

Table des Matières

Introduction générale	1
I. Etat de l'art.....	4
I.1 Le Titane et ses alliages.....	5
I.1.1 Historique et production	5
I.1.2 Caractéristiques du titane et de ses alliages.....	6
I.1.2.1 Cristallographie et propriétés du titane non allié.....	6
I.1.2.2 Eléments d'addition et classification des alliages de titane.....	8
I.1.2.3 Microstructure des alliages de titane	9
I.1.3 Applications industrielles	9
I.1.4 Matériau étudié : Ti6Al4V	11
I.1.5 Usinage des alliages de titane	13
I.1.5.1 Usinabilité des alliages de titane	14
I.1.5.2 Processus de formation du copeau pour les alliages de titane	15
I.1.5.3 Outils de coupe pour l'usinage des alliages de titane	18
I.1.5.4 Usure des outils de coupe	21
I.2 Introduction du procédé de tréflage	22
I.2.1 Principe du tréflage.....	22
I.2.2 Paramètres pilotant le tréflage	25
I.2.3 Qualité géométrique des parois tréflées	26
I.2.4 Les outils de tréflage	26
I.2.4.1 Les outils existants :	27
I.2.4.2 Angles de coupe de l'outil	30
I.2.5 Efforts de coupe en tréflage :	33
I.2.5.1 Efforts de coupe expérimentaux :	33
I.2.5.2 Modélisation des efforts de coupe en tréflage	35
I.2.5.3 Aspect dynamique du tréflage	37
I.2.6 Optimisation de l'opération de tréflage	37
I.2.6.1 Optimisation de la trajectoire	37
I.2.6.2 Optimisation des paramètres	40
I.2.6.3 Capacités cinématiques de la machine	41
I.3 Conclusion	42
II. Paramètres influents en tréflage	45
II.1 Protocole expérimental	46
II.1.1 Matériau usiné	46

II.1.2	Moyens d'essais et de mesure	47
II.1.3	Outils de coupe.....	49
II.1.3.1	Description des outils à tréfler choisis pour mener les essais	49
II.1.3.2	Caractéristiques dimensionnelles des outils.....	51
II.1.4	Mesure des efforts de coupe.....	53
II.1.4.1	Efforts de coupe axial, radial et tangentiel.....	53
II.1.4.2	Filtrage des mesures d'efforts	54
II.1.5	Planification des essais.....	55
II.2	Analyse des efforts de coupe expérimentaux	56
II.2.1	Influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe	57
II.2.1.1	Effort tangentiel F_t et pression spécifique de coupe K_t expérimentaux	
	57	
II.2.1.2	Effort axial F_z et pression spécifique de coupe K_z expérimentaux .	59
II.2.1.3	Effort radial F_r et pression spécifique de coupe K_r expérimentaux	60
II.2.2	Influence de la préparation d'arête sur les efforts tangentiels et axiaux ..	62
II.3	Influence des paramètres géométriques d'un outil à tréfler sur les efforts de coupe	63
II.3.1	Introduction	63
II.3.2	Etat de l'art sur l'influence des paramètres géométriques sur les efforts	63
II.3.3	Présentation de la mise en œuvre des nouvelles modélisations d'efforts de coupe intégrant la géométrie des outils à tréfler	66
II.3.4	Pression spécifique de coupe K_t	66
II.3.4.1	Pression spécifique K_t simulée	66
II.3.4.2	Influence des paramètres à l'issue du modèle.....	71
II.3.5	Pression spécifique de coupe K_z	71
II.3.5.1	Pression spécifique K_z simulée.....	71
II.3.5.2	Influence des paramètres issue de la modélisation	73
II.3.6	Pression spécifique de coupe K_r	74
II.3.6.1	Pression spécifique K_r simulée.....	74
II.3.6.2	Influence quantifiée des paramètres sur K_r issue de la modélisation	79
II.3.7	Validation des modèles proposés :	79
II.3.7.1	Vérification des modèles de K_t , K_z et K_r	80
II.3.7.2	Vérification des modèles de K_t , K_z et K_r avec le nouvel outil de coupe	
	80	
II.3.7.3	Conclusion sur l'influence des paramètres géométriques	81
II.4	Analyse de l'usure	82
II.4.1	Choix des outils et de la campagne d'essais	82
II.4.2	Identification des modes de dégradation.....	83

II.4.2.1	Premier mode de dégradation : phase de rodage	83
II.4.2.2	Deuxième mode de dégradation : usure normale	84
II.4.2.3	Troisième mode de dégradation : effondrement de l'arête	85
II.4.3	Durée de vie des outils	86
II.4.3.1	Outil TangPlunge – ER	86
II.4.3.2	Outil AJX – JL	87
II.4.4	Influence des paramètres de coupe sur la durée de vie de l'outil.....	91
II.4.4.1	Influence de l'avance par dent	91
II.4.4.2	Influence du décalage radial :	91
II.4.5	Influence de la remontée en contact avec la paroi :	92
II.5	Conclusion :.....	94
III.	Efforts de coupe en fond de poche en tréflage	97
III.1	Présentation de la problématique	98
III.2	Outil TangPlunge d'Iscar ($kr = 90^\circ$)	99
III.3	Outil AQX de Mitsubishi ($kr < 90^\circ$)	107
III.4	Outil AJX de Mitsubishi / Outil COROMILL 210 de Sandvik ($kr > 90^\circ$) 111	
III.4.2.1	Première solution envisagée	117
III.4.2.2	Deuxième solution envisagée	121
III.5	Influence des paramètres de coupe	123
III.6	Conclusion	124
IV.	Optimisation des stratégies en tréflage.....	127
IV.1	Etat de l'art.....	128
IV.2	Analyse des opérations de tréflage issues de logiciels commerciaux de FAO 131	
IV.2.1	Tréflage sur Mastercam	131
IV.2.2	Tréflage sur Catia V5	132
IV.2.3	Temps d'usinage réel vs temps d'usinage indiqué par la FAO	133
IV.2.4	Problématiques liées aux logiciels de FAO	134
IV.3	Nouvelle stratégie de tréflage optimisée	135
IV.3.1	Démarche.....	135
IV.3.2	Optimisation de la sortie de l'outil	137
IV.3.2.1	Optimisation de la trajectoire pour la bande restante	141
IV.3.2.2	Cas 1 : Bande « très fine » ($b \leq ae$)	143
IV.3.2.3	Cas 2 : Bande fine ($b \geq ae$)	147
IV.3.2.4	Justification de la valeur limite entre le Cas 1 et le Cas 2	150
IV.3.2.5	Algorithme du calcul du pas de la bande fine	151

IV.3.2.6	Gestion des entrée et sortie de la bande fine	152
IV.3.3	Etude de cas en fonction des dimensions du bloc de matière restante .	154
IV.3.3.1	<i>L</i> et <i>l</i> sont des multiples de <i>D</i>	155
IV.3.3.2	Une des dimensions est multiple de <i>D</i>	156
IV.3.3.3	<i>L</i> et <i>l</i> ne sont pas multiples de <i>D</i>	158
IV.3.3.4	Conclusion	159
IV.3.4	Prise en compte des crêtes de matière pour définir les vrais entraxes des passes	159
IV.3.5	Validation de la méthode proposée	161
IV.3.6	Aide au choix d'outil pour usiner le bloc de matière restante	162
IV.3.6.1	Présentation de la méthode	162
IV.3.6.2	Application	163
IV.4	Conclusion	164
	Conclusion générale et perspectives.....	167
	Références bibliographiques	172
	Annexes	180
	Résumé	194

