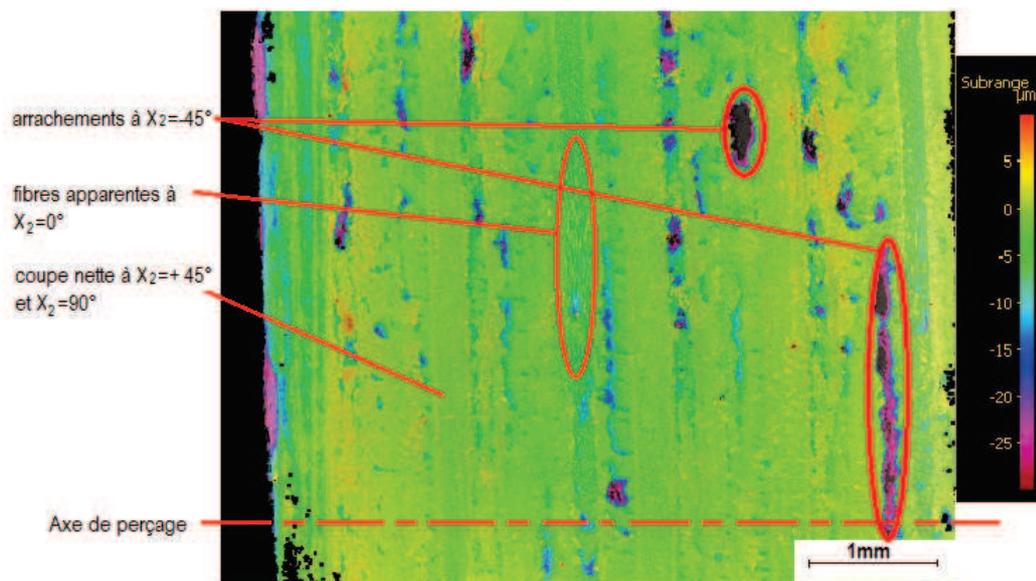


FIGURE 4.7 – Exemple de mesure d'état de surface après alésage en PC

Du fait de cette texture de surface hétérogène, l'utilisation d'un unique critère numérique moyenné comme le  $R_a$  semble insuffisante, voire inadaptée. La pertinence d'utiliser la rugosité arithmétique doit être évaluée. De plus, il est nécessaire de définir un ou plusieurs autres critères qui permettraient de tenir compte de ces types de surfaces différents et plus spécifiquement de ces arrachements de fibres.

#### 4.2.1 Choix de critères de caractérisation de l'état de surface

Dans un alésage, l'accès à la paroi du trou pour effectuer une mesure optique est difficile. C'est pourquoi, le choix se porte souvent sur une mesure d'état de surface dans l'alésage par profilométrie à contact. Mais deux problèmes majeurs se posent lors de la caractérisation de l'état de surface d'un trou dans un stratifié composite par profilométrie. Le premier est que, du fait de la forte hétérogénéité de la surface, le résultat de la mesure dépend, de façon importante, de la position de la ligne de mesure. La mesure de plusieurs profils dans la direction axiale, sur la paroi d'un trou percé dans une plaque CFRP UD fortement orientée illustre cet aspect [LC12]. Les résultats sont représentés sous forme de rosace (fig.4.8). La rugosité obtenue est plus grande dans les zones présentant un plus grand nombre d'arrachements.

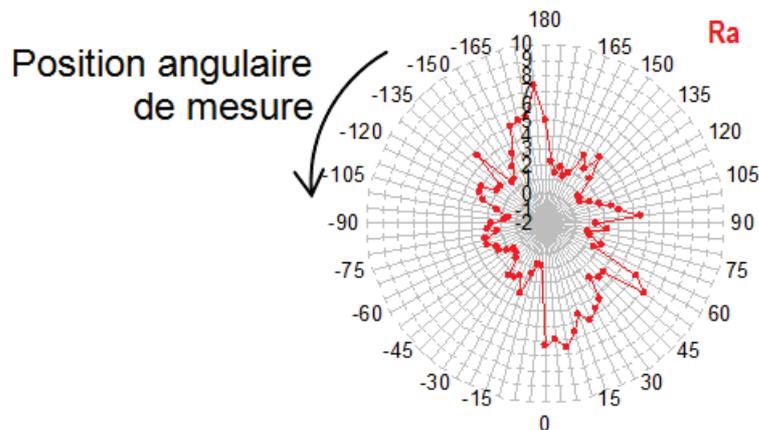


FIGURE 4.8 – Rugosité Ra en paroi de trou en fonction de la position angulaire de la ligne de mesure [LC12]

Le second problème est lié à la position des arrachements principaux (à  $X_2 = -45^\circ$ ), qui apparaissent sur la surface en fonction de la séquence d'empilement des plis, et à leur profondeur, de plusieurs dizaines de microns, qui est une dizaine de fois plus importante que l'amplitude de la rugosité obtenue sur les portions de surface sans arrachement. Cette irrégularité et l'ordre de grandeur plus important des arrachements posent 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 des arrachements, qui faussent les valeurs des critères calculés sur ce profil (fig.4.9).

Pour caractériser plus rigoureusement l'état de surface, le choix s'est porté, dans cette étude, sur une caractérisation par mesure surfacique. Elle permet de prendre en compte l'hétérogénéité de la surface, et notamment de considérer la densité et la profondeur des arrachements, qui forment le principal défaut sur les surfaces composites. Par ailleurs, il a été choisi de baser l'étude sur les critères primaires, obtenus sur les surfaces non filtrées, pour s'affranchir des artefacts de filtrage.

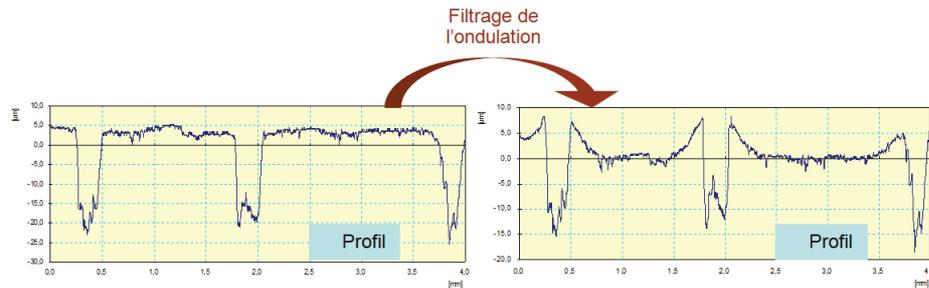


FIGURE 4.9 – Déformation de la surface après filtrage de l'ondulation [LC12]

Les mesures sont réalisées sur microscope optique Alicona InfiniteFocus SL. Un miroir à  $45^\circ$  est placé dans l'alésage lors de la mesure, afin de mesurer la paroi du trou. Cela permet d'éviter de découper la plaque au niveau du trou et surtout de ne pas altérer la surface par cette découpe. La mesure est effectuée dans la même zone du stratifié afin d'être en mesure de comparer les surfaces entre elles. Un secteur angulaire de l'alésage de  $45^\circ$  minimum est mesuré ( $50^\circ$  sur les alésages  $\varnothing 18.9\text{mm}$  ;  $80^\circ$  sur les alésages  $\varnothing 12.7\text{mm}$ ), afin que la surface acquise soit représentative de l'ensemble de la paroi de l'alésage. En effet, la séquence d'empilement du stratifié étant de type quasi-isotrope, les configurations d'angle  $X_2$  rencontrées se répètent tous les  $45^\circ$ . La précision verticale obtenue et la résolution latérale sont de l'ordre du micron.

La surface ainsi mesurée est analysée sans aucun filtrage fréquentiel de l'ondulation, pour la raison exprimée précédemment. Seule la forme cylindrique, extraite par la méthode des moindres carrés, est soustraite de la surface mesurée pour filtrer la forme de l'alésage. Un balançage de la surface plane extraite est ensuite appliqué, avec le critère des moindres carrés. A partir de la surface plane finale obtenue, les paramètres primaires suivants sont calculés :

- -les paramètres de hauteur :  $S_a$ ,  $S_q$ ,  $S_p$ ,  $S_v$ ,  $S_z$ ,  $S_{10z}$
- -les paramètres de distribution skewness et kurtosis :  $S_{sk}$ ,  $S_{ku}$
- -les paramètres de portance :  $S_k$ ,  $S_{pk}$ ,  $S_{vk}$ ,  $S_{mr1}$ ,  $S_{mr2}$
- -les paramètres de portance volumiques :  $V_{mp}$ ,  $V_{mc}$ ,  $V_{vc}$ ,  $V_{vv}$ ,  $V_{vc}$ ,  $V_{mc}$

Les paramètres  $S_a$ ,  $S_q$ ,  $S_{sk}$  et  $S_{ku}$  sont calculés à partir du profil complet selon les formules suivantes (équ. 4.1 à 4.4) :

$$S_a = \frac{1}{A} \int_A |z(x, y)| .dx.dy \quad (4.1)$$

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{A} \int_A \int_A z^2(x, y).dx.dy} \quad (4.2)$$

$$S_{sk} = \frac{1}{S_q^3} \left[ \frac{1}{A} \int_A \int_A z^3(x, y).dx.dy \right] \quad (4.3)$$

$$Sku = \frac{1}{Sq^4} \left[ \frac{1}{A} \int_A \int_A z^4(x,y).dx.dy \right] \quad (4.4)$$

Les paramètres  $S_p$ ,  $S_v$ ,  $S_z$  et  $S_{10z}$  sont, quant à eux, calculés à partir de quelques points extraits du profil. Les critères  $S_p$  et  $S_v$  représentent respectivement l'altitude du point mesuré le plus haut (pic) et du point mesuré le plus bas (vallée),  $S_z$  étant la somme des deux. Le paramètre  $S_{10z}$  est calculé sensiblement de la même façon, en moyennant les valeurs obtenues sur les 10 points les plus hauts et les plus bas. Les paramètres de portance sont explicités sur le diagramme suivant (fig.4.10).

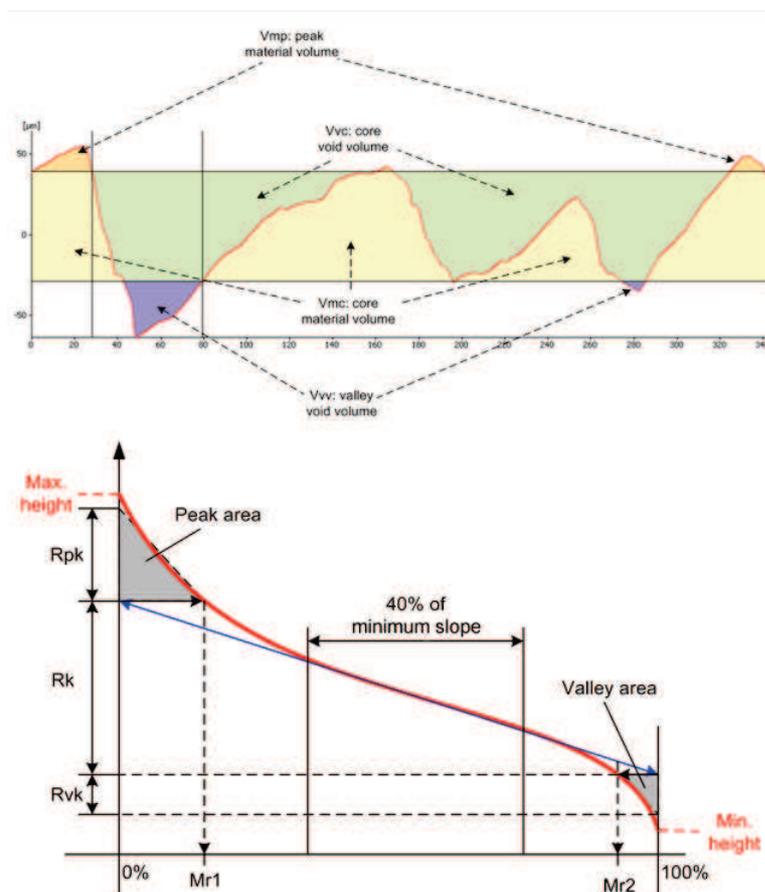


FIGURE 4.10 – Diagramme explicatif des paramètres de portance (source Alicona)

#### 4.2.2 Influence des conditions de coupe en perçage classique

Dans un premier temps, l'état de surface obtenu lors d'opérations d'alésage à différentes avances en perçage classique est observé. Le stratifié composite, quasi-isotrope, est d'abord pré-percé avec un outil hélicoïdal  $\varnothing 15.9\text{mm}$  (avec une vitesse de rotation de 1517tr/min et une avance de 0.095mm/tr, conditions identiques pour tous les essais). Ensuite, les trous sont alésés avec un outil  $\frac{3}{4}$  à une lèvre de diamètre  $\varnothing 18.9\text{mm}$ , avec une vitesse de ro-

tation  $N=1000\text{tr}/\text{min}$ , sur centre d'usinage DMG DMU50eVo. Les avances étudiées en alésage se situent sur la plage de  $0.075$  à  $0.3\text{mm}/\text{tr}$  ( $0.075$ ;  $0.15$ ;  $0.2$ ;  $0.25$ ;  $0.3\text{mm}/\text{tr}$ ). La figure 4.11 montre les surfaces mesurées pour deux trous alésés à  $f=0.075\text{mm}/\text{tr}$  et  $f=0.15\text{mm}/\text{tr}$ .