Table des Figures

Figure I.1 : (a) Eponges de titane pur ; (b) Déchet de titane	5
Figure I.2 : Evolution de la consommation mondiale de titane [U.S. Geological Survey, 2017]	6
Figure I.3 : Structure cristallographique du titane pur [Combres, 2013]	7
Figure I.4 : Exemples de microstructures de l'alliage TA6V [Combres, 2010]	9
Figure I.5 : Influence de la vitesse de refroidissement à partir du domaine β sur une microstructure lamellaire pour l'alliage Ti-6242 [Lutjering, 1998]	9
Figure I.6 : Répartition de la consommation mondiale du titane par secteur [U.S. Geological Survey, 2017]	10
Figure I.7 : Répartition des matériaux dans l'avion Airbus A350 (Titane 14 %) [Piquet, 2012]	10
Figure I.8 : Prothèse de hanche en titane	11
Figure I.9 : Exemples de morphologies rencontrées dans l'alliage TA6V [Combres, 2013] ..	13
Figure I.10 : Mouvements d'avance et de coupe en tournage et en fraisage [Toumine et al., 2003].....	14
Figure I.11 : Comparaison de distribution de chargement thermique lors de la coupe entre l'alliage de titane TA6V et l'acier C45 [Konig, 1978]	15
Figure I.12 : Zones de déformation lors de la formation du copeau [Vasques, 2008]	15
Figure I.13 : Classification des différents types de copeaux [Burns and Davies, 2002].....	17
Figure I.14 : Exemples de morphologie de copeau pour le TA6V [Barelli, 2016]	17
Figure I.15 : Morphologie du copeau du Ti6Al4V en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance en coupe orthogonale (échelles de 100 μ m) [Barry et al., 2001].....	18
Figure I.16 : Dureté à chaud de quelques matériaux d'outils [Ezugwu, 2005]	20
Figure I.17 : Mécanismes d'usure en fonction de la température [Wagner, 2011]	22
Figure I.18 : Opération de tréflage [Sandvik, 2015]	22
Figure I.19 : Principe de tréflage.....	23
Figure I.20 : Différentes applications du tréflage [Al-Ahmad, 2008].....	24
Figure I.21 : Surfaces générées par le tréflage [Danis et al., 2016]	25
Figure I.22 : Aspect dimensionnel des parois obtenues en contournage (a) et en tréflage (b) [Wakaoka et al., 2002]	26
Figure I.23 : Angles de coupe selon la norme NF ISO 3002-1 [Barlier, 2010]	32
Figure I.24 : Efforts de coupe appliqués sur l'outil de coupe en tréflage	33
Figure I.25 : Efforts de coupe en tréflage: effort axial prépondérant [Sun et al., 2016] (a) ; effort axial moins important [Danis et al., 2016] (b) et comparaison entre efforts en tréflage et en contournage (c) [Ren et al., 2009]	34
Figure I.26 : Influence du décalage radial a_e et de l'avance par dent f_z avec le rayon de bec r_e sur le rapport F_a/F_r [Witty et al., 2012]	34
Figure I.27 : Coupe oblique (a) Coupe orthogonale (b) [Laakso, 2015].....	35
Figure I.28 : Etude de l'application de tréflage par Li (a) [Li et al., 2000] et Qin (b) [Qin et al., 2007].....	36
Figure I.29 : Alternatives de la trajectoire de remontée [Al-Ahmad, 2008] [Sun et al., 2015]	38
Figure I.30 : Exemples de stratégies en tréflage [Al-Ahmad, 2008].....	39
Figure I.31 : Stratégie optimisée en tréflage d'aubes de turbine en 4 axes [Ren et al., 2009] .	39
Figure I.32 : Trajectoires optimisées en tréflage 5 axes de canaux de turbine [Sun et al., 2015]	40
Figure I.33 : Optimisation des paramètres de coupe [Zhuang et al., 2013]	41

Figure I.34 : Exemple de contrôle de vitesse en valeur constante de Jerk [Rauch and Hascoet, 2011]	41
Figure II.1 Modèle des pièces d'essais (a) ; Microstructure du matériau TA6V étudié (b)	47
Figure II.2 : Centre d'usinage 5 axes DMG DMU85	47
Figure II.3 : Platine de mesure d'efforts (a) ; montage d'essais (b)	48
Figure II.4 : Outils de Mitsubishi : AJX (a) ; AQX (b)	50
Figure II.5 : Outil TANGPLUNGE de Iscar	50
Figure II.6 : Outil CoroMill R210 de Sandvik	51
Figure II.7 : Plan d'appui et angle de dépouille de l'outil AQX avec la plaquette QOGT (a) ; angle de coupe radial de l'outil Tangplunge d'Iscar (b)	52
Figure II.8 : Paramètres des outils de tréflage	52
Figure II.9 : Représentation des efforts liés à chaque plaquette dans le repère de l'outil	53
Figure II.10 : Angle d'engagement de la plaquette et épaisseur instantanée de copeau	54
Figure II.11 : Efforts F_x , F_y et F_z (platine Kistler) (a), Efforts déduits F_t , F_r et F_a (b) TangPlunge - ETR ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$; filtrage avec une fréquence $f_c = 60 \text{ Hz}$)	54
Figure II.12 : Configuration des essais de tréflage sur un bloc de matière	55
Figure II.13 : Influence des conditions de coupe sur l'effort tangentiel F_t	57
Figure II.14 : Influence des conditions de coupe sur la pression spécifique de coupe K_t	58
Figure II.15 : Influence des conditions de coupe sur l'effort axial F_z	59
Figure II.16 : Influence des conditions de coupe sur la pression spécifique de coupe K_z	60
Figure II.17 : Partie engagée du rayon et section de copeau avec différentes avances par dent (Outil AJX - JM)	60
Figure II.18 : Influence des conditions de coupe sur l'effort radial F_r	61
Figure II.19 : Influence des conditions de coupe sur la pression spécifique de coupe K_r	62
Figure II.20 : Compensation des efforts radiaux pour l'outil AQX	62
Figure II.21 : Influence de $r\beta$ sur la variation des efforts F_t et F_z en fonction de f_z : (a) outil AQX - QOGT ; (b) outil AQX - QOMT ($V_c = 60 \text{ m/min}$, $a_e = 3 \text{ mm}$)	63
Figure II.22 : Géométrie de la section de copeau donnée par la plaquette JM à la position $\theta = 90^\circ$	68
Figure II.23 : $\log(K_t)$ en fonction de $\log(f_z)$	70
Figure II.24 : Modélisation de k_t : comparaison entre le modèle linéaire par segments et le modèle exponentiel	72
Figure II.25 : $\log(K_z)$ en fonction de $\log(f_z)$	73
Figure II.26 : Représentation de l'effort de coupe F_r sur différentes zones de l'arête de coupe	75
Figure II.27 : Paramètres géométriques pour le calcul de la hauteur H pour l'outil AQX	77
Figure II.28 : Délaminage du revêtement (face de dépouille) : (a) TANGPLUNGE - ER après 11s d'usinage ; (b) AJX - JL après 23s d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)	84
Figure II.29 : Apparition d'entailles sur la face de coupe (à gauche) et la face de dépouille (à droite) de la plaquette JL après 5 min d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)	85
Figure II.30 : Usure en écaillage sur la face de coupe (à gauche) et la face de dépouille (à droite) de la plaquette JL après 11 min d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)	85
Figure II.31 : face de dépouille en fin de vie de la plaquette JL après 22 min d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)	86
Figure II.32 : Evolution de l'usure (V_b) en fonction de la longueur usinée pour la plaquette ER ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)	87

Figure II.33 : Usure de la plaquette ER: (a) après 21 mm ; (b) après 426 mm (fin de la deuxième phase d'usure)	87
Figure II.34 : Evolution du critère d'usure V_b pour différents essais d'usure en tréflage (outil AJX–JL)	88
Figure II.35 : Evolution des efforts de coupe pour différents essais d'usure en tréflage avec l'outil AJX – JL.....	89
Figure II.36 : Comparaison entre les arêtes de coupe pendant le processus d'usure : (a) arête de coupe après rodage ; (b) arête de coupe en fin de vie	90
Figure II.37 : Influence de l'avance par dent sur la durée de vie de l'outil AJX – JL	91
Figure II.38 : Influence du décalage radial sur la durée de vie de l'outil AJX – JL.....	92
Figure II.39 : Sillon sur la paroi tréflée causé par l'outil lors de la remontée	93
Figure II.40 : (a) Représentation de la zone de l'usure principale et de la zone de contact en remontée ; (b) image de la face de coupe de plaquette JL en fin de vie ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)	93
Figure II.41 : Plaquette JL en fin de vie avec les conditions de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$, $a_e = 5 \text{ mm}$ et (a) $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; (b) $f_z = 0.3 \text{ mm/dent}$	94
Figure III.1 : Exemple de problématique de l'usinage en fond de poche avec l'outil AJX – JM : Matière restante (a) Parties de coupe stable et de reprise de matière (b) Evolution de la quantité de matière à usiner et de la section de copeau au fond (c)	98
Figure III.2: Géométrie et surface usinée générée par l'outil TANGPLUNGE d'Iscar ($kr = 90^\circ$)	99
Figure III.3 : Evolution des efforts de coupe à la fin de la plongée pour l'outil TANGPLUNGE – ER ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)	100
Figure III.4 : Paramètres de la section $S_a(z)$ sous l'outil à la fin de la plongée (n).....	101
Figure III.5 : ΔS_a et S_{init} au fond de la poche pour l'outil TANGPLUNGE ($kr = 90^\circ$)	101
Figure III.6 : Evolution de $\Delta S_a\%$ et des trois $\Delta F_i\%$ en fond de poche pour l'outil TangPlunge ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)	102
Figure III.7 : Efforts de coupe en fond de poche pour l'outil TANGPLUNGE – ER ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$).....	104
Figure III.8 : Usinage en fond de poche avec réduction de la profondeur de plongée ($kr = 90^\circ$)	105
Figure III.9 : Usinage en fond de poche par l'outil AQX de Mitsubishi	107
Figure III.10 : Efforts de coupe en fond de poche pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)	108
Figure III.11 : Surface générée par l'outil AQX ($kr < 90^\circ$) en fond de poche	109
Figure III.12 : Calcul numérique de la section de copeau additionnée pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$).....	109
Figure III.13 : S_{az} et z_{max} pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$)	109
Figure III.14 : ΔS_a et S_{init} en fond de poche pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$).....	110
Figure III.15 : Evolution de $\Delta S_a\%$ et des trois $\Delta F_i\%$ en fond de poche pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$).....	110
Figure III.16 : Usinage en fond de poche par les outils AJX et COROMILL 210 ($kr > 90^\circ$)	111
Figure III.17 : Surface générée par l'outil AJX ($kr > 90^\circ$).....	112
Figure III.18 : Evolution des efforts de coupe à la fin de la plongée pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$) ($r_e = 2 \text{ mm}$; $V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)	113
Figure III.19 : Paramètres géométriques de la plaquette de l'outil AJX – JM.....	114
Figure III.20 : ΔS_a et S_{init} en fond de poche pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$).....	115
Figure III.21 : Efforts de coupe en fond de poche pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)	116

Figure III.22 : Evolution de $\Delta Sa\%$ et des trois $\Delta Fi\%$ en fond de poche pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$) ($Vc = 60 \text{ m/min}$; $fz = 0.1 \text{ mm/dent}$; $ae = 3 \text{ mm}$)	117
Figure III.23 : Variation programmée de l'avance en fond de poche ($fz0 = 0.1 \text{ mm/dent}$; $Vc = 60 \text{ m/min}$; $ae = 3 \text{ mm}$)	119
Figure III.24 : Variation à chaque tour de la vitesse programmée pendant la coupe avec FLIN (relevé machine)	119
Figure III.25 : Evolution des efforts de coupe avec réduction de l'avance ($fz0 = 0.1 \text{ mm}$; $Vc = 60 \text{ m/min}$; $ae = 3 \text{ mm}$)	120
Figure III.26 : Deuxième méthode de réduction de l'avance ($fz0 = 0.1 \text{ mm}$, $Vc = 60 \text{ m/min}$, $ae = 3 \text{ mm}$)	122
Figure III.27 : Variation en 3 paliers de la vitesse programmée pendant la coupe avec FLIN (relevé machine)	122
Figure III.28 : Variation du pourcentage supplémentaire de section de copeau ΔSa avec la variation de l'avance par dent fz pour l'outil AJX – JM	123
Figure III.29 : Variation du pourcentage supplémentaire de section de copeau ΔSa avec la variation du décalage radial ae pour l'outil AJX – JM	124
Figure III.30 : Cas de sections de copeau pour différents décalages radiaux pour l'outil AJX – JM	124
Figure IV.1 : Stratégies d'usinage usuelles en fraisage classique et en tréflage [Al-Ahmad, 2008]	128
Figure IV.2 : Résultats de remplissage de poche avec la méthode: (a) Ocfill avec angle de remplissage optimisé ; (b) Ocfill non optimisée	129
Figure IV.3 : Poche usinée avec la méthode CP	130
Figure IV.4 : Illustration de l'usinage d'une poche avec la méthode de transformation de l'axe médian	131
Figure IV.5 : Approches de définition des trajectoires en tréflage sur Catia	132
Figure IV.6 : Variations de la vitesse et de l'accélération en modes Brisk et Soft [Siemens, 2015]	134
Figure IV.7 : Exemple de surestimation du nombre de passes en tréflage sur CATIA V5 ...	135
Figure IV.8 : Contournage lors du tréflage d'une poche fermée (à gauche) et d'une poche ouverte (à droite)	136
Figure IV.9 : Stratégies de tréflage du bloc de matière restant: (1) sens longitudinal ; (2) sens transversal ; (3) mixte sens longitudinal ; (4) mixte sens transversal	137
Figure IV.10 : Variation de l'engagement radial maximal de la plaquette (représenté en rouge) pour les dernières plongées pendant la sortie du bloc de matière restante	138
Figure IV.11 : Plongées à la sortie du bloc de matière restante pour un outil en pleine matière	139
Figure IV.12 : Exemple d'application de l'algorithme d'optimisation du pas pour un outil de diamètre 50 mm: (a) sortie sans optimisation ; (b) sortie avec optimisation	140
Figure IV.13 : Optimisation du pas en sortie de bloc pour différents diamètres d'outils	141
Figure IV.14 : Bande de matière restante en rouge après deux passes en pleine matière	142
Figure IV.15 : Distance as pour la plaquette de l'outil AJX	143
Figure IV.16 : Cas de bande très fine ($b \leq ae$)	143
Figure IV.17 : Cas où as est proche de b , engagement radial inférieur à ae	144
Figure IV.18 : Cas limite n° 1 pour $b \leq ae$	145
Figure IV.19 : Cas limite n° 2 pour $b \leq ae$	146
Figure IV.20 : Cas de bande fine ($b \geq ae$)	148
Figure IV.21 : Cas de bande fine ($b \geq ae$) avec outil tangent sur le bord de la pièce	149
Figure IV.22 : Cas d'étude pour définir la limite de la largeur de bande b à partir de laquelle nous passons au cas de bande fine	150

Figure IV.23 : Variation du pas de plongée en fonction de la largeur de bande b (D = 50 mm, ae = as = 6 mm).....	152
Figure IV.24 : Exemple de position initiale du centre de l'outil lors du tréflage de la bande	153
Figure IV.25 : Sortie de l'outil en engagement partiel (à gauche) et en engagement total (à droite)	154
Figure IV.26 : Nombre de plongées pour les différentes stratégies de tréflage du bloc de matière restante pour le cas de L et l multiples de D	155
Figure IV.27 : Surface de matière enlevée entre 2 plongées en pleine matière (à gauche), et la surface de la matière restante à la limite de la sortie (à droite)	156
Figure IV.28 : Nombre de plongées pour toutes les différentes stratégies de tréflage du bloc de matière restante pour divers cas de largeur l, avec la longueur L multiple de D	157
Figure IV.29 : Nombre de plongées pour toutes les stratégies de tréflage du bloc de matière restante, pour des cas de bandes fines sur les deux côtés	158
Figure IV.30 : Nombre de plongées pour toutes les stratégies de tréflage du bloc de matière restante, pour des cas de bande très fine sur un seul côté	159
Figure IV.31 : Distance maximale entre deux passes pour ne pas laisser de matière. Le cas de gauche représente le maximum de zone non-usinée (partie rouge)	160
Figure IV.32 : (1) stratégie longitudinale non optimisée à pas constant (2) stratégie transversale non optimisée à pas constant ; (3) stratégie optimisée (mixte transversale)	161