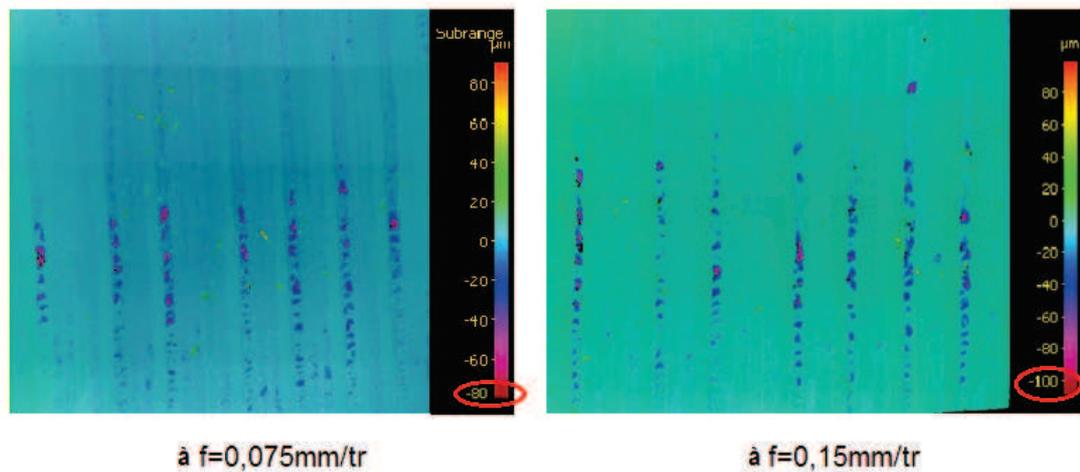


FIGURE 4.11 – Surfaces mesurées en paroi de trou pour  $f=0.075\text{mm}/\text{tr}$  et  $f=0.15\text{mm}/\text{tr}$

Avec l'augmentation de l'avance, la surface semble se dégrader. Cela est visible au niveau des arrachements à  $X_2 = -45^\circ$ . Leur étendue augmente, ainsi que leur profondeur, qui atteint environ  $100\mu\text{m}$  à  $f=0.15\text{mm}/\text{tr}$ . Les arrachements apparaissent aux mêmes endroits sur les surfaces, et se caractérisent par des paquets de fibres arrachées.

Pour les avances plus importantes (fig.4.12), la profondeur des arrachements n'augmente pas davantage (environ  $100\mu\text{m}$  au maximum). Par contre, l'étendue des arrachements varie. Le trou réalisé à  $f=0.2\text{mm}/\text{tr}$  semble présenter la plus grande densité d'arrachements profonds. Le nombre d'arrachements atteignant cette profondeur maximale semble ensuite se réduire avec l'augmentation de l'avance. Une explication peut être apportée par la comparaison de l'avance par dent et de l'épaisseur de pli ( $0.25\text{mm}$ ). Il semble qu'une valeur d'avance par dent légèrement inférieure à l'épaisseur de pli soit une configuration critique en termes d'état de surface en perçage d'un stratifié composite UD. Une étude plus détaillée de l'importance du rapport avance par dent/épaisseur de pli permettrait de mettre en valeur la véracité d'une telle corrélation. Il est également observé l'apparition de pics de matière aux abords des arrachements. Ces pics n'apparaissent ici que pour les deux plus fortes avances. Les surfaces ayant été nettoyées avant mesure, l'explication de ces pics reste à établir. Les premières hypothèses sont un re-dépôt de résine sur la paroi du trou ou un soulèvement des fibres dans les zones d'arrachements, favorisés par les hautes avances.

Les paramètres présentés précédemment permettant de caractériser l'état de surface, sont calculés sur ces surfaces mesurées. Les paramètres  $S_{mr1}$ ,  $S_{mr2}$ ,  $S_p$ ,  $S_v$ ,  $S_z$ ,  $S_{10z}$  ont été jugés inadéquats (fig.4.13). En effet, du fait de

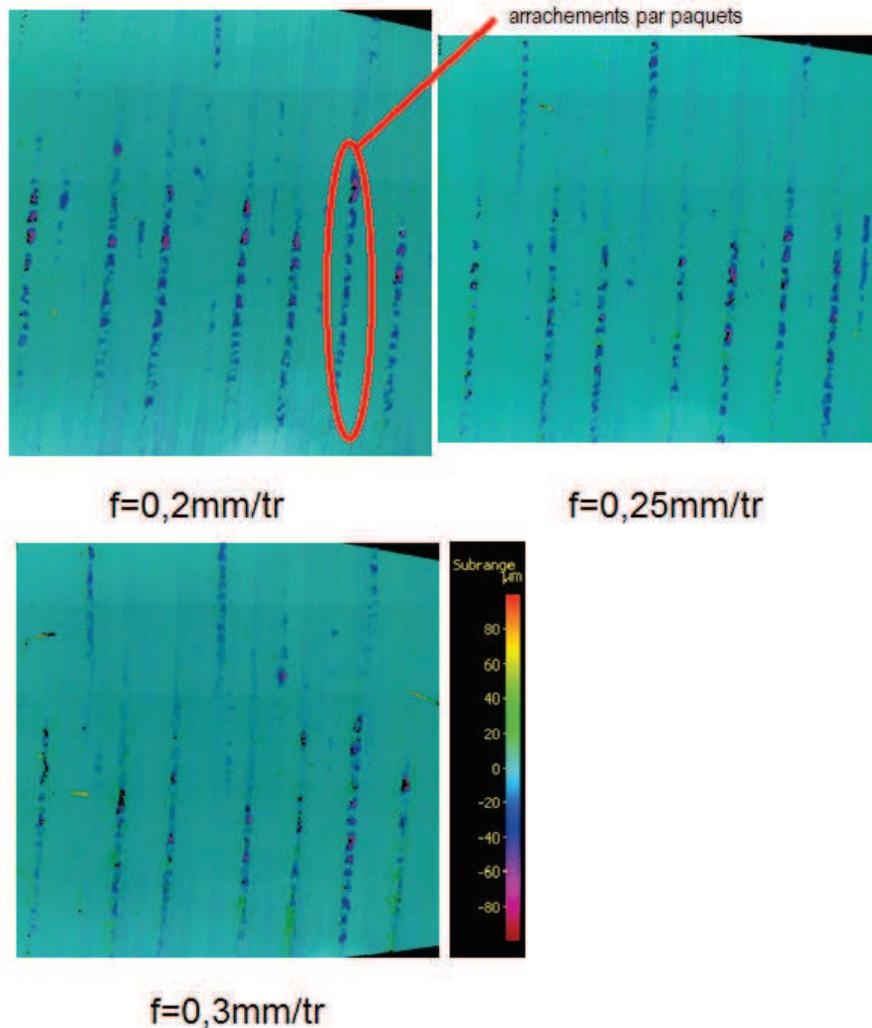


FIGURE 4.12 – Surfaces mesurées en paroi de trou pour  $f=0,2\text{mm/tr}$ ,  $f=0,25\text{mm/tr}$  et  $f=0,3\text{mm/tr}$

leur mode de calcul, les portances  $S_{mr1}$  et  $S_{mr2}$  sont peu représentatives de l'état de surface hétérogène. Le critère  $S_{mr2}$  est d'ailleurs quasi constant sur l'ensemble des surfaces. Le critère  $S_{mr1}$  est, quant à lui, variable, mais il fournit des résultats différents de tous les autres critères. Il a donc été jugé, tel qu'il est calculé, comme non pertinent. Les critères  $S_p$  et  $S_v$  étant basés sur l'extraction d'un unique point de mesure, leur valeur est potentiellement sujette à une forte incertitude et une sensibilité importante aux artefacts de mesure. Cela se traduit d'ailleurs dans les résultats obtenus. C'est pourquoi ils n'ont pas été retenus. Il en est de même pour les critères  $S_z$  et  $S_{10z}$ , qui sont calculés à partir de quelques points extraits des surfaces mesurées. Pour les mêmes raisons, ils ont donc été jugés non représentatifs de la texture particulière rencontrée sur les alésages.

La figure 4.14 représente l'évolution en fonction de l'avance des paramètres jugés pertinents, normés par rapport à leur valeur pour l'avance la plus élevée (les valeurs absolues sont reportées dans un tableau en annexe

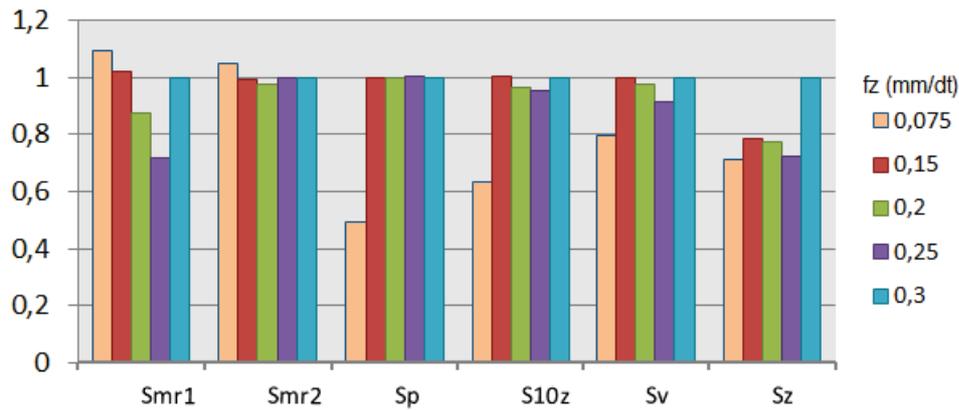


FIGURE 4.13 – Paramètres Smr1, Smr2, Sp, Sv, Sz et S10z, en fonction de l'avance en mm/tr, normés à leur valeur pour la plus forte avance

(A). Tous ces paramètres (hormis le skewness Ssk) présentent des résultats cohérents entre eux, et qui confirment les observations visuelles précédentes : l'état de surface se dégrade rapidement aux faibles avances puis s'améliore légèrement passé l'avance de 0.2mm/tr (équivalent à  $fz=0.2\text{mm/dent}$ ).

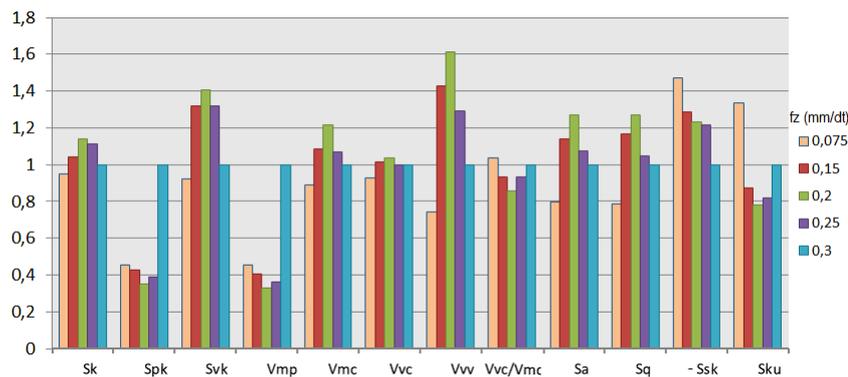


FIGURE 4.14 – Paramètres de surfaces en fonction de l'avance, normés aux valeurs de la plus forte avance

Les paramètres de hauteur Sa et Sq présentent bien cette évolution de l'état de surface en fonction de l'avance. Leur calcul intègre l'ensemble des points de la surface, sans filtrage des pics et des arrachements. Ils représentent ainsi des indicateurs moyennés de l'état de surface de la paroi.

Les paramètres de portance Sk, Spk et Svk permettent de qualifier l'état de surface en considérant la portance globale de la surface (fig.4.10). Le paramètre Spk traduit la hauteur des pics sur la surface. Son évolution en fonction de l'avance confirme ainsi les observations visuelles précédentes qui soulignaient la présence de pics de matière aux abords des principaux arrachements pour les avances importantes. A l'inverse, le paramètre Svk traduit la profondeur des arrachements présents sous le cœur de la surface. Ainsi, si la densité d'arrachements profonds augmente, ceux-ci seront davantage considérés dans le cœur de la surface par le calcul de la tangente à la courbe de portance, et le paramètre Svk sera donc réduit. Cela est observable sur les résultats obtenus, les surfaces obtenues avec les avances de 0.15, 0.2 et 0.25

mm/tr présentant des valeurs de  $S_{vk}$  proches. Ce paramètre doit donc être considéré avec le paramètre  $S_k$  qui représente la rugosité primaire à cœur de la surface, calculée en excluant les pics et vallées. Il est également observé sur ce paramètre l'évolution de l'état de surface en fonction de l'avance. Ceci démontre le fait que l'augmentation de la densité d'arrachements engendre un report, en partie, des arrachements dans le cœur de surface tel que calculé par la tangente à la courbe de portance. Ainsi, il apparaît nécessaire de considérer ces trois paramètres de portance  $S_k$ ,  $S_{pk}$  et  $S_{vk}$  ensemble puisqu'ils sont inter-dépendants. L'interprétation de ces paramètres est donc délicate.

De la même façon, les paramètres volumiques  $V_{mp}$ ,  $V_{mc}$ ,  $V_{vc}$  et  $V_{vv}$  sont issus de la courbe de portance. Notamment, les volumes de matière ( $V_{mp}$  et  $V_{mc}$ ) présentent des résultats très proches de ceux obtenus avec les paramètres  $S_{pk}$  et  $S_k$ . Le critère  $V_{mp}$  a l'intérêt de traduire particulièrement la présence de pics sur la surface. Cela est particulièrement notable sur la surface réalisée à la plus haute avance qui présente une valeur de  $V_{mp}$  élevée et sur laquelle des amas de matière ont été observés. Les volumes de vide ( $V_{vc}$  et  $V_{vv}$ ) semblent, quant à eux, mieux intégrer la répartition des arrachements que le critère  $S_{vk}$ . Le volume de vide à cœur  $V_{vc}$  augmente avec l'avance sur les deux premiers essais, puis reste sensiblement constant ensuite. Il semble donc reproduire le fait que les arrachements de faible profondeur n'évoluent pas dès l'avance de 0.15mm/tr. Contrairement au  $S_{vk}$ , le paramètre  $V_{vv}$  considère la densité de vide. Il intègre donc mieux le fait que les arrachements soient plus profonds ou en plus grand nombre. Ces paramètres de volume  $V_{vc}$  et  $V_{vv}$  semblent donc particulièrement intéressants pour représenter l'importance des arrachements, en profondeur et en densité. Le critère  $V_{vc}$  traduit l'évolution des arrachements peu profonds (à cœur), alors que le critère  $V_{vv}$  caractérise l'influence de la profondeur et de la densité des arrachements profonds.