Liste des Tableaux

Tableau I.1 : Comparatif des prix de différents métaux [LesEchos investir, 2018]	6
Tableau I.2 : Propriétés du titane pur [Combres, 2010]	7
Tableau I.3 : Propriétés des alliages α , $\alpha + \beta$ et β [Leyens and Peters, 2003]	8
Tableau I.4 : Composition chimique de l'alliage TA6V	12
Tableau I.5 : Propriétés mécaniques et physiques du TA6V	12
Tableau I.6 : Température d'adoucissement thermique de matériaux d'outils de coupe.....	19
Tableau I.7 : Groupes de matières en usinage [Sandvik, 2015].....	27
Tableau I.8 : Outils de tréflage Seco [Seco, 2017].....	27
Tableau I.9 : Outils de tréflage Mitsubishi [Mitubishi, 2012]	29
Tableau I.10 : Outils de tréflage de Iscar [Iscar, 2017]	29
Tableau I.11 : Outils de tréflage de Sandvik [Sandvik, 2015]	30
Tableau II.1 : Caractéristiques techniques du centre d'usinage 5 axes DMG DMU85	48
Tableau II.2 : Caractéristiques de la platine de mesure d'efforts	48
Tableau II.3 : Caractéristiques géométriques des outils Caractéristiques géométriques des outils	53
Tableau II.4 : Paramètres de coupe utilisés	55
Tableau II.5 : Régression linéaire de Kr.....	78
Tableau II.6 : Kr simulée sans correction et avec correction pour l'outil TangPlunge – ETR.	79
Tableau II.7 : Valeurs maximales d'erreurs des pressions spécifiques de coupe simulées pour chaque outil / plaquette	80
Tableau II.8 : Caractéristiques des outils AJX – JL et TANGPLUNGE – ER	83
Tableau II.9 : Modification de l'acuité d'arête après rodage des outils de coupe.....	84
Tableau II.10 : Pourcentages d'augmentation des efforts de coupe à partir de la fin de la deuxième phase d'usure	90
Tableau III.1 : Comparaison des efforts en fond de poche avec et sans la réduction de la profondeur de plongée pour TangPlunge – ER ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60$ m/min ; $f_z = 0.1$ mm/tr ; $a_e = 3$ mm).....	106
Tableau III.2 : Avances utilisées pour les derniers tours de rotation d'outil en fond de poche ($f_{z0} = 0.1$ mm/dent ; $V_c = 60$ m/min ; $a_e = 3$ mm).....	118
Tableau III.3 : Comparaison entre les efforts en phase stable et les efforts en fin de phase de plongée avec réduction d'avance ($f_{z0} = 0.1$ mm ; $V_c = 60$ m/min ; $a_e = 3$ mm)	121
Tableau IV.1 : Variation de l'engagement radial maximal de la plaquette pour les dernières plongées pendant la sortie du bloc de matière restante	138
Tableau IV.2 : Nombre de sorties optimisé en fonction du ratio pour différents rayons d'outil	156
Tableau IV.3 : Valeurs de l à partir desquelles la stratégie longitudinale devient meilleure ($D = 50$ mm et $a_e = 6$ mm)	158
Tableau IV.4 : Comparaison entre le calcul du nombre de plongées N_p optimisé sans la prise en compte de la crête, et le calcul avec recouvrement de la crête de matière	161
Tableau IV.5 : Coefficients de V_f par rapport à l'outil de référence.....	163
Tableau IV.6 : Calcul du coefficient du temps pour les différents diamètres d'outil de coupe	164
Tableau IV.7 : Calcul du temps total d'usinage pour chaque outil de coupe (profondeur d'usinage égale à 100 mm)	164

Liste des Symboles

θ	Angle instantané d'engagement de la plaquette de fraisage dans la matière (degrés)
θ_e	Angle d'entrée de la plaquette de fraisage dans la matière (degrés)
$h_{crête}$	Hauteur de crête (mm)
w	Largeur de copeau (mm)
a_e	Décalage radial en engagement total ou largeur de copeau maximale en engagement partiel (mm)
Pas	Pas de plongée en engagement partiel (mm)
f_z	Avance par dent (mm/dent)
V_c	Vitesse de coupe (m/min)
V_f	Vitesse d'avance (mm/min)
V_b	Critère d'usure (mm)
T	Temps d'usinage (min)
S	Section de copeau totale (mm^2)
S_{init}	Section de copeau dans la partie de coupe stabilisée (mm^2)
ΔS_a	Section de copeau additionnée en fond de poche (mm^2)
γ_n	Angle de coupe normal (en degrés)
γ_f	Angle de coupe radial (en degrés)
γ_p	Angle de coupe axial (en degrés)
kr	Angle de direction d'arête (en degrés)
r_β	Rayon d'arête (μm)
r_ε	Rayon de bec (mm)
F_a	Effort axial en fraisage : effort dans la direction de l'axe de la fraise (N)
F_r	Effort radial en fraisage : effort dans la direction du rayon de la fraise (N)
F_t (N)	Effort tangentiel en fraisage : effort dans la direction tangentielle à la fraise (N)
F_x	Effort de coupe suivant la direction x du moyen de mesure d'efforts (N)
F_y	Effort de coupe suivant la direction y du moyen de mesure d'efforts (N)
F_z	Effort de coupe suivant la direction z du moyen de mesure d'efforts (N)
K_t	Pression spécifique de coupe tangentiale (N/mm^2)

K_r	Pression spécifique de coupe radiale (N/mm ²)
K_z	Pression spécifique de coupe axiale (N/mm ²)
H	Paramètre de hauteur de la plaquette (mm)
H_0	Paramètre de hauteur de la plaquette de référence (mm)
K_{t0}, K_{r0}, K_{z0}	Pressions spécifiques de coupe de référence
V_{c0}, f_{z0}, a_{eo}	Conditions de coupe de référence
e	Epaisseur de copeau (mm)
e_0	Epaisseur de copeau de la plaquette de référence (mm)
γ_0	Angle de coupe axial de la plaquette de référence (degrés)
r_β	Rayon d'arête de la plaquette de référence (μm)
γ_{f0}	Angle de coupe radial de la plaquette de référence (degrés)
k_e	Facteur correctif de l'épaisseur de copeau
k_γ	Facteur correctif de l'angle de coupe axial
$k_{\gamma f}$	Facteur correctif de l'angle de coupe radial
$k_{r\beta}$	Facteur correctif du rayon d'arête
k_H	Facteur correctif du paramètre de hauteur de la plaquette
c_e	Coefficient d'épaisseur de copeau
$c_{\gamma 1}$	Coefficient d'angle de coupe axial négatif
$c_{\gamma 2}$	Coefficient d'angle de coupe axial positif
$c_{\gamma f}$	Coefficient d'angle de coupe radial
c_H	Coefficient de paramètre de hauteur de la plaquette
$k_{r\beta}$	Coefficient de rayon d'arête
N_p	Nombre de plongées
$coeff V_f$	Coefficient de la vitesse d'avance
$coeff N_p$	Coefficient du nombre de plongées
$coeff T$	Coefficient du temps d'usinage

Introduction générale

Parmi les procédés de fabrication utilisés dans les différents secteurs d'industrie, l'usinage occupe une place importante, surtout avec l'accroissement continu des performances des machines-outils, des outils coupants de plus en plus capables de résister aux efforts et aux températures de coupe générées par l'usinage, et des logiciels de CFAO. Ces procédés d'enlèvement de matière sont toujours le siège d'études visant à minimiser les coûts et apporter plus de gains en productivité, en s'intéressant aux nouvelles techniques d'usinage.

Parmi ces procédés d'usinage, le tréflage ou fraisage en plongée, peu utilisé aujourd'hui par rapport à d'autres procédés, peut être considéré comme une technique d'enlèvement de matière extrêmement productive. Il consiste en des plongées successives dans la matière selon la direction de l'axe de l'outil et suivant un cycle répétitif de plongée – remontée – décalage. Il s'apparente à des opérations successives de perçage. Le fraisage en plongée se justifie particulièrement lorsque la hauteur de l'usinage est importante, et est employé essentiellement dans l'ébauche de pièces profondes telles que les carters, les moules d'injection ou les matrices d'emboutissage. L'industrie aéronautique et nucléaire particulièrement s'y intéresse dans le cadre de la fabrication de pièces usinées dans la masse qui peuvent être fabriquées en matériaux réfractaires réputés 'difficiles à usiner'.

Il existe divers matériaux qui sont considérés 'difficiles à usiner' parmi lesquelles on retrouve le titane et ses alliages. Ce sont des matériaux très utilisés en industrie, surtout dans le secteur aéronautique, grâce à leur grande résistance mécanique, leur faible densité et la conservation de leurs propriétés mécaniques même à haute température. Cependant, ces alliages sont difficilement usinables à cause essentiellement des propriétés thermiques du titane. Ces propriétés peuvent engendrer des difficultés significatives lors de l'usinage (usure prématuée des outils de coupe, mauvais état de surface, déformations de la pièce, etc.). Cette mauvaise usinabilité oblige les industriels à utiliser des conditions de coupe réduites, ce qui induit une augmentation du temps de production et donc du coût de production.

Actuellement, un enjeu important pour les entreprises est de trouver un compromis entre les divers paramètres opératoires (type du procédé, géométrie et matériau des outils, et conditions de coupe) afin d'améliorer la productivité des pièces en alliages de titane. Avec le procédé de tréflage, l'arête de coupe primaire se trouve sous l'outil, donnant lieu à des forces de coupe majoritairement axiales et non radiales, ce qui réduit potentiellement la flexion de l'outil et les vibrations. Le comportement dynamique de l'usinage étant amélioré, les conditions de coupe peuvent être augmentées. L'efficacité du procédé de tréflage se mesure donc dans sa capacité à enlever de gros volumes de matière en un temps réduit, tout en diminuant les risques de déformation qui sont particulièrement importantes lors de l'usinage des matériaux difficiles à usiner tels que les alliages de titane.

Malgré les avantages mentionnés précédemment, le tréflage reste un procédé peu industrialisé en raison de l'absence de développements spécifiques dans les logiciels de FAO avec des stratégies proposées et des aides au choix d'outils inexistantes. Les trajectoires présentes dans ces logiciels sont issues des stratégies d'usinage classiques de poche et les cycles de plongées ne sont pas du tout optimisés (pas constant entre deux plongées, aucune préconisation de choix d'outils, cinématique de la machine non prise en compte, conditions de coupe choisies par l'opérateur).

Dans d'autres travaux de thèse, le procédé de tréflage a été étudié à l'Institut Clément Ader pour l'usinage de poches profondes en alliage de magnésium. Le travail proposé ici est destiné à l'usinage des pièces en Ti6Al4V, qui est l'alliage de titane le plus utilisé dans l'industrie. Afin de pouvoir envisager l'optimisation de ce type de procédé, une étude des paramètres influents sur la planification des trajectoires en tréflage apparaît nécessaire. Le travail de thèse proposé s'inscrit dans cette optique avec plusieurs objectifs définis dans différentes parties :

Le chapitre 1 de ce mémoire concerne l'étude bibliographique. En premier lieu, la production, les propriétés du titane et ses alliages, et leurs domaines d'application sont détaillés. Ensuite, le matériau étudié (TA6V), ainsi que les problèmes et les caractéristiques liés à l'usinage de cet alliage (comme tous les autres alliages de titane), sont présentés. Après cette partie, un état de l'art sur le procédé de tréflage est présenté : le principe, les paramètres pilotant le procédé, les outils de coupe proposés par des fabricants d'outils, les efforts de coupe générés en tréflage, et les axes d'optimisation de ce procédé.

Le chapitre 2 s'intéresse à l'étude des paramètres influents en tréflage. Une campagne expérimentale basée sur la réalisation des essais élémentaires de tréflage est faite, avec des conditions de coupe variées (vitesse de coupe, avance par dent et décalage radial) en utilisant plusieurs outils de coupe caractérisés par des paramètres géométriques différents (angles de coupe, rayon de bec, rayon d'arête, etc.). Cette partie expérimentale permet d'étudier les efforts de coupe générés en tréflage et d'analyser qualitativement l'influence des conditions de coupe et des paramètres géométriques de l'outil. La modélisation des efforts est par la suite introduite, à partir des données expérimentales relevées pour proposer des modèles de prédiction des forces de coupe en tréflage en fonction des conditions de coupe et des paramètres géométriques de l'outil. Ce chapitre se termine par une analyse de l'usure d'outil en identifiant les modes de dégradation des plaquettes, ainsi que l'influence des paramètres sur la durée de vie de l'outil. Ce chapitre servira de socle pour établir les conditions opératoires optimales en vue de la planification des trajectoires développée dans le chapitre 4.

Le chapitre 3 découle d'un phénomène observé durant l'étude expérimentale précédente : l'augmentation des efforts de coupe en fond de poche avec les outils de coupe possédant un angle de direction d'arête supérieur à 90° . Ce phénomène a été étudié pour différents outils afin de proposer des actions correctives pour limiter les augmentations d'efforts et ainsi conserver des conditions acceptables pour l'outil en fond de poche. Cette étude est importante pour préserver la durée de vie de l'outil.

Le chapitre 4 est dédié à l'optimisation des stratégies de tréflage appliquées à l'ébauche des poches simples. Les limites des solutions de tréflage issues de quelques logiciels commerciaux de FAO sont présentées. A partir des résultats issus du chapitre 2, une démarche d'optimisation des trajectoires visant à minimiser le nombre de plongées nécessaires à l'usinage de la pièce, est détaillée. Un exemple d'application avec le gain potentiel qui en découle est présenté. Finalement, une méthodologie de choix de diamètre d'outil optimal est proposée.

I. Etat de l'art

I.1 Le Titane et ses alliages

I.1.1 Historique et production

Le Titane est le neuvième élément le plus abondant sur la croûte terrestre et se classe comme quatrième métal après le fer, l'aluminium et le magnésium. Ce matériau a été découvert en 1791 quand le pasteur britannique William Gregor, minéralogiste et géologue a trouvé de l'oxyde de fer et un autre oxyde qu'il n'arrive pas à identifier (FeTiO_3) lors de l'analyse d'un sable noir trouvé sur la rive d'un ruisseau proche de sa paroisse [Kathleen, 2007]. Sa découverte ne provoque aucune réaction jusqu'à ce qu'en 1795, le chimiste allemand Martin Heinrich Klaproth trouve de manière indépendante le même élément, après analyse d'un nouveau minéral (aujourd'hui connu sous le nom de rutile TiO_2), et propose de le baptiser « titane ». Cependant, sa métallurgie extractive étant très difficile, les premières tentatives pour isoler le titane ont échoué car l'oxyde de titane donne du carbure de titane lorsqu'il est chauffé en présence de carbone et non un métal pur. Il a fallu attendre 1910 pour le premier développement du procédé d'extraction permettant d'obtenir du titane pur à 99,9% par le chimiste américain Matthew Albert Hunter, mais cette technique n'a pas été suivie par un développement industriel. C'est en 1939 que le chimiste et métallurgiste luxembourgeois William Justin Kroll a mis au point la technique industrielle de production de titane pur. Ce procédé convertit le dioxyde de titane en chlorure de titane, l'oxygène étant éliminé sous forme de monoxyde de carbone, le chlorure étant ensuite réduit par le magnésium [Louvigné, 2017]. Le chlorure de magnésium est séparé par distillation à 950°C sous vide ou sous argon et le titane est obtenu sous la forme d'un solide poreux dit « éponge de titane ». Cette éponge est purifiée par fusion successives pour obtenir le titane pur à 99,9 % (Figure I.1). Le procédé Kroll est devenu le procédé de référence pour la production du titane [Leyens and Peters, 2003].

Pour fabriquer un lingot de titane pur, la matière fondue peut être soit purement de l'éponge, soit un mélange d'éponge et de déchet de titane (scrap), soit essentiellement du déchet de titane. Le titane est extrait de minéraux, principalement d'ilménite FeTiO_3 et de rutile TiO_2 . On trouve le minerai en grandes quantités en Chine, en Australie, en Inde, en Afrique du Sud et, en quantité plus modeste au Brésil, à Madagascar, en Norvège, au Kenya, au Sénégal, en Russie, au Canada etc.