Enfin, les paramètres de distribution  $S_{sk}$  (skewness) et  $S_{ku}$  (kurtosis) sont potentiellement intéressants pour caractériser la surface et ses arrachements dans les matériaux composites. Le paramètre  $S_{sk}$  représente l'asymétrie de la surface, précisant une prépondérance de pics ou de vallées suivant que sa valeur est respectivement positive ou négative. Dans le cas de surfaces d'alésages composites, ce facteur est donc généralement négatif du fait de la présence d'arrachements. Sur les résultats, ce dernier est effectivement toujours négatif. Mais, en valeur absolue, il diminue progressivement avec l'augmentation de l'avance. Cela peut s'expliquer par le fait que la profondeur des arrachements stagne avec l'augmentation de l'avance, mais que des pics de matière apparaissent. Ainsi, la surface est de plus en plus composée à la fois de vallées et de pics, réduisant l'asymétrie de la surface. Le paramètre de kurtosis  $S_{ku}$  permet, quant à lui, de traduire 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 représente l'aplatissement de la surface. Dans le cas des surfaces mesurées, le kurtosis est élevé pour tous les essais, ce qui tend à montrer la présence d'arrachements relativement abrupts. Il diminue rapidement dans un premier temps, en dépit de l'augmentation de la profondeur des arrachements. Cela traduit le fait que la

densité des arrachements sur la surface augmente de façon significative. Le  $Sku$  augmente ensuite pour des avances supérieures à  $0.2\text{mm/tr}$ , car les arrachements se réduisent en termes d'étendue en conservant leur profondeur maximale. Ainsi, il apparaît que les paramètres  $Ssk$  et  $Sku$  sont sensibles à la densité des arrachements, et à la présence de pics de matière pour  $Ssk$ . Ils semblent, par contre, peu influencés par l'évolution de la profondeur des arrachements.

Pour synthétiser cette analyse, il apparaît que la caractérisation de l'état de surface de la paroi d'un alésage dans un stratifié composite est délicate. L'utilisation d'un unique critère de qualification n'est pas suffisante. En effet, l'état de la surface se compose d'arrachements dont la profondeur et/ou la densité varient avec les conditions opératoires. Il est donc nécessaire d'analyser plusieurs critères pour représenter l'évolution de la profondeur et celle de la densité des arrachements, et de les différencier. Au vu des résultats présentés en perçage classique, il semble qu'un critère de hauteur  $Sa$  ou  $Sq$  soit intéressant pour fournir une indication de l'état de surface global avec une valeur moyennée. Les deux critères  $Sa$  et  $Sq$  présentent la même évolution en valeurs normées. L'un des deux suffit donc. Du fait du mode de calcul (altitudes au carré), le paramètre  $Sq$  fournit toutefois des valeurs absolues plus importantes et plus différenciées. Sur l'état global de la surface, les paramètres  $Ssk$  et  $Sku$  apportent des informations complémentaires quant à la nature de la surface, en termes de densité d'arrachements et de présence de pics. Enfin, pour analyser l'évolution plus particulière des arrachements, les paramètres  $Vvc$  et  $Vvv$  semblent pertinents. Le premier paraît influencé essentiellement par les arrachements peu profonds, alors que le second représente l'évolution des défauts profonds. Le critère  $Vmp$  complète l'étude en donnant une indication sur la présence de pics sur la surface. L'analyse couplée de ces différents critères semble permettre de caractériser l'état de surface complexe observé dans un stratifié composite.

En termes de résultat sur l'influence de l'avance en perçage classique d'un stratifié composite, les observations réalisées et les résultats obtenus sur plusieurs critères indiquent qu'une avance par dent légèrement inférieure à l'épaisseur des plis génère un état de surface fortement dégradé. Une avance par dent nettement inférieure ou supérieure à l'épaisseur de pli permet d'améliorer l'état de surface, en réduisant la profondeur des arrachements et/ou leur densité. Les avances les plus faibles offrent les meilleurs résultats. Par la suite, l'influence de l'ajout des oscillations lors du perçage est étudiée.

#### 4.2.3 *Impact des oscillations sur la qualité de surface*

Dans cette partie, l'impact de l'utilisation d'une assistance vibratoire sur l'état de surface obtenu dans le stratifié composite est analysé. Les résultats présentés sont relatifs à des essais réalisés avec l'outil hélicoïdal  $\varnothing 12.7\text{mm}$ . Les conditions de coupe nominales retenues sont une avance  $f=0.2\text{mm/tr}$  et une vitesse de rotation de  $1880\text{tr/min}$ . L'impact des oscillations est étudié à travers la variation de l'amplitude sur la plage de  $0$  à  $0.5\text{mm}$  [ $0.2-0.23-0.3-$

0.35-0.5mm]. L'analyse menée précédemment en perçage classique a montré que l'état de surface dépend directement de l'avance, et de son rapport avec l'épaisseur de pli. Dans cette partie, l'avance est choisie constante, seule l'amplitude des oscillations varie. L'interaction potentielle de l'avance avec l'amplitude des vibrations n'est donc pas étudiée. L'objectif ciblé est, pour une avance donnée, d'analyser l'impact de l'amplitude des oscillations, et à travers elles, de la variation de vitesse d'avance instantanée, sur l'état de surface généré, en s'affranchissant de l'influence de l'avance programmée. Les surfaces obtenues sont mesurées comme précédemment, afin d'extraire les paramètres retenus sur les profils primaires des surfaces. La figure 4.15 montre trois des surfaces mesurées, obtenues avec les amplitudes de 0, 0.2 et 0.5mm.

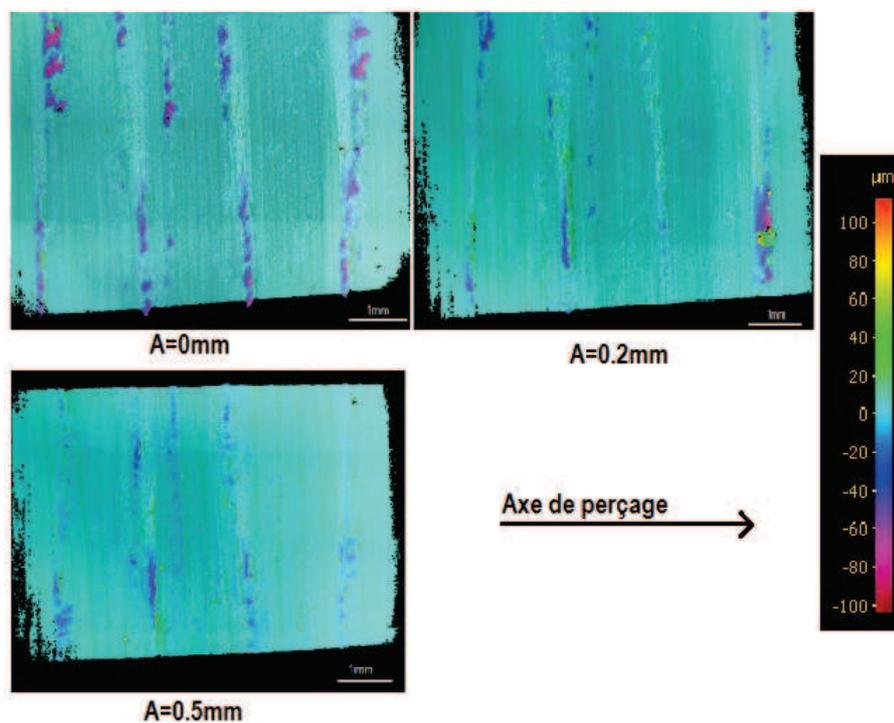


FIGURE 4.15 – Comparaison d'états de surface obtenus en PC et en PAV pour des amplitudes  $a=0\text{mm}$  ;  $0.2\text{mm}$  ;  $0.5\text{mm}$

Dans le cas de cette étude, il est nettement observé une amélioration de l'état de surface en perçage assisté par vibration, notamment en ce qui concerne les arrachements de fibres à une orientation  $X_2=-45^\circ$ . La profondeur des arrachements semble se réduire avec l'ajout des oscillations. Avec  $0.5\text{mm}$  d'amplitude, la profondeur des arrachements est réduite de  $100\mu\text{m}$  à  $40\mu\text{m}$ . Surtout, la densité d'arrachements sur la surface se réduit en PAV. Par contre, il apparaît des crêtes de hauteur faible sur la surface. Cela est particulièrement observable sur la surface obtenue à l'amplitude maximale de  $0.5\text{mm}$ . Il est peu probable que ces crêtes soient dues à des rayures générées par la remontée des copeaux. En effet, elles apparaissent essentiellement pour les fortes amplitudes, pour lesquelles les copeaux sont fragmentés et de faibles dimensions. Elles semblent être plutôt dues aux passages des becs

de l'outil le long des trajectoires oscillantes. Ainsi, l'analyse des surfaces obtenues semble indiquer que l'ajout des oscillations permet de réduire les arrachements (en profondeur et en nombre), mais peut générer des crêtes sur la surface portante (surface hors arrachements). Afin de confirmer cela, les paramètres de caractérisation d'état de surface retenus précédemment sont calculés sur les surfaces primaires afin d'être analysés. Les résultats sont reportés en fonction de l'amplitude sur la figure 4.16. Ils sont normés par rapport à leur valeur pour l'amplitude la plus élevée (hormis pour le Ssk, normé à sa valeur à amplitude nulle). Les valeurs absolues sont reportées dans un tableau en annexe (A).

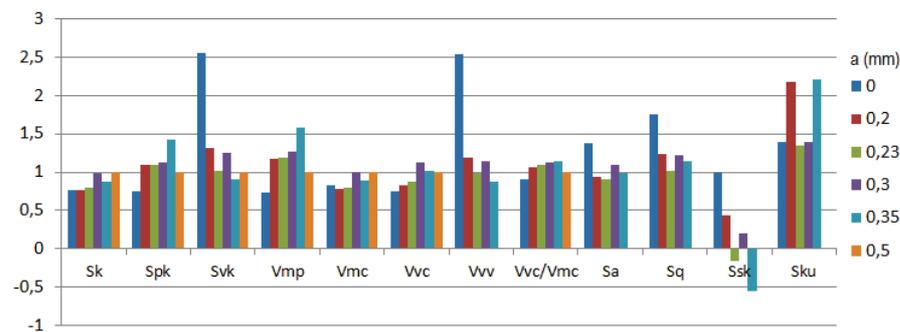


FIGURE 4.16 – Influence de l'amplitude des vibrations sur les paramètres de caractérisation d'état de surface

La caractérisation de l'état global de surface est analysé à travers les paramètres moyennés de hauteur Sa ou Sq. Il apparait que les surfaces obtenues en PAV présentent un état de surface meilleur que la surface obtenue en PC. L'ajout des oscillations semble donc positif. Par contre, la valeur de l'amplitude n'a pas d'impact significatif sur cet état de surface moyen puisque les différents essais en PAV présentent des résultats très proches. Cette information est complétée par l'analyse des critères Ssk et Sku. Comme précisé précédemment, ceux-ci représentent respectivement l'asymétrie et l'aplatissement de la surface.

Le skewness est négatif, avec une valeur importante, pour l'essai en PC. Mais sa valeur absolue est plus faible pour les surfaces obtenues en PAV, signifiant que la proportion d'arrachements diminue. Pour deux essais, le Ssk devient même positif, indiquant par ce biais que la proportion de pics est plus importante que la proportion de vallées. Son évolution tend donc à montrer que l'ajout des oscillations s'accompagne de la génération de crêtes sur la surface.

Le kurtosis présente une évolution particulière. Il présente des valeurs élevées pour l'ensemble des surfaces, traduisant la présence d'arrachements relativement abrupts. Par contre, le fait qu'il présente des valeurs très élevées pour deux des amplitudes testées reste difficile à expliquer. A ce stade, l'analyse des critères de hauteur retenus montre que l'ajout des oscillations a tendance à améliorer l'état de surface général (évolution de Sa ou Sq), sans éliminer la présence d'arrachements abrupts (Sku élevé), mais en réduisant

leur proportion (évolution de  $S_{sk}$ ), et peut générer des crêtes sur la surface ( $S_{sk}$  positif).

Afin d'affiner cette analyse, les paramètres de portance sont également retenus. L'étude des paramètres volumiques est préférée, comme expliqué précédemment, car ils intègrent mieux l'influence de la densité des arrachements et des pics. Les volumes de vide à cœur ( $V_{vc}$ ) et dans les vallées profondes ( $V_{vv}$ ) montrent que l'état de surface à cœur se dégrade légèrement avec l'utilisation du PAV (augmentation de  $V_{vc}$ ), mais que les arrachements profonds sont nettement moins présents avec l'ajout des oscillations (chute importante de  $V_{vv}$ ). En effet, les différents essais en PAV présentent des résultats proches, avec une légère tendance à diminuer les arrachements profonds et à augmenter la rugosité primaire à cœur avec l'augmentation de l'amplitude de vibration. L'évolution du paramètre  $V_{mp}$  indique, de plus, que l'ajout des oscillations génère davantage de crêtes sur la surface.