Figure I.1 : (a) Eponges de titane pur ; (b) Déchet de titane

Sur une production mondiale d'environ 6,6 millions de tonnes d'ilménite et de rutile en 2016, seulement quelques pour cent ont été utilisés pour produire de l'éponge de titane. En effet, la production est orientée dans sa plus grande partie à l'industrie du pigment, en particulier comme agent de blanchiment du papier et des peintures. De plus, le minerai est utilisé sous forme de Ferrotitane à faible teneur en titane ou transformé en carbures et autres composés chimiques [U.S. Geological Survey, 2017]. La Figure I.2 présente l'exploitation mondiale du Titane pendant la dernière décennie qui a connu une évolution importante grâce à son éventail attractif de propriétés [U.S. Geological Survey, 2017] même si son prix est considéré relativement élevé par rapport à celui d'autres métaux comme présenté par le Tableau I.1 [LesEchos investir, 2018].

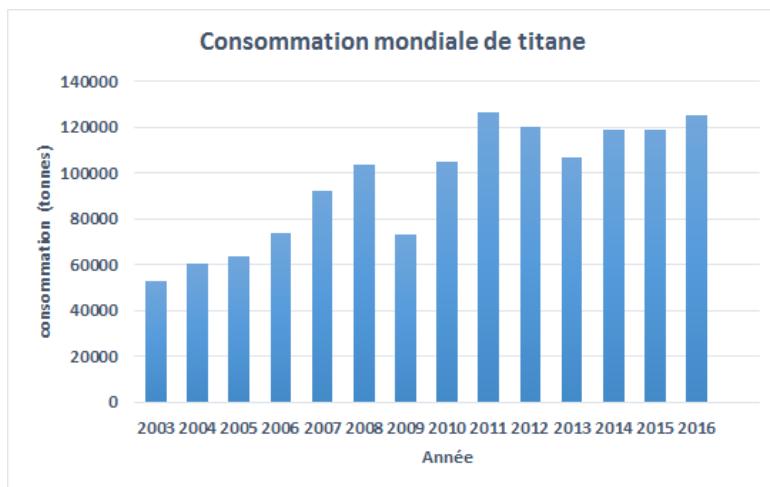


Figure I.2 : Evolution de la consommation mondiale de titane [U.S. Geological Survey, 2017]

Métal	Prix (\$/tonne)
Acier	780
Inox	2800
Aluminium	2300
Titane	6500

Tableau I.1 : Comparatif des prix de différents métaux [LesEchos investir, 2018]

I.1.2 Caractéristiques du titane et de ses alliages

I.1.2.1 Cristallographie et propriétés du titane non allié

Le Titane pur non allié présente une transformation allotropique de type martensitique au voisinage de 882°C, qui est marquée par la nature de la structure cristallographique. En dessous de cette température, le Titane cristallise dans le système Hexagonal pseudo compact de paramètres $a = 0,295 \text{ nm}$, $c = 0,468 \text{ nm}$ et de rapport $c/a = 1,587$, on parle alors de Titane α . Au-dessus de cette température, la structure est cubique centrée de paramètre $a = 0,33 \text{ nm}$,

il s'agit du Titane β (Figure I.3). La température de transition entre les deux formes de titane (α et β) est appelée transus β (T_β) [Combres, 2013].

Le titane présente des propriétés physiques, chimiques et mécaniques uniques qui le rendent industriellement intéressant (Tableau I.2) [Combres, 2010] :

- Une résistance spécifique importante (rapport résistance à la traction / densité) et une limite élastique assez élevée,
- Un bon comportement en fatigue,
- Une conservation des caractéristiques mécaniques élevées même à des températures extrêmes (allant du domaine cryogénique jusqu'à une température d'environ 600°C),
- Une excellente résistance à l'érosion et à la corrosion.

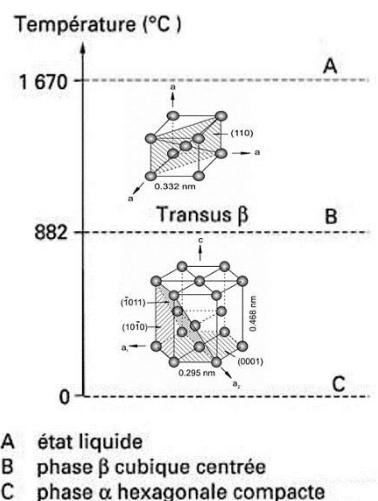


Figure I.3 : Structure cristallographique du titane pur [Combres, 2013]

Grandeur	Symbole	Valeur	Unité
Numéro atomique	Z	22	-
Masse molaire	M	47,9	g/mol
Masse volumique	ρ	4,507	g/cm ³
Température de transformation	T_β	882	°C
Température de fusion	T_f	1670	°C
Capacité thermique massique à 25°C	C_p	522,5	J.kg ⁻¹ . K ⁻¹
Conductivité thermique à 25°C	σ_{th}	21,9	W.m ⁻¹ . K ⁻¹
Coefficient de dilatation à 25°C	α	8,5	10 ⁻⁶ . K ⁻¹
Module d'Young	E	110000	MPa
Coefficient de Poisson	ν	0,33	-

Tableau I.2 : Propriétés du titane pur [Combres, 2010]

I.1.2.2 Eléments d'addition et classification des alliages de titane

Le titane est utilisé essentiellement sous forme d'alliages. Les lingots d'alliage de titane sont obtenus en mélangeant à la matière titane les éléments d'addition pour avoir, après fusion, l'alliage désiré. Les éléments d'addition stabilisent soit la phase α , dans ce cas, ils sont des éléments α -gènes, soit la phase β et dans ce cas ils sont des éléments β -gènes. La température de transition T_β dépend fortement des éléments d'addition puisque les éléments α -gènes tendent à augmenter sa valeur, tandis que les éléments β -gènes tendent à diminuer sa valeur. Il y a également des éléments dits neutres tels que le zirconium (Zr) et l'étain (Sn) qui n'ont pas d'influence sur le domaine de stabilité.

On peut classer les différents alliages de titane en trois grandes familles selon leur proportion de phase α et β retenue à la température ambiante [De gélas et al., 1976] :

- Les alliages α : dans ces alliages, les éléments d'addition α -gènes élèvent la température de transition α - β et sont solubles dans la phase α . Ils peuvent être des métaux tels que l'Aluminium ou d'autres éléments tels que l'Oxygène, l'Azote et le Carbone.
- Les alliages β : les éléments d'addition se dissolvent dans la phase β et la stabilisent en diminuant la température de transition α - β . Ce sont principalement le Vanadium, le Molybdène, le Niobium, le Tantale, le Chrome et le Cuivre.
- Les alliages $\alpha + \beta$: cette dernière famille regroupe les alliages mixtes, et étant très vaste, on distingue trois sous-catégories qui sont les quasi α (proches des alliages α avec une faible proportion de β), les $\alpha + \beta$ (proprement dit), et les quasi β (possédant peu de phase α et proches des alliages β).

Dans le Tableau I.3, les principales différences entre les trois types d'alliages α , $\alpha + \beta$ et β sont introduites en se basant sur les propriétés physiques, mécaniques et technologiques.

Propriété	α	$\alpha+\beta$	β
Masse volumique	+	+	-
Résistance	-	+	++
Ductilité	-/+	+	+/-
Ténacité	+	-/+	+/-
Résistance au fluage	+	+/-	-
Comportement à la corrosion	++	+	+/-
Comportement à l'oxydation	++	+/-	-
Soudabilité	+	+/-	-
Formage à froid	--	-	-/+

Tableau I.3 : Propriétés des alliages α , $\alpha + \beta$ et β [Leyens and Peters, 2003]

I.1.2.3 Microstructure des alliages de titane

Concernant le Titane pur, la transformation $\beta \rightarrow \alpha$ est sans diffusion, contrairement au cas des alliages où la vitesse de refroidissement influe directement sur la finesse et la morphologie des structures [Leyens and Peters, 2003] (Figure I.4 et Figure I.5).

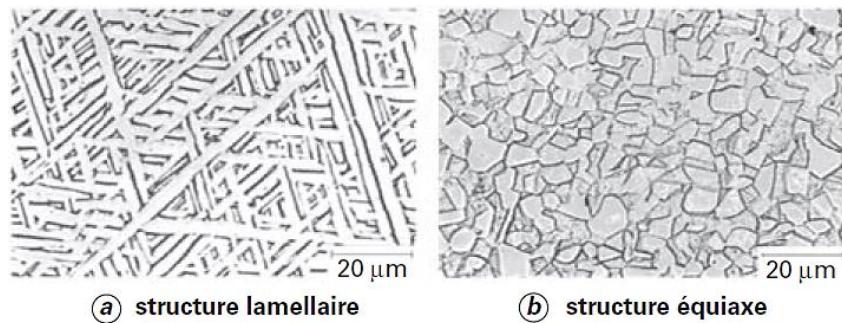


Figure I.4 : Exemples de microstructures de l'alliage TA6V [Combres, 2010]

Si on considère un alliage de type α ou $\alpha+\beta$, le refroidissement rapide de la phase β résulte en une structure aiguillée fine (morphologie α aiguillée). En diminuant la vitesse de refroidissement, le diamètre des aiguilles augmente, et on passe à une structure lamellaire (morphologie α lamellaire). Par ailleurs, les lamelles α peuvent être brisées par le biais de traitement thermique et recristallisées en nodules sphériques. On obtient alors la morphologie α équiaxe.

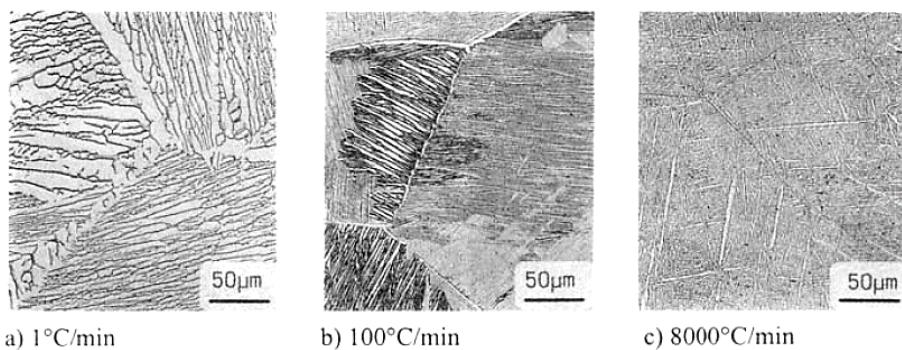


Figure I.5 : Influence de la vitesse de refroidissement à partir du domaine β sur une microstructure lamellaire pour l'alliage Ti-6242 [Lutjering, 1998]

I.1.3 Applications industrielles

Le titane, et principalement ses alliages, sont largement utilisés dans de nombreux secteurs grâce à leurs caractéristiques uniques qui les rendent en même temps performants et économiques dans les coûts d'exploitation (Figure I.6).

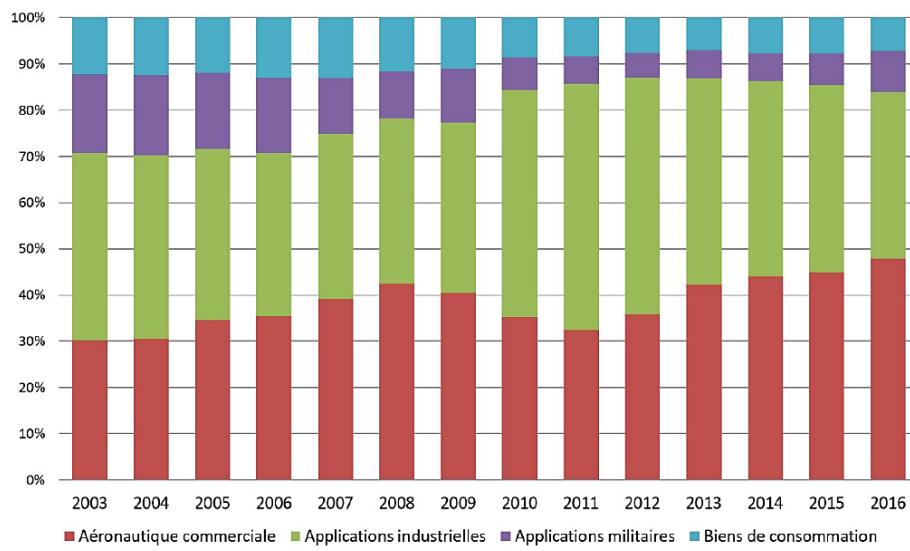


Figure I.6 : Répartition de la consommation mondiale du titane par secteur [U.S. Geological Survey, 2017]

L'aéronautique et l'aérospatiale sont les premiers consommateurs du titane et de ses alliages grâce à leur faible densité combinée avec des performances mécaniques élevées conservées même à des températures extrêmes. Les nouvelles structures composites des A350 et B787 font appel à de plus grandes quantités de pièces en alliages de titane (14 à 18% du poids total) en raison de la meilleure compatibilité du titane avec le composite CFRP (Figure I.7). Le titane est utilisé dans les éléments moteurs comme les aubes et disques de turbine et le carter. Il est également employé sous forme de pièces forgées telles que le train d'atterrissement (avion Boeing B777) [Combres, 2010], et aussi sous forme de boulons. Par ailleurs, des pièces très chargées telles que les cadres courants, les cadres de portes, les cases de train, le cadre du fond pressurisé sont en alliage TA6V [Association, 2012].

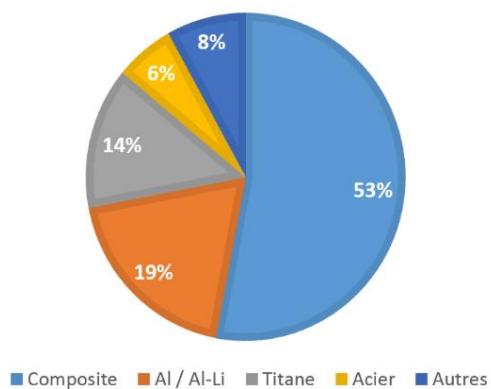


Figure I.7 : Répartition des matériaux dans l'avion Airbus A350 (Titane 14 %) [Piquet, 2012]

D'autres domaines d'applications industrielles du titane et de ses alliages sont le génie chimique et le génie énergétique. Le domaine de la chimie constitue historiquement le deuxième secteur consommateur de titane et de ses alliages. Le titane est utilisé dans plusieurs types de

condenseurs comportant des aubes fabriquées en titane, procurant des durées de vie importantes grâce à leur excellente résistance à la corrosion et à l'abrasion. Le titane est aussi utilisé dans les circuits secondaires de réacteurs nucléaires, ainsi que dans les réacteurs de raffineries pour sa résistance aux sulfure d'hydrogène H₂S et dioxyde de carbone CO₂. Il est enfin employé dans les usines de traitement des eaux pour sa résistance à la corrosion et aux agents biologiques. Pour le domaine énergétique, les aubes de turbines à vapeur sont fabriquées essentiellement en alliage de titane TA6V. Le titane et ses alliages servent aussi dans l'exploitation pétrolière au grâce à leur résistance à la corrosion, à l'érosion et au feu d'hydrocarbures [Combres, 2010].

Pour le secteur militaire, le titane est largement utilisé dans les blindages grâce à ses propriétés mécaniques et sa résistance à la corrosion et au feu [Combres, 2010]. En effet, la coque des sous-marins russes de la classe Alfa est entièrement réalisée en titane. Le titane est employé aussi massivement dans les moteurs et la structure des chasseurs de toutes les armées de l'air [Lutjering and Williams, 2003]. Des véhicules militaires également sont conçus avec une carrosserie en alliage de titane TA6V en raison de sa résistance spécifique élevée. Le titane est aussi utilisé dans les gilets pare-balle.

Parmi les autres domaines d'utilisation de titane, on peut citer le secteur de l'automobile qui profite de la faible densité de ce matériau pour fabriquer des pièces allégées (bielles, ressorts, soupapes de moteurs...) qui possèdent une moindre inertie. Le domaine biomédical a connu également un développement rapide de l'utilisation du titane et ses alliages dans la fabrication de prothèses et d'implants en raison de son caractère biocompatible et mécano-compatibles (Figure I.8) [Combres, 2010].