Ces résultats confirment et complètent ceux obtenus sur les paramètres de hauteur. Il peut être noté que les paramètres  $S_k$ ,  $S_{pk}$  et  $S_{vk}$  montrent des évolutions semblables respectivement aux paramètres  $V_{mc}$ ,  $V_{mp}$  et  $V_{vv}$ . Les observations visuelles précédentes sont donc vérifiées par l'analyse de ces paramètres. Il apparaît que l'ajout des oscillations permet d'améliorer l'état de surface global (évolution de  $S_q$ ). Des arrachements abrupts sont toujours présents ( $S_{ku}$  élevé), mais leur profondeur et leur étendue diminuent par rapport au PC (évolution de  $S_{sk}$  et  $V_{vv}$ ). Par contre, l'état de surface à cœur de la surface portante se dégrade légèrement (évolution de  $V_{vc}$ ), du fait notamment de l'apparition de crêtes générées par les passages de dent (valeurs de  $S_{sk}$  et évolution de  $V_{mp}$ ). En PAV, il semble que la valeur de l'amplitude des oscillations a un impact léger sur l'évolution de la plupart des critères.

Afin d'expliquer la réduction des arrachements profonds en PAV, la coupe interrompue d'un pli est analysée. De par la coupe vibratoire, chaque pli n'est plus coupé en continu mais en plusieurs passages de dents. La figure 4.17 montre les trajectoires de coupe à 0.5mm d'amplitude et 0.2mm/tr d'avance en fonction de la position angulaire, en comparaison de l'épaisseur de pli dont les limites sont représentées. Il apparaît, dans ces conditions de coupe, que deux tours d'outil sont nécessaires pour réaliser, avec les deux dents, la coupe complète d'un pli, au lieu d'un seul tour en perçage classique à la même avance.

Une explication possible de la réduction des arrachements profonds est liée à la multiplication du nombre de passages de dent sur le pli. Cela réduit la portion angulaire de pli traversé par une dent à chaque passage. En conséquence, l'arrachement engendré sur le pli est d'étendue angulaire limitée. Le paquet de fibres arraché est plus petit, et potentiellement sa profondeur en est réduite. Cela serait notamment important dans les zones dans lesquelles les arrachements profonds ont lieu ( $X_2 = -45^\circ$ ). Bien entendu, cette explication n'est qu'une hypothèse. Une étude plus spécifique de ce phénomène serait à envisager. Enfin, il faut noter que cette étude a été réalisée avec une avance figée de 0.2mm/tr. L'interaction possible entre l'avance et l'amplitude sera à analyser également.

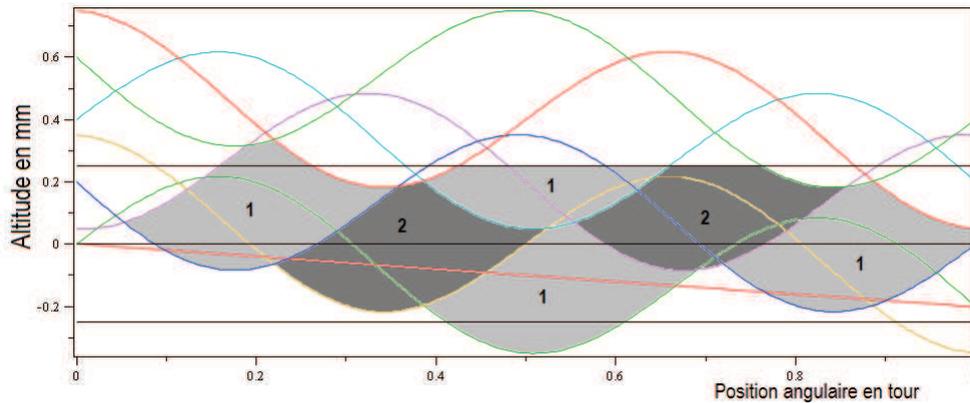


FIGURE 4.17 – Représentation des prises de passe des dents (1 et 2) sur deux plis de carbone d'épaisseur 250µm

#### 4.2.4 Conclusions sur la caractérisation des états de surface dans les trous composites

La typologie des états de surfaces dans les matériaux composites rend l'analyse de la qualité des surfaces en paroi de trou difficile. Parmi ces types de défauts rencontrés, les arrachements à  $X_2 = -45^\circ$  sont les plus importants en profondeur. Afin d'être en mesure de caractériser ces arrachements profonds, mais également l'état de la surface portante (à cœur, hors arrachements), une mesure optique de la surface a été mise en œuvre et des paramètres de caractérisation ont été retenus. Il en ressort que :

- une mesure surfacique est nécessaire pour considérer l'hétérogénéité importante de la surface obtenue en alésage de stratifié composite
- il est préférable de travailler sur les profils primaires de surface, le filtrage de l'ondulation par les filtres classiques générant des artefacts sur les profils de rugosité
- un paramètre de hauteur, le Sa ou le Sq, permet de donner une indication sur l'état de surface moyen obtenu
- les paramètres Ssk et Sku apportent des informations complémentaires quant à la nature de la surface, en termes de densité d'arrachements et de présence de pics ou de crêtes
- les paramètres de portance Vmp, Vvc et Vvv complètent la caractérisation. Le premier donne une indication sur la présence de pics sur la surface ; le second traduit la présence d'arrachements peu profonds ; le dernier représente l'évolution des défauts profonds
- les critères retenus permettent une analyse comparative de surfaces entre elles, mais plus difficilement une analyse absolue de la qualité de surface ; pour cela, des travaux restent à mener pour définir des valeurs de référence pour chacun de ces critères.

Cette procédure a été appliquée pour caractériser les états de surface rencontrés en PC et en PAV. Plusieurs points se dégagent de ces essais :

- en perçage classique, l'état de surface le plus dégradé est observé pour une avance par dent légèrement inférieure à l'épaisseur de pli. Le meilleur état de surface est attribué à l'avance la plus faible. Pour une

- avance par dent supérieure à l'épaisseur de pli, la profondeur des principaux arrachements stagne alors que leur densité diminue
- pour une avance donnée, l'ajout de vibrations a permis de réduire la profondeur et l'étendue des arrachements de fibres profonds. Par contre, l'état de la surface à cœur se dégrade, notamment par l'apparition de crêtes liées aux passages de dent. D'un point de vue global, l'état de surface rencontré en PAV est tout de même meilleur qu'en PC
  - en PAV, l'amplitude semble avoir une influence sur l'évolution de l'état de surface. Une amplitude importante réduit la profondeur et l'étendue des arrachements. Mais l'état de surface se dégrade dans l'ensemble avec l'augmentation de l'amplitude. Une interaction entre l'avance et l'amplitude est toutefois probable. Des essais supplémentaires sont nécessaires à d'autres avances pour garantir que l'utilisation d'une assistance vibratoire améliore l'état de surface obtenu dans les trous composites pour toutes les avances

Ainsi, l'utilisation de l'assistance vibratoire semble améliorer l'état de surface en paroi de l'alésage dans le stratifié composite. Pour compléter l'étude de la qualité d'alésage de l'empilage multi-matériaux considéré, la formation de bavure est analysée dans la partie suivante.

#### 4.3 CAS DE LA BAVURE

La formation de bavure est régulièrement un facteur de limitation de la durée de vie des outils coupants dans l'industrie. Pour un matériau donnée, la formation de bavure est fortement liée aux conditions d'essais (lubrification), aux conditions de coupe et à l'usure de l'outil utilisé [ADA<sup>+</sup>09]. La hauteur de bavure se réduit avec les vitesses de coupe croissantes et les avances décroissantes selon Pilny et al. [PCPV12]. L'effort axial influence fortement la génération de bavure, un effort axial important favorise celle-ci. De plus, la température générée par la coupe joue un rôle tout aussi important en réduisant les caractéristiques mécaniques du matériau dans la zone de coupe, favorisant ainsi la formation de bavure [Lau09]. Alors que la vitesse d'avance instantanée est fortement augmentée et que la coupe est discontinue en perçage assisté par vibration, il semble important de vérifier l'impact de ce procédé sur la formation de bavure.

##### 4.3.1 *Bavure obtenue en perçage classique et influence de la vitesse d'avance*

Pour confirmer, dans la configuration de cette étude, les résultats issus de la littérature, la bavure est relevée en entrée et en sortie d'alésage suite à des essais réalisés à différentes avances en perçage classique. Les essais sont menés sur centre d'usinage DMG DMU50eVo, avec un outil hélicoïdal Ø12.7mm à deux lèvres. Le matériau usiné est un alliage d'aluminium 7010, d'épaisseur 15mm. Les conditions de coupe sont une vitesse de rotation  $N=1880\text{tr}/\text{min}$  et des avances de 0.025 à 0.2mm/tr [0.025 ; 0.5 ; 0.1 ; 0.15 ; 0.2mm/tr]. La bavure est mesurée à l'aide d'un microscope optique Alicona InfiniteFo-

cus SL, et la valeur maximale de la hauteur de bavure est relevée. Celle-ci est reportée en fonction de l'avance (figure 4.18).

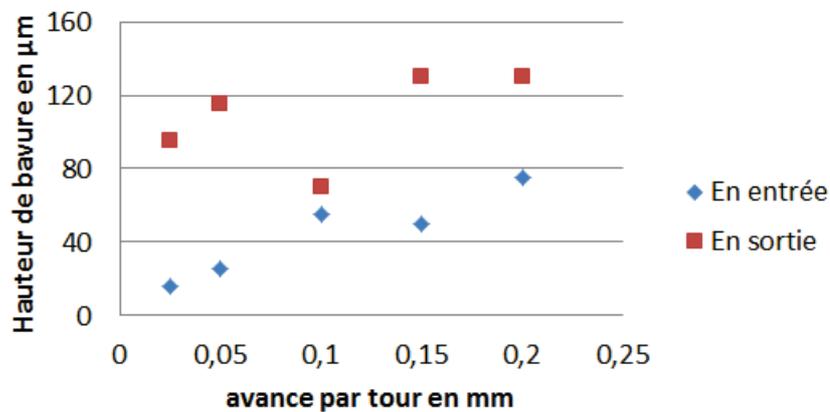


FIGURE 4.18 – Évolution de la hauteur de bavure maximale en fonction de l'avance en PC

Comme il est attendu, la hauteur de bavure est plus importante en sortie qu'en entrée de trou. Dans les conditions étudiées, elle évolue entre 70 et 130µm en sortie, alors qu'elle est limitée à 77µm en entrée. Dans les deux cas, la hauteur de bavure augmente avec l'avance. La valeur obtenue en sortie d'alésage pour une avance de 0.1mm/tr semble incohérente par rapport aux autres valeurs. Une telle chute de la hauteur de bavure est difficilement explicable par la mécanique de la coupe. De plus, aucune observation de ce type n'a été faite dans la littérature. Cette valeur semble donc aberrante. Elle semble davantage due aux incertitudes liées à la répétabilité du phénomène de génération de bavure, ou à la mesure de celle-ci. La répétition de ces essais doit permettre de lever le doute quant à cette particularité. L'avance a donc un impact significatif sur la hauteur de bavure en PC. En PAV, la hauteur de copeau peut être multipliée par 4 dans les conditions de cette étude, et la vitesse d'avance instantanée multipliée par 8 à 12 pour les plus fortes amplitudes. L'effet de l'ajout des oscillations sur l'état de la bavure doit donc être étudié.

#### 4.3.2 Bavure en perçage assisté par vibration

Des essais de perçage assisté par vibration ont été réalisés pour plusieurs amplitudes de 0.05 à 0.5mm. Deux matériaux ont été percés : une plaque d'alliage d'aluminium 7010 d'épaisseur 15mm, et une plaque d'alliage d'aluminium 2050 d'épaisseur 5mm. Trois outils ont été testés : - un foret hélicoïdal Ø12.7mm, (avec une vitesse de rotation de 1880tr/min et une avance de 0.2mm/tr) - un outil hélicoïdal Ø15.9mm (avec une vitesse de rotation de 1517tr/min et une avance de 0.095mm/tr) - un outil  $\frac{3}{4}$  étagé Ø18.9mm en alésage sur le Ø15.9mm (avec une vitesse de rotation de 1000tr/min et une avance de 0.1mm/tr). Les essais ont été réalisés sur un centre d'usinage DMG DMU50eVo. Les bavures ont été mesurées ensuite, en sortie de plaque, à l'aide d'un microscope optique Alicona InfiniteFocus SL. Selon les condi-

tions d'essais, des types de bavures complètement différents sont obtenus en perçage assisté par vibration, selon le matériau utilisé et les conditions de coupe. Suite aux essais dans l'alliage d'aluminium 2050, il est observé en sortie de trou des copeaux non-détachés (fig.4.19).



FIGURE 4.19 – Copeaux attachés obtenus dans un alliage AA2050 avec un outil  $\frac{3}{4}$  étagé  $\text{Ø}18.9\text{mm}$

Dans ce matériau, en perçage (outil  $\text{Ø}15.9\text{mm}$ ), ces copeaux non-détachés sont présents à chaque sortie de trou (sur 40 trous percés dans des conditions figées – amplitude réglée à  $0.3\text{mm}$ ). De la même façon, l'alésage avec foret  $\frac{3}{4}$  étagé génère ce même type de bavure, de hauteur équivalente à la longueur de la dernière arête de coupe du foret (sur 40 trous alésés dans des conditions figées – amplitude réglée à  $0.3\text{mm}$ ). Ces copeaux non-détachés s'enlèvent très facilement. Mais industriellement, cela impose de prévoir une opération d'ébavurage. Dans le cas de l'alliage d'aluminium 7010, il n'y a pas formation de copeaux non-détachés en sortie d'alésage. Mais la topologie de la sortie de trou présente à la fois des bavures et des chanfreins répartis sur la circonférence (fig.4.20). La hauteur de bavure mesurée est donc variable sur la circonférence du trou, mettant en valeur quatre zones symétriques deux à deux.

Ainsi, plus généralement, il est généré une bavure de hauteur non-constante, phénomène qui semble lié aux oscillations de l'outil. En fonction du matériau usiné, cela peut se traduire par la présence de chanfreins ou de copeaux non-détachés. Ces phénomènes semblent s'expliquer par les trajectoires d'outils des derniers passages de dents avant de déboucher (fig.4.21). La sortie des becs de l'outil étant discontinue, la formation de bavure est discontinue. En fonction des paramètres de coupe et de la quantité de matière restante sous l'outil, la matière est repoussée sur une portion du trou et cela peut générer des copeaux non-détachés dans le cas de l'alliage d'aluminium 2050.

Concernant la présence de chanfreins, deux hypothèses sont apportées pour expliquer ce phénomène : soit le chanfrein est réalisé par l'outil lorsqu'il usine en remontant, soit le chanfrein est formé par arrachement d'un copeau initialement non-détaché.

En ce qui concerne l'influence de l'ajout des oscillations sur la génération de bavures, la figure 4.22 représente la hauteur de bavure maximale obtenue

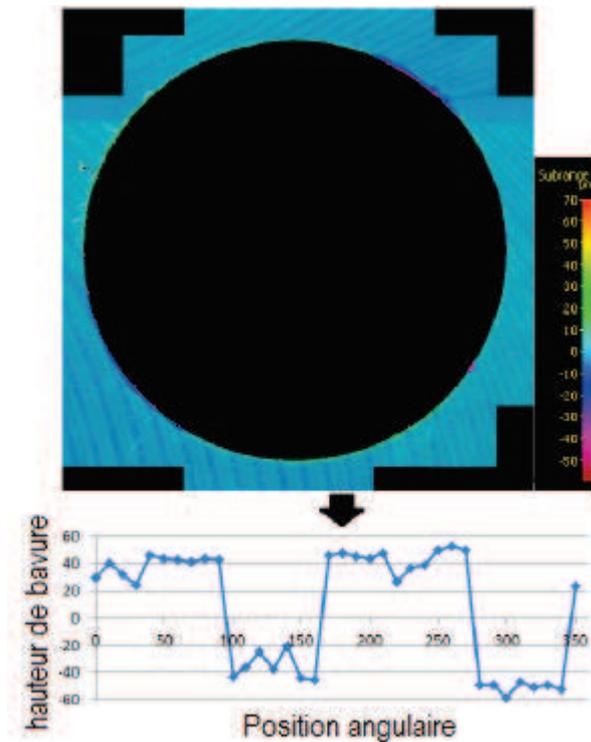


FIGURE 4.20 – Bavure non constante et chanfreins obtenus sur AA7010 un foret hélicoïdal  $\varnothing 12.7\text{mm}$

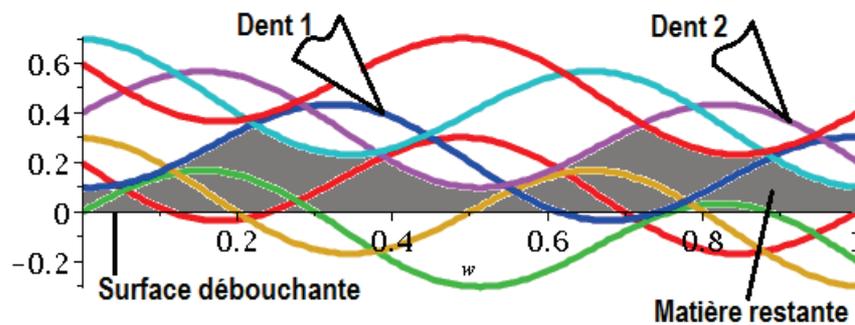


FIGURE 4.21 – Représentation des derniers passages de dents avant la sortie des becs d'outil

en perçage assisté par vibration de la plaque d'alliage d'aluminium 7010, pour plusieurs amplitudes de 0.05 à 0.5mm, avec l'outil hélicoïdal  $\varnothing 12.7\text{mm}$ .

Il apparaît que la hauteur de bavure évolue entre 29 et 50 $\mu\text{m}$ . Il semble donc que l'ajout d'oscillations permette de réduire la hauteur maximale de bavure puisque ces valeurs sont nettement inférieures à celle obtenue dans les mêmes conditions en PC (130 $\mu\text{m}$  pour une avance de 0.2mm/tr). Ce résultat rejoint ceux de travaux antérieurs [CB10] sur l'intérêt de l'assistance vibratoire sur la réduction des phénomènes de bavures. De plus, il peut être observé une variabilité de la hauteur maximale obtenue en fonction de l'amplitude des vibrations. Les bavures observées pour les amplitudes de

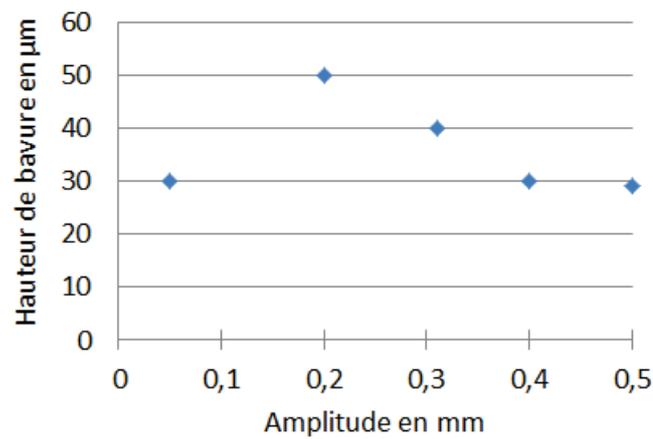


FIGURE 4.22 – Hauteur de bavure en fonction de l'amplitude dans l'alliage d'aluminium 7010, pour  $f=0.2\text{mm/tr}$

0.2 et 0.3mm sont légèrement plus importantes, la géométrie de bavure se rapprochant d'un copeau non-détaché (fig.4.23).

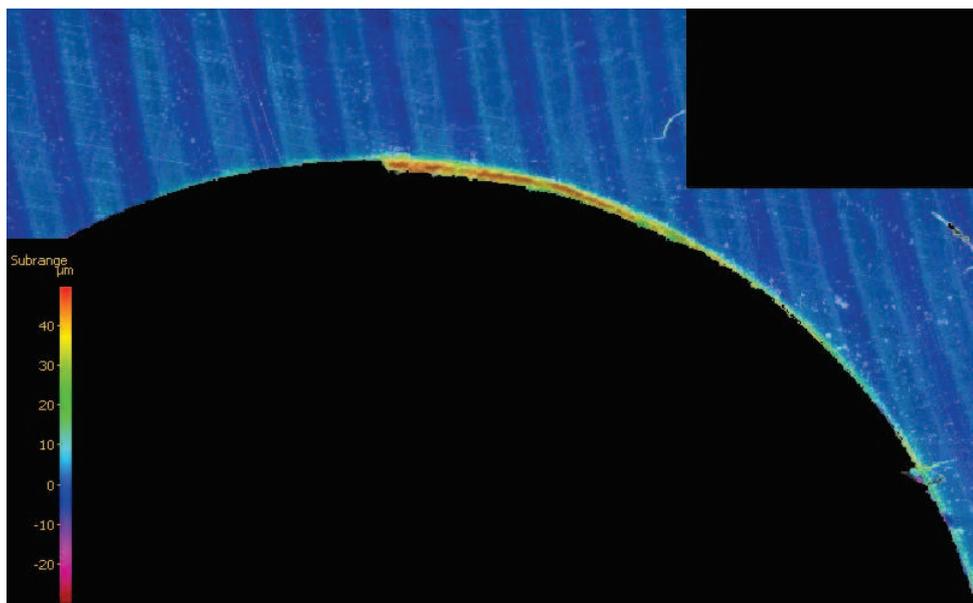


FIGURE 4.23 – Bavure mesurée par microscope optique pour  $A=0.2\text{mm}$  et  $f=0.2\text{mm/tr}$

A nouveau, ce phénomène est difficilement explicable. Plusieurs causes peuvent être envisagées :

- le passage de la coupe continue à la coupe interrompue peut avoir une influence sur la hauteur de bavure générée (l'amplitude limite de coupe interrompue se situe à 0.25mm dans les conditions d'essais)
- cela peut aussi être dû aux incertitudes de répétabilité du phénomène, ou de mesure
- l'altitude des dernières trajectoires de passage de dent par rapport à la face inférieure de la plaque est potentiellement variable d'un essai à l'autre ; cela peut également influencer le phénomène de génération

de bavure Ainsi, encore une fois, la répétition des essais et une analyse statistique des résultats devront permettre d'affiner ces observations. Concernant le perçage de l'empilage multi-matériaux AA7010>CFRP>AA2050, il est intéressant de noter que la génération d'une bavure en sortie de première plaque semble engendrer la formation d'un chanfrein d'interface en entrée de stratifié composite (fig.4.24).

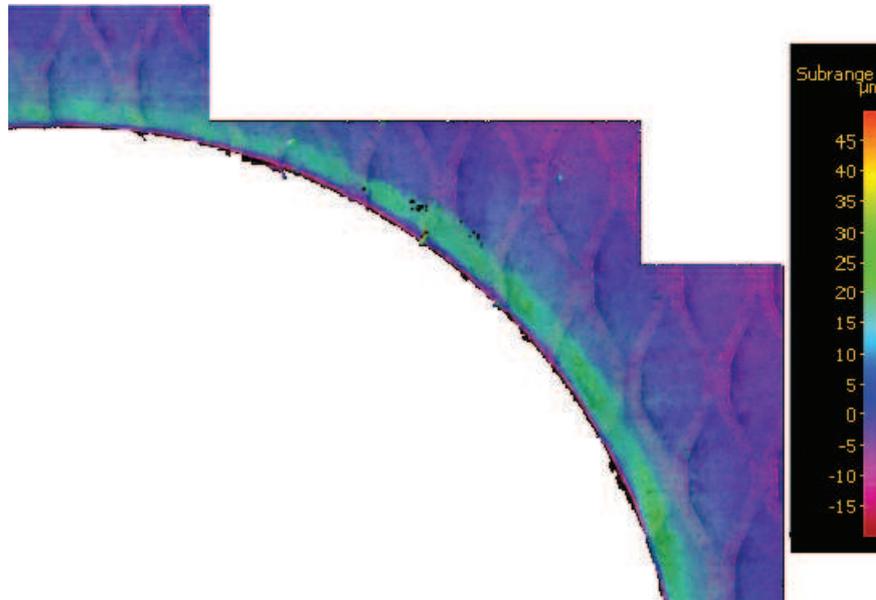


FIGURE 4.24 – Chanfrein obtenu à l'interface AA7010/CFRP avec l'outil un outil  $\varnothing 15.9\text{mm}$

Cela est illustré par la comparaison des hauteurs de bavures et des profondeurs de chanfreins mesurées respectivement en sortie de la plaque d'alliage d'aluminium 7010 et en entrée du stratifié CFRP, qui présentent des valeurs et des évolutions proches (fig.4.25). Les résultats présentés concernent 40 essais réalisés en PAV, avec l'outil  $\frac{3}{4}$  étagé  $\varnothing 18.9\text{mm}$  en alésage sur un diamètre  $\varnothing 15.9\text{mm}$ , avec une vitesse de rotation de  $1000\text{tr}/\text{min}$ , une avance de  $0.1\text{mm}/\text{tr}$  et une amplitude réglée de  $0.3\text{mm}$ .

Ces résultats tendent tout d'abord à confirmer les observations en PC issues de la littérature, à savoir que l'augmentation de l'usure de l'outil (40 trous alésés avec le même outil) engendre une augmentation de la hauteur maximale de bavure en PAV. De plus, l'interaction avec la génération d'un chanfrein d'interface dans le stratifié composite est une observation notable, qu'il sera intéressant d'étudier à l'avenir.

#### 4.4 CONCLUSIONS

Cette partie se consacre à l'étude de l'impact du perçage assisté par vibration sur la qualité des trous. Les critères de qualité observés concernent les défauts d'entrée et de sortie de plaque composite (délaminage et écaillage), l'état de surface des parois d'alésage dans le stratifié composite, et la bavure dans les alliages d'aluminium.

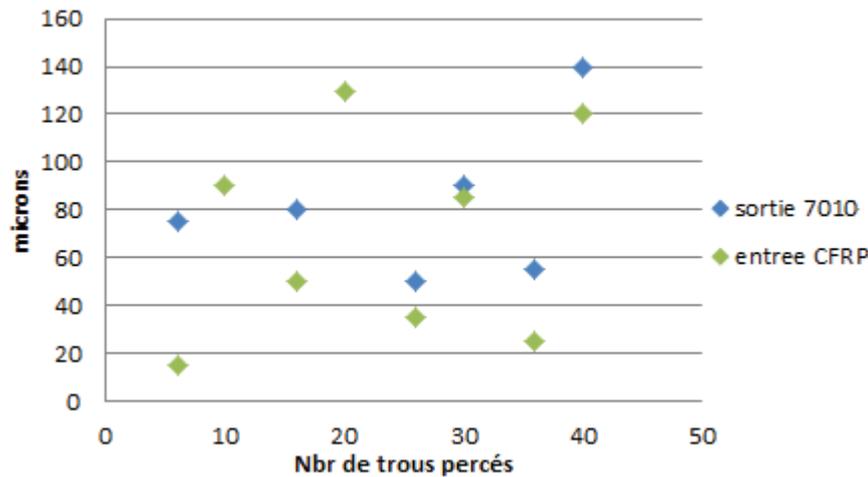


FIGURE 4.25 – Evolution comparée de la hauteur maximale de bavure en sortie de l'AA7010 et de la profondeur de chanfrein en entrée de CFRP, lors de perçages avec un foret de diamètre  $\varnothing 15.9\text{mm}$

En termes de délaminage et d'écaillage, il apparaît que la présence d'un pli tissé réduit la formation de défauts, notamment en sortie d'alésage, quel que soit le procédé utilisé (PC ou PAV). De plus, l'utilisation de l'assistance vibratoire n'a pas d'effet significatif sur l'écaillage observé en entrée comme en sortie de plaque.

L'état de surface en paroi d'alésage dans les matériaux composites est caractéristique, avec plusieurs types de défauts correspondant aux différents modes de coupe rencontrés. Le critère Ra, généralement utilisé dans les métaux, est inadapté à la caractérisation de l'état de surface dans les composites. Une méthodologie de caractérisation a été mise en place. Elle est basée sur l'analyse des profils primaires de mesures surfaciques, à partir de plusieurs critères : Sa ou Sq, Ssk, Sku, Vvc, Vvv et Vmp. Cette méthodologie a été appliquée sur les alésages usinés en PC et en PAV. Il ressort de l'étude que l'utilisation de l'assistance vibratoire semble améliorer globalement l'état de surface en paroi de l'alésage dans le stratifié composite. De façon plus détaillée, des crêtes apparaissent sur la surface portante à cœur, crêtes qui semblent liées aux oscillations. Mais les arrachements principaux sont moins profonds et moins étendus qu'en PC. En outre, l'amplitude des oscillations ne semble pas avoir d'impact significatif sur l'état de surface du stratifié percé.

Enfin, concernant les bavures observées dans les alliages d'aluminium, l'utilisation du PAV réduit fortement la morphologie et la hauteur maximale de bavure. Le type de bavure dépend du matériau usiné. Pour l'alliage d'aluminium 2050 d'épaisseur 5mm, les copeaux non-détachés sont rencontrés en sortie de plaque. Pour l'alliage d'aluminium 7010, ce phénomène n'est pas présent, mais il apparaît que la sortie de trou est composée à la fois de bavures et de chanfreins. De façon plus générale, l'ajout d'oscillations semble engendrer la formation d'une bavure non-également répartie sur la circonférence de l'alésage et en lien avec la fréquence des oscillations. Cette bavure

a un impact potentiel sur la génération d'un chanfrein d'interface en entrée de stratifié composite dans le cas du perçage de l'empilage multi-matériaux.

## CONCLUSION GÉNÉRALE



Les travaux présentés dans ce manuscrit concernent le perçage assisté par vibration forcée, procédé récent et industrialisé pour le perçage des métaux et des multi-matériaux. Ce procédé, par l'intermédiaire d'oscillations axiales autour d'un mouvement d'avance constant, permet de générer une variation de l'épaisseur des copeaux et leur fragmentation.

Dans ce cadre, les travaux ont été regroupés en deux thèmes. Le premier s'est attaché à développer les connaissances sur la cinématique du perçage assisté par vibration et sur les mécanismes de coupe présents. Le deuxième thème a été consacré à l'étude de l'impact du procédé sur la qualité des trous obtenus lors du perçage d'un empilage AA7010/CFRP/AA2050. La modélisation des efforts générés lors du perçage assisté par vibration fut un objectif intermédiaire des développements afin de pouvoir mieux appréhender les phénomènes présents. L'établissement de modèles des actions mécaniques a permis de simuler et de comprendre les phénomènes complexes et spécifiques au procédé. Les modèles d'effort permettraient de plus de concevoir des modèles de prévision des défauts rencontrés dans l'empilage. De façon plus générale, la simulation des actions mécaniques est nécessaire pour envisager une optimisation du procédé.

#### *Etat de l'art*

Les études antérieures spécifiques au procédé de perçage assisté par vibration forcée ont précisé des différences entre les trajectoires en bout d'outil et les trajectoires sinusoïdales, théoriquement imposées par le roulement des rouleaux sur la came du système d'assistance vibratoire. Ces différences sont supposées liées aux phénomènes spécifiques à la coupe vibratoire et sont partiellement pris en compte par un coefficient de réduction d'amplitude, sans pouvoir expliquer totalement les différences observées. Le deuxième chapitre a permis de mieux appréhender les phénomènes et de les prendre en compte dans un modèle cinématique modifié.

L'étude bibliographique sur la qualité du trou dans les empilages multi-matériaux en perçage classique a montré que les défauts en entrée et en sortie de plaque, qu'il s'agisse de la bavure des métaux, ou du délaminage et de l'écaillage des stratifiés composites, sont fortement influencés par l'effort axial généré lors de la coupe. L'état de surface en paroi de trou composite est influencé par l'orientation des fibres par rapport à l'arête de coupe. Cette orientation explique les modes de coupe rencontrés en fonction de l'orientation des fibres en perçage de composites et surtout la formation des zones d'arrachement de fibres.

#### *Etude cinématique du perçage assisté par vibration*

La cinématique réelle du système d'assistance vibratoire est difficilement mesurable pendant une opération d'usinage du fait du confinement de la coupe. Ainsi, c'est l'étude de la fragmentation du copeau, l'analyse des surfaces en fond de trous et l'observation de l'évolution des actions mécaniques qui ont été utilisés pour caractériser indirectement la cinématique du système.

La première étude a consisté en l'identification des cas limites de fragmentation des copeaux. L'avance axiale et l'amplitude des oscillations sont les paramètres qui définissent les trajectoires de la partie active de l'outil. Il a été montré que l'amplitude réglée sur le porte-outil nécessaire à la fragmentation du copeau est proche du double de l'amplitude théorique. Il est émis l'hypothèse que l'amplitude subit une réduction.

L'analyse des temps de contact de l'outil avec la matière à partir du moment de coupe mesuré a permis de confirmer et de mesurer plus précisément cette réduction de l'amplitude lors de l'usinage, estimée à 40%. Cependant, il a été observé que les temps de contact mesurés sur le moment et sur l'effort axial sont différents. Ceci a été expliqué par les phénomènes d'interférences, qui allongent le temps de contact de l'outil avec la matière au centre de l'outil tout en générant un effort axial important, alors que les arêtes de l'outil ont un temps de contact plus court en situation de coupe interrompue.

#### *Modélisation des actions mécaniques en perçage assisté par vibration : effort axial et moment*

Dans ce chapitre, plusieurs modèles d'effort axial ont été développés en s'appuyant sur les observations réalisées au chapitre précédent.

Le premier modèle a été identifié à partir de données issues du perçage classique, sans vibration axiale forcée. Il a été démontré qu'un modèle global de la coupe prenant en compte uniquement la hauteur de copeau théorique est insuffisant pour modéliser correctement l'effort axial en perçage assisté par vibration. L'effet de la vitesse d'avance instantanée doit être pris en compte : dans le cas du perçage assisté par vibration, une même hauteur de copeau pourra être rencontrée pour une vitesse d'avance instantanée fortement variable (en norme et en signe), qui influencera les phénomènes d'indentation et de talonnage, et donc les efforts axiaux résultants.

A partir de l'étude bibliographique sur les zones d'action du foret et de l'étude cinématique, des hypothèses ont été émises sur l'influence de la vitesse d'avance instantanée sur les efforts générés par chacune des zones de travail de la pointe de l'outil. Notamment, un modèle d'indentation a été proposé afin de prendre en compte l'influence des grandes variations de vitesse d'avance instantanée en perçage assisté par vibration.

Le modèle à comportement local a été mis en place afin de permettre une représentation de l'évolution des efforts selon les phénomènes rencontrés et selon la zone concernée en bout d'outil. Ce modèle a également été identifié à partir de données de perçage classique. Il a consisté en un découpage de l'outil en plusieurs zones, auxquelles ont été attribués des mécanismes d'enlèvement de matière différents ainsi que des sous-modèles d'efforts locaux : modèle d'indentation, modèle de coupe dégradée et modèle de coupe des arêtes. L'effet de la vitesse d'avance instantanée, important au centre de l'outil, a alors été incorporé dans la modélisation de chacune des zones de l'outil.

Les modèles précédents sont basés sur une hauteur de copeau définie à partir du modèle cinématique. Cependant, une représentation cinématique

de la coupe en perçage assisté par vibration ne permet pas de représenter la quantité de matière concernée par les phénomènes d'interférences qui ont lieu au centre de l'outil.

Finalement, dans ce chapitre est présentée une adaptation de la méthode couple arête-matière appliquée au perçage assisté par vibration. La difficulté d'identification de la matière refoulée contribuant aux phénomènes dans la zone de coupe dégradée et aux phénomènes d'interférences ne permet pas ici de produire une modélisation fidèle des efforts axiaux générés.

#### *Qualité des trous dans les empilages multi-matériaux*

Le dernier chapitre présente les observations réalisées sur la qualité des alésages et analyse l'impact du perçage assisté par vibration. Les défauts contrôlés correspondent à l'écaillage et à l'état de surface dans le matériau composite, et à la bavure dans des alliages d'aluminium. Ces défauts ont été définis par l'industriel comme les plus discriminants pour l'empilage AA7010/CFRP/AA2050. L'étude s'est appuyée, pour chaque défaut ciblé, sur une comparaison entre la coupe classique et la coupe avec assistance vibratoire, ainsi qu'une observation de l'influence de l'amplitude des oscillations.

Dans le cadre de ces essais, l'amplitude des vibrations n'a pas d'effet significatif sur le diamètre écaillé. Il est également observé que l'intégration d'un tissu de verre en sortie de plaque composite a réduit par deux l'étendue des défauts d'écaillage en sortie de plaque.

Concernant l'état de surface dans le matériau composite, il est admis que la rugosité Ra n'est pas un critère pertinent pour décrire la qualité de surface obtenue en paroi de trou. L'étude s'est tournée sur le choix d'un ensemble de critères. Une nouvelle méthodologie de mesure et de caractérisation de l'état de surface sur la paroi des alésages dans les stratifiés composites a été mise en place. Elle s'appuie sur une mesure optique de la paroi, à l'aide d'un miroir à 45° placé dans l'alésage. 7 critères sont utilisés pour caractériser la qualité de la surface.

Les surfaces observées sur la paroi du trou ont montré que l'ajout de vibration améliore l'état de surface obtenu dans le matériau composite pour l'avance de 0.2mm/tr choisie et dans les conditions de l'étude. L'ajout de vibrations semble réduire la profondeur et l'étendue des arrachements de fibres. L'hypothèse est que, par la coupe interrompue, les fibres sont arrachées par plus petits paquets et le phénomène d'arrachement est moindre. En dehors des arrachements, l'état de surface se détériore légèrement sur la surface portante en paroi de trou du fait de l'apparition de crêtes générées par les trajectoires oscillantes..

La bavure en entrée et en sortie de la plaque en alliage d'aluminium correspond au dernier type de défaut contrôlé. Il a été observé une diminution par deux de la hauteur de bavure maximale lors du perçage assisté par vibration (30 à 50  $\mu\text{m}$ ) en comparaison des essais en perçage classique (80  $\mu\text{m}$ ). Mais l'augmentation de l'amplitude des vibrations n'a pas semblé avoir d'effet significatif sur la hauteur maximale de bavure. Il est supposé que la coupe interrompue et les oscillations d'outil réduisent les phénomènes de formation

de bavure, elle-même interrompue. De plus, la bavure n'est pas constante sur le pourtour du trou, du fait de l'oscillation de l'outil en perçage assisté par vibration.

Au terme de cette étude, les apports significatifs en terme de compréhension et de modélisation de la cinématique réelle en bout d'outil sont la définition d'un taux de réduction d'amplitude, mesuré à partir des signaux de moment de coupe, ainsi que l'explication des taux de coupe différents sur l'effort axial et sur le moment, du fait de phénomènes d'interférences dans la zone centrale de l'outil.

La réduction d'amplitude est intégrée dans le modèle cinématique sur lequel s'appuie les modèles d'action mécaniques. La présence des interférences empêche l'identification du modèle à comportement local proposé sur des données obtenues lors de perçages assistés par vibration. Cela est réalisé à partir de données de perçage classique, réduisant la précision du modèle car ne pouvant intégrer les phénomènes spécifiques à la coupe vibratoire. Le modèle proposé permet une représentation de l'évolution de l'effort axial en fonction des phénomènes de coupe présents et en prenant en compte l'influence de la vitesse d'avance instantanée sur la coupe.

Enfin, sur les aspects de qualité du trou percé en perçage assisté par vibration, il a pu être démontré que l'assistance vibratoire permet globalement de réduire les défauts rencontrés lors du perçage d'un alliage d'aluminium et d'un matériau composite. Si l'amplitude des vibrations ne semble pas avoir d'effet sur les phénomènes d'écaillages, leur présence réduit la hauteur de bavure maximale observée dans les conditions de l'étude, et réduit également la profondeur des arrachements observés dans le matériau composite.

### *Perspectives*

Les pistes de recherche ouvertes par cette étude se tournent en premier lieu vers la modélisation des interférences liées probablement à l'écoulement de la matière au centre de l'outil à chaque phase de descente d'outil. Un modèle cinématique ne permet pas de représenter fidèlement ces interférences car seules les interférences géométriques sont appréciées, sans prise en compte de phénomènes de déformation et de déplacement de matière, qui engagera forcément des efforts supplémentaires par la zone juxtaposée qui la rencontrera. Une modélisation numérique, par éléments finis ou par éléments discrets par exemple, serait une possibilité pour apporter des connaissances sur l'indentation dans la zone centrale de l'outil. Ceci permettrait d'identifier et de modéliser les efforts dus aux interférences volumiques, en vue de leur intégration dans un modèle d'effort. De plus, il serait ainsi possible d'étudier séparément les modes de coupe définis dans cette étude en vue de l'application de la méthode du couple arête-matière en perçage assisté par vibration.

Une meilleure compréhension des phénomènes spécifiques à la coupe vibratoire permettrait également d'optimiser les conditions de coupe, en fonction du matériau usiné, ainsi que de lancer des réflexions sur l'optimisation de la géométrie de foret spécifique au perçage assisté par vibration.

---

Concernant l'impact du procédé sur la qualité des trous, il a été observé que l'utilisation d'une assistance vibratoire augmente la qualité de la surface en paroi de trou dans le matériau composite et réduit la hauteur maximale de bavure dans les alliages d'aluminium. Ces résultats ont été obtenus pour un avance de 0.2mm/tr et il serait intéressant de vérifier s'il y a une interaction entre l'avance programmée et l'amplitude des oscillations en confirmant ces résultats pour d'autres avances. Une étude complète sur une plus grande plage de conditions de coupe permettrait alors d'étudier les corrélations entre les signatures d'efforts et les dégradations observées lors du perçage. Les résultats permettraient alors d'établir des stratégies de surveillance active de perçage.



## ANNEXES



A

---

MESURES D'ÉTAT DE SURFACE PAR MICROSCOPE  
OPTIQUE À PLAN FOCAL

---

mm/tr	N° trou	um	um	um	um	%	ml/m2	Vvc/Vmc	DAS	k	asfc						
f	Sk	Spk	Svk	Smr1	Smr2	Vmp	Vvc	Vvc/Vmc	DAS	k	asfc						
0,075	303	4,7973	8,1878	8,3478	16,54	92,49	0,4896	1,8254	3,4418	0,4364	1,8855	2,0084	-0,0042	8,4165			
0,15	304	4,9103	12,3101	12,0814	15,4	87,6	0,786	1,9508	3,4385	0,8804	1,7627	2,0134	-0,0067	13,3979			
0,2	305	5,1436	13,9536	11,9237	13,23	86,13	0,844	2,0216	3,0673	0,9518	1,5173	2,0143	-0,0071	14,2917			
0,25	306	4,8929	10,6641	11,5416	10,86	88,21	0,5642	1,7371	2,4537	0,8113	1,4125	2,0097	-0,0049	9,7272			
0,3	307	4,6221	13,1722	9,2615	15,13	88,38	0,8414	1,8205	3,2652	0,6615	1,7935	2,0142	-0,0071	14,2126			

mm/tr	N° trou	um	um	um	um	%	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	Vvc/Vmc	DAS	k	asfc
f	Sa	Sq	Sp	Sv	Sz	S10z	Ssk	Sku	Sdq	Ssk	Sku	Sdq	Ssk	Sku	Sdq	%	um
0,075	303	2,3754	4,832	49,0728	80,5272	129,6	122,2422	-0,715	46,0775	0,263	3,0611	129,6					
0,15	304	3,0915	7,5175	99,3807	108,6768	208,0576	194,1938	0,711	45,4091	0,3771	5,7757	208,0576					
0,2	305	3,1903	8,0276	99,7011	98,8205	198,5216	186,7482	1,2319	45,6574	0,3931	6,2856	198,5216					
0,25	306	2,5912	6,4618	99,9422	91,8648	191,8071	184,369	1,4295	64,6757	0,3199	4,3411	191,8071					
0,3	307	2,8742	7,1652	99,6953	100,2545	199,9499	193,6667	3,2158	61,2581	0,4043	6,6033	199,9499					

mm/tr	N° trou	um	um	um	um	%	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	Vvc/Vmc	DAS	k	asfc
f	Sk	Spk	Svk	Smr1	Smr2	Vmp	Vvc	Vvc	Vvc	Vvc	Vvc	Vvc	Vvc	Vvc/Vmc	DAS	k	asfc
0,2	0	405	5,9042	5,6881	22,9929	9,78	83,04	0,2816	2,4209	2,9115	2,0448	1,2026	-0,0138	27,5535			
0,2	0,2	409	5,9249	8,2377	11,831	11,84	86,19	0,4488	2,2691	3,169	0,9586	1,3966	-0,0103	20,6417			
0,2	0,23	413	6,1903	8,189	9,1269	12,37	86,13	0,4554	2,3375	3,3562	0,7927	1,4358	-0,0107	21,4717			
0,2	0,3	416	7,6708	8,4797	11,1545	13,88	87,1	0,4876	2,9185	4,3575	0,9213	1,493	-0,0114	22,8866			
0,2	0,35	417	6,7651	10,6736	8,1665	13,03	86,88	0,6062	2,6074	3,9173	0,7029	1,5024	-0,0122	24,4082			
0,2	0,5	412	7,7953	7,5373	8,9655	10,46	86,18	0,3834	2,9271	3,8621	0,8054	1,3194	-0,0122	24,4317			

mm/tr	N° trou	um	um	um	um	%	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	ml/m2	Vvc/Vmc	DAS	k	asfc
f	Sa	Sq	Sp	Sv	Sz	S10z	Ssk	Sku	Sdq	Ssk	Sku	Sdq	Ssk	Sku	Sdq	%	um
0,2	0	405	4,3743	9,0547	75,6209	109,7348	185,3558	172,4389	-4,4056	31,2121	0,5672	12,4339	185,3558				
0,2	0,2	409	2,9743	6,3764	99,7732	94,0549	193,8281	193,2675	-1,9489	48,8255	0,4571	8,2742	193,8281				
0,2	0,23	413	2,8681	5,2419	96,7734	56,2521	153,0255	138,3784	0,6955	30,4367	0,5207	10,006	153,0255				
0,2	0,3	416	3,4581	6,2869	106,9598	108,1929	215,1527	181,3866	-0,8724	31,4627	0,4979	9,4776	215,1527				
0,2	0,35	417	3,117	5,9456	134,8526	67,7024	202,555	180,518	2,413	49,5807	0,5044	9,0662	202,555				
0,2	0,5	412	3,1832	5,1797	104,2568	58,0903	162,3471	136,5576	-0,3061	22,5026	0,4655	8,8004	162,3471				

TABLE A.1 – Données de critères d'état de surface dans les composites en fonction de l'avance en alésage classique Ø18.9 et en fonction de l'amplitude en PAV Ø12.7 sur des patches de 8mmx8mm

# B

---

## MESURE DES ANGLES D'OUTIL EN MAIN POUR LE FORET $\varnothing 12.7$

---

La détermination des angles de l'outil en main se fait en deux étapes. La géométrie de la tête d'outil est dans un premier temps mesurée sur microscope optique à variateur de plan focal Alicona Infinite Focus SL (fig.B.1). Le foret est placé de telle sorte que l'axe z de mesure correspond à l'axe de l'outil. Le nuage de point de la géométrie d'outil, sous format STL, est récupéré pour analyse sur logiciel de CAO CATIA.

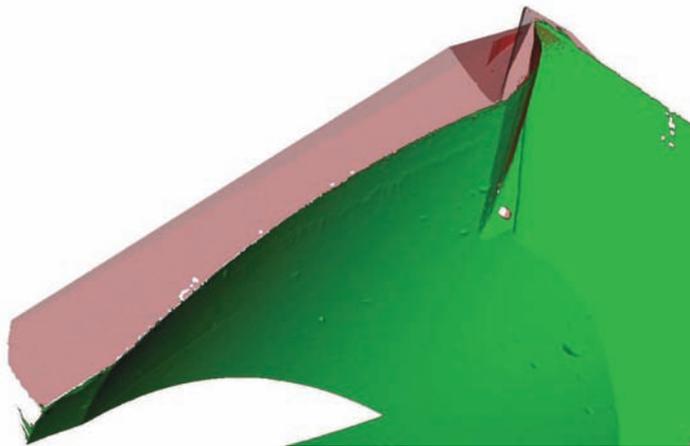


FIGURE B.1 – Mesure par microscope optique d'un foret à deux lèvres  $\varnothing 12.7$

En connaissant l'axe de l'outil, le plan de référence  $P_r$  et le plan de travail  $P_f$  sont tracés au point considéré. Le plan  $P_r$  contient l'axe de l'outil et le point considéré sur l'arête. Il permet le tracé du plan  $P_f$ , qui contient la vitesse de coupe  $V_c$  et est orthogonal à  $P_r$ . Les angles de coupe  $\gamma_f$ , de taillant  $\beta_f$  et de dépouille  $\alpha_f$  sont recherchés dans ce plan  $P_f$ , et ce sur toute l'arête du foret. Pour cela, il a été choisi de mesurer ces angles à intervalles réguliers d'environ 0.3mm sur la partie active de l'outil.

Pour obtenir ces angles, il est d'abord tracé l'intersection du plan  $P_f$  tracé avec précédemment avec le nuage de point. Ensuite, les tangentes, aux courbes définies de cette façon, au point considéré sont tracées et permettent la mesure des trois angles recherchés (fig.B.2).

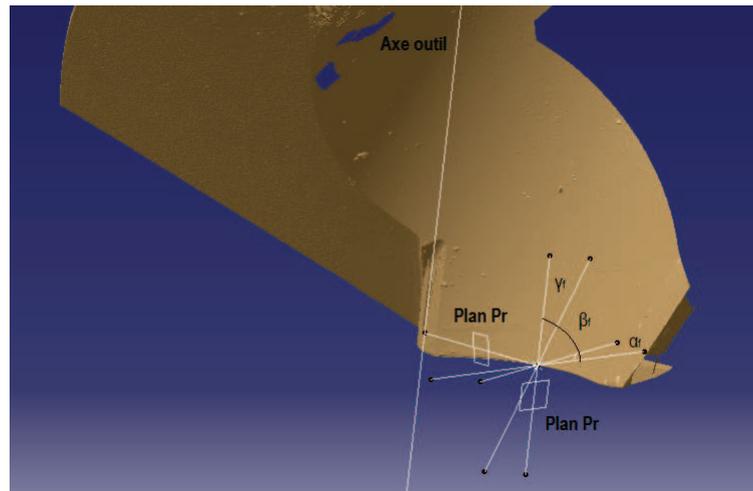


FIGURE B.2 – Création des plans nécessaires à la mesure des angles d'outil en main

La figure B.3 résume les mesures d'angles d'outil en main réalisées pour le foret à deux lèbres Ø12.7.

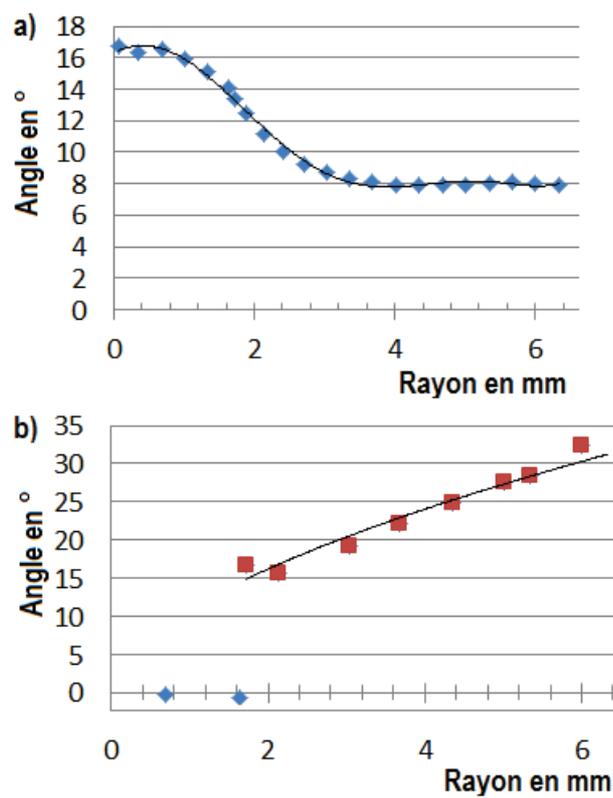


FIGURE B.3 – a) Angle de dépouille et b) angle de coupe mesurés en fonction du rayon pour Ø12.7

## BIBLIOGRAPHIE



---

## BIBLIOGRAPHY

---

- [ADA<sup>+</sup>09] 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(2):519 – 542, 2009. (Cited on pages 42 and 149.)
- [AI10] K. Ahmadi and F. Ismail. Experimental investigation of process damping nonlinearity in machining chatter. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(11):1006 – 1014, 2010. (Cited on page 21.)
- [AI11] K. Ahmadi and F. Ismail. Analytical stability lobes including nonlinear process damping effect on machining chatter. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(4):296 – 308, 2011. (Cited on pages viii and 21.)
- [ARW96] D. Arola, M. Ramulu, and D.H. Wang. Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 27(2):121 – 133, 1996. (Cited on page 12.)
- [AS10] Ahmed Syed Adnan and Sathyan Subbiah. Experimental investigation of transverse vibration-assisted orthogonal cutting of al2024. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(3):294 – 302, 2010. (Cited on pages ix, 30, and 31.)
- [AVMKo6] 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. (Cited on pages viii, 28, 46, and 130.)
- [BBGFo7] S. Bissey-Breton, G.Poulachon, and F.Lapujoulade. Identification of cutting relations in high-speed milling. *Advances in Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering II*, 2007. (Cited on pages 38, 93, and 99.)
- [BCP<sup>+</sup>07] S. Basavarajappa, G. Chandramohan, M. Prabu, K. Mukund, and M. Ashwin. Drilling of hybrid metal matrix composites work-piece surface integrity. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47:92 – 96, 2007. (Cited on page 50.)
- [BJo2] E. Brinksmeier and R. Janssen. Drilling of multi-layer composite materials consisting of carbon fiber reinforced plastics, titanium and aluminum alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51:87 – 90, 2002.

- [BKGB03] M. Barge, G. Kermouche, P. Gilles, and J.M. Bergheau. Experimental and numerical study of the ploughing part of abrasive wear. *Wear*, 255:30 – 37, 2003. 14th International Conference on Wear of Materials. (Cited on pages [viii](#), [19](#), and [20](#).)
- [Bod90] 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 [10](#).)
- [Bon09] D. Bondarenko. Influence du talonnage sur la stabilité du système usinant. In *19ieme congrès français de mécanique*, 2009. (Cited on pages [15](#), [20](#), and [37](#).)
- [Bon10] Cédric Bonnet. *Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone*. PhD thesis, ENSAM de Paris, 2010. (Cited on pages [viii](#), [ix](#), [14](#), [16](#), [17](#), [25](#), [26](#), [45](#), [46](#), [49](#), [50](#), [124](#), [131](#), [132](#), and [136](#).)
- [Bon11] D. Bondarenko. *Etude Mesoscopique de l'interaction mécanique outil/pièce et contribution sur le comportement dynamique du système usinant*. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2011. (Cited on pages [viii](#), [15](#), [20](#), [21](#), and [106](#).)
- [CB10] Simon S.F. Chang and Gary M. Bone. Burr height model for vibration assisted drilling of aluminum 6061-t6. *Precision Engineering*, 34:369 – 375, 2010. (Cited on page [152](#).)
- [CLo7] G.L. Chern and Jia Ming Liang. Study on boring and drilling with vibration cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47:133 – 140, 2007. (Cited on page [28](#).)
- [Daro6] F. Dargnat. *Modélisation semi-analytique par approche énergétique du procédé de perçage de matériaux monolithiques*. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2006. (Cited on page [38](#).)
- [Des99] A. Dessarthe. Usinage des composites à matrice polymère. *Techniques de l'ingénieur*, 1999. (Cited on page [27](#).)
- [DIIMo6] N.R. Dhar, M.W. Islam, S. Islam, and M.A.H. Mithu. The influence of minimum quantity of lubrication (mql) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning aisi-1040 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 171:93 – 99, 2006.
- [EWD<sup>+</sup>94] Endres, J. William, DeVor, E. Richard, Kapoor, and G. Shiv. Dual-mechanism approach to the prediction of machining forces. part 1 : model development and calibration. *Precision Engineering*, 16:232, 1994. (Cited on page [21](#).)
- [GC04] Y.B. Guo and Y.K. Chou. The determination of ploughing force and its influence on material properties in metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 148:368 – 375, 2004. (Cited on pages [viii](#) and [22](#).)

- [GLP54] J. Grunzweig, I.M. Longman, and N.J. Petch. Calculations and measurements on wedge-indentation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2:81 – 86, 1954.
- [Goho8] Gina Gohorianu. *Interaction entre les défauts d'usinage et la tenue en matage d'assemblages boulonnés en carbone/epoxy*. PhD thesis, Université de Toulouse UPS, 2008. (Cited on pages ix, 41, and 42.)
- [GPRCo9] Nicolas Guibert, Henri Paris, Joel Rech, and Christophe Claudin. Identification of thrust force models for vibratory drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49:730 – 738, 2009. (Cited on pages viii, ix, 9, 15, 18, 23, 24, 27, 38, 39, 40, 41, 85, 92, 93, 95, 98, 104, and 106.)
- [HHD99] 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, 42, and 43.)
- [HT03] 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. Proceedings of the 6th Asia Pacific Conference on materials Processing. (Cited on pages ix, 45, 47, 48, and 130.)
- [HT05] H. Hocheng and C.C. Tsao. The path towards delamination-free drilling of composite materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 167:251 – 264, 2005. 2005 International Forum on the Advances in Materials Processing Technology. (Cited on pages 47 and 130.)
- [Jal11] J. Jallageas. Modélisation du perçage vibratoire sur upa. In *20ème Congrès Français de Mécanique*, 2011. (Cited on pages ix, x, 27, 28, 29, 32, 33, 34, 35, 55, 56, 67, 68, 71, and 72.)
- [Kil10] 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. (Cited on page 45.)
- [KLB05] Guillaume Kermouche, Jean-Luc Loubet, and Jean-Michel Bergheau. An approximate solution to the problem of cone or wedge indentation of elastoplastic solids. *Comptes Rendus Mécanique*, 333:389 – 395, 2005. (Cited on page 106.)
- [KLB08] G. Kermouche, J.L. Loubet, and J.M. Bergheau. Extraction of stress/strain curves of elastic-viscoplastic solids using conical/pyramidal indentation testing with application to polymers. *Mechanics of Materials*, 40:271 – 283, 2008. (Cited on page 106.)

- [KLV83] 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 [viii](#), [ix](#), [12](#), [13](#), [49](#), [51](#), and [136](#).)
- [Laf08] Sebastien Lafaye. True solution of the ploughing friction coefficient with elastic recovery in the case of a conical tip with a blunted spherical extremity. *Wear*, 264:550 – 554, 2008. (Cited on page [19](#).)
- [Lap05] S. Laporte. *Comportement et endommagement de l'outil en perçage à sec: applications aux assemblages aéronautiques*. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2005. (Cited on pages [viii](#), [15](#), and [17](#).)
- [Lau09] L. Ken Lauderbaugh. Analysis of the effects of process parameters on exit burrs in drilling using a combined simulation and experimental approach. *Journal of Materials Processing Technology*, 209:1909 – 1919, 2009. (Cited on pages [43](#) and [149](#).)
- [LC12] 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 [viii](#), [ix](#), [xii](#), [25](#), [49](#), [137](#), and [138](#).)
- [Liso4] Gautier List. *Etude des mécanismes d'endommagement des outils cabure WC-CO par la caractérisation de l'interface outil-copeau*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2004.
- [McK60] W.M. McKenzie. Fundamental aspects of the wood cutting process. *Forest product journal*, 10:447–456, 1960. (Cited on pages [viii](#), [12](#), and [132](#).)
- [Mer45] M.E. Merchant. Mechanics of the metal cutting process. *Journal of applied physics*, 16:267–318, 1945. (Cited on pages [viii](#), [9](#), [10](#), and [16](#).)
- [MS95] Toshimichi Moriwaki and Eiji Shamoto. Ultrasonic elliptical vibration cutting. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44:31 – 34, 1995. (Cited on pages [ix](#), [30](#), and [136](#).)
- [Pal07] K. Palanikumar. Modeling and analysis for surface roughness in machining glass fibre reinforced plastics using response surface methodology. *Materials & Design*, 28:2611 – 2618, 2007. (Cited on pages [45](#) and [49](#).)
- [Pal11] K. Palanikumar. Experimental investigation and optimisation in drilling of gfrp composites. *Measurement*, 44:2138 – 2148, 2011.
- [PARdL05] B. Pena, G. Aramendi, A. Rivero, and Luis N. Lopez de Lacalle. Monitoring of drilling for burr detection using spindle torque. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45:1614 – 1621, 2005. (Cited on page [43](#).)

- [PB14] Oliver Pecat and Ekkard Brinksmeier. Tool wear analyses in low frequency vibration assisted drilling of cfrp/ti6al4v stack material. *Procedia CIRP*, 14:142 – 147, 2014. 6th {CIRP} International Conference on High Performance Cutting, {HPC2014}. (Cited on pages 32, 33, and 60.)
- [PBG07] H. Paris, D. Brissaud, and A. Gousskov. A more realistic cutting force model at uncut chip thickness close to zero. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56:415 – 418, 2007. (Cited on page 37.)
- [PBG<sup>+</sup>08] H. Paris, D. Brissaud, A. Gousskov, N. Guibert, and J. Rech. Influence of the ploughing effect on the dynamic behaviour of the self-vibratory drilling head. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57:385 – 388, 2008. (Cited on pages 20 and 37.)
- [PCPV12] L. Pilny, Leonardo De Chiffre, Miroslav Piska, and Morten F. Vilumsen. Hole quality and burr reduction in drilling aluminium sheets. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 5:102 – 107, 2012. (Cited on pages 43 and 149.)
- [PFLS00] 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*, 31:1107 – 1115, 2000. (Cited on page 44.)
- [Piq99] Robert Piquet. *Contribution à l'étude des réparations provisoires structurales aéronautiques. Étude du perçage de plaques minces en carbone/époxy*. PhD thesis, Université P.Sabatier de Toulouse, 1999. (Cited on pages ix, 44, and 47.)
- [PM13] Olivier Pecat and I. Meyer. Low frequency vibration assisted drilling of aluminium alloys. In *WGP-Jahreskongress 2013 - Proceedings*, 2013.
- [PRP<sup>+</sup>13] A. Poutord, F. Rossi, G. Poulachon, R. M'Saoubi, and G. Abriward. Study of the local forces along a drill edge - comparison of two methodologies. In *21ème Congrès Français de Mécanique*, 2013. (Cited on pages 78 and 104.)
- [RAF<sup>+</sup>08] J. Campos Rubio, A.M. Abrao, P.E. Faria, A. Esteves Correia, and J. Paulo Davim. Effects of high speed in the drilling of glass fibre reinforced plastic: Evaluation of the delamination factor. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48:715 – 720, 2008. (Cited on page 46.)
- [Rah08] Pierre Rahmé. *Contribution à l'étude de l'effet des procédés Perçage-Alésage sur l'apparition du délaminage dans les structures composites épaisses*. PhD thesis, Université P.Sabatier de Toulouse, 2008. (Cited on pages 38, 39, 40, 45, 47, and 130.)

- [RAS<sup>+</sup>12] A. Cuba Ramos, H. Autenrieth, T. Straub, M. Deuchert, J. Hoffmeister, and V. Schulze. Characterization of the transition from ploughing to cutting in micro machining and evaluation of the minimum thickness of cut. *Journal of Materials Processing Technology*, 212:594 – 600, 2012. Micro-Manufacturing Processes.
- [Rou11] Mathieu Roudgé. *Modélisation expérimentale par les réseaux de neurones du perçage multi-matériaux*. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2011. (Cited on page 26.)
- [SB97] D. A. Stephenson and P. Bandyopadhyay. Process independent force characterization for metal cutting simulation. *Journal of Engineering Material Technology*, 119:86–94, 1997. (Cited on page 39.)
- [SRA<sup>+</sup>05] J.M. Sanchez, E. Rubio, M. Alvarez, M.A. Sebastian, and M. Marcos. Microstructural characterisation of material adhered over cutting tool in the dry machining of aerospace aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 164-165:911 – 918, 2005. AMPT/AMME05 Part 2.
- [Suro5] 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 pages ix, 46, and 47.)
- [Tan88] J.C. Tanguy. Guide du perçage au foret hélicoïdal. In *Centre Technique des industries mécaniques (CETIM), 2e édition*,, 1988. (Cited on page 37.)
- [THo7] C.C. Tsao and H. Hocheng. Effect of tool wear on delamination in drilling composite materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 49:983 – 988, 2007. (Cited on page 47.)
- [THo8] 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. (Cited on page 49.)
- [Walo6] D. J. Waldorf. A simplified model for ploughing forces in turning. *Journal of Manufacturing Processes*, 8:76 – 82, 2006. (Cited on page 22.)
- [Wil70] R.A. Williams. A study of the basic mechanics of the chisel edge of a twist drill. *International Journal of Production Research*, 8:325–343, 1970. (Cited on pages viii, 15, 17, 18, 22, 23, 95, 97, 98, 99, 106, 109, and 110.)
- [Wil74] R.A. Williams. A study of drilling process. *Journal of engineering for industry*, 1974. (Cited on pages viii, xi, 15, 17, 22, 23, 95, 97, 106, 109, 110, and 111.)

- [WRA95] D.H. Wang, M. Ramulu, and D. Arola. Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. part i: unidirectional laminate. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35:1623 – 1638, 1995. (Cited on pages [viii](#), [ix](#), [12](#), [13](#), [14](#), [16](#), [49](#), and [51](#).)
- [Wu89] D.W. Wu. A new approach of formulating the transfer function for dynamic cutting process. *Journal of Engineering for Industry*, 111, 1989. (Cited on page [21](#).)
- [WZ03a] X.M. Wang and L.C. Zhang. An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(10):1015 – 1022, 2003. (Cited on pages [ix](#), [12](#), [49](#), and [51](#).)
- [WZ03b] X.M. Wang and L.C. Zhang. An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:1015–1022, 2003.
- [XLL09] X. Xiao, L.C. Lev, and M.J. Lukitsch. Material transfer during machining of aluminum alloys with polycrystalline diamond cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 209:5760 – 5765, 2009.
- [YI00] Reza Yousefi and Yoshio Ichida. A study on ultra-high-speed cutting of aluminium alloy: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface. *Precision Engineering*, 24:371 – 376, 2000.
- [YJD02] Juhchin A. Yang, Venkatraman Jaganathan, and Ruxu Du. A new dynamic model for drilling and reaming processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42:299 – 311, 2002. (Cited on page [39](#).)
- [Zit11] Redouane Zitoune. Etude de la qualité d’usinage lors du perçage d’un multi-matériau de type cfrp/aluminium. In *proceedings JNC 17 - Poitiers*, 2011.