Figure I.8 : Prothèse de hanche en titane

I.1.4 Matériau étudié : Ti6Al4V

L'alliage de Ti6Al4V, appelé couramment TA6V, est le plus répondu des titanés alliés dans l'industrie avec un taux de plus de 50% de la production totale. Il est largement employé par l'industrie de l'aéronautique et du spatial grâce à son rapport résistance/densité particulièrement intéressant, ainsi que sa bonne résistance à la fatigue. L'alliage présente par ailleurs une excellente résistance à la corrosion, y compris à des températures et dans des conditions extrêmes [Leyens and Peters, 2003]. En plus du titane, le TA6V contient de l'aluminium, du vanadium et des traces de carbone, de fer, d'oxygène et d'azote. Sa composition chimique selon la norme AFNOR L14-601 est présentée dans le Tableau I.4.

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

Tableau I.4 : Composition chimique de l'alliage TA6V

Les principales caractéristiques physiques et mécaniques sont citées dans le Tableau I.5 [Lutjering and Williams, 2003] [Leyens and Peters, 2003].

Propriété	Valeur
Dureté HV	300 – 400 Hv
Module d'Young E	110 – 140 GPa
Limite d'élasticité R_e	800 – 1100 MPa
Résistance maximale à la traction R_m	900 – 1200 MPa
Allongement à la rupture A	13 – 16 %
Ténacité K_{ic}	33 – 110 MPa. \sqrt{m}
Masse volumique ρ	4430 kg/m ³
Conductivité thermique λ	7 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Capacité thermique massique c	530 J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
Température de transition T_β	995 °C

Tableau I.5 : Propriétés mécaniques et physiques du TA6V

Le TA6V est un alliage $\alpha + \beta$ ayant différentes microstructures qui dépendent de la vitesse de refroidissement comme mentionné dans le paragraphe I.1.2.3. Lors du refroidissement de la solution de l'alliage dans le domaine β par une trempe, une transformation conduit à l'obtention de la structure aiguillée notée α' . Le diamètre des aiguilles augmente quand la vitesse de refroidissement diminue et on obtient la structure lamellaire. Ces lamelles peuvent être brisées à l'aide de traitements thermiques ou thermomécaniques et recristallisées en nodules sphériques, ce qui aboutit à une structure équiaxe. Par ailleurs, une autre microstructure existe aussi dite bimodale (ou duplex) obtenue avec une trempe rapide à partir du domaine $\alpha + \beta$. Elle est formée d'une part de nodules α dits α primaire (α_p), et d'autre part de colonies lamellaires constituées de la phase β et α_s (α secondaire) [Castany et al., 2007] [Combres, 2013]. Les différentes microstructures mentionnées sont présentées dans la Figure I.9.

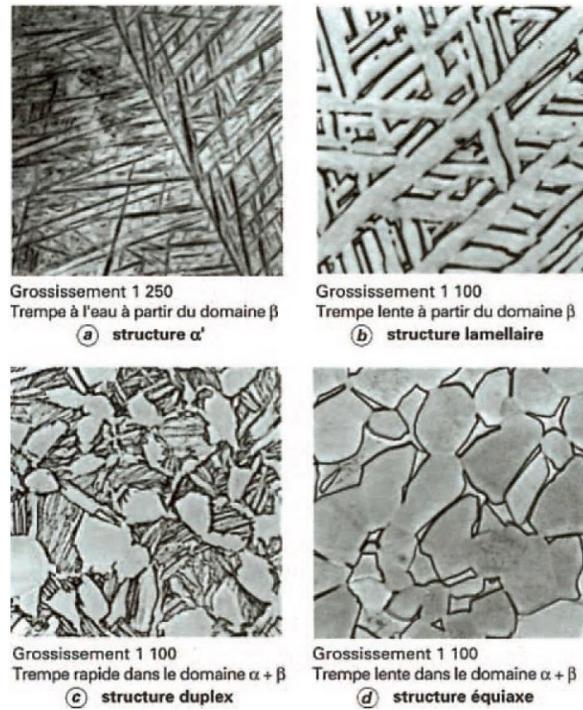


Figure I.9 : Exemples de morphologies rencontrées dans l'alliage TA6V [Combres, 2013]

I.1.5 Usinage des alliages de titane

L’usinage est une famille d’opérations de mise en forme par enlèvement de matière destinées à conférer à une pièce des dimensions et un état de surface (écart de forme et rugosité) conformes à des tolérances données [Felder, 2008]. Ces opérations sont principalement réalisées sur des machines-outils munies de commandes numériques (MOCN) capables de générer des trajectoires très précises permettant d’obtenir des pièces, simples ou complexes, respectant les spécifications imposées. Pour cela, l’usinage représente la plus grande partie des procédés de mise en forme, surtout dans le domaine aéronautique où la réalisation de pièces complexes avec une productivité importante est toujours en évolution grâce au développement permanent des outils et des machines-outils.

L’enlèvement de matière est induit par la combinaison de l’action d’un outil coupant avec un mouvement rotatif soit de la pièce ou soit de l’outil. Ce mouvement rotatif permet de différencier le tournage, où la pièce est en rotation, du fraisage, où c’est l’outil qui est en rotation. La Figure I.10 présente la coupe en tournage et fraisage. Les paramètres de coupe liés à l’usinage sont :

- N : la fréquence de rotation (tour/min) de la broche en fraisage, ou de la pièce en tournage
- V_c : la vitesse de coupe $V_c = \frac{\pi \cdot N \cdot D}{1000}$ (m/min) ; avec D (mm) le diamètre de l’outil en fraisage, ou de la pièce en tournage
- f_z : l’avance par dent (mm/dent)
- V_f : la vitesse d’avance $V_f = f_z \cdot Z \cdot N$ (mm/min) ; avec Z le nombre de dents de l’outil
- a_p : la profondeur de passe (mm)

- a_e : l'engagement (mm)

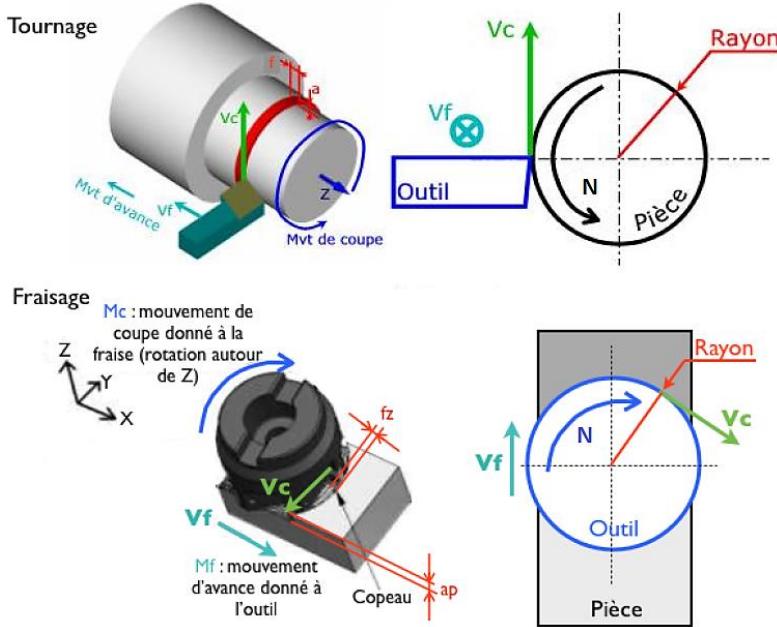


Figure I.10 : Mouvements d'avance et de coupe en tournage et en fraisage [Toumine et al., 2003]

I.1.5.1 Usinabilité des alliages de titane

L'usinabilité d'un matériau représente son aptitude à subir, plus ou moins facilement, une mise en forme par enlèvement de matière. Elle est essentiellement liée aux actions thermomécaniques de la coupe lorsque l'outil usine la matière. Ainsi, l'usinabilité peut être caractérisée par plusieurs critères tels que les forces de coupe, la puissance consommée et l'usure des outils (durée de vie).

Le titane et ses alliages sont connus pour leur mauvaise usinabilité [Siekman, 1955] [Machado and Wallbank, 1990]. L'utilisation de lubrification pendant la coupe est primordiale pour limiter des hausses importantes de la température au niveau de la zone de coupe. Par ailleurs, pendant la coupe, ce matériau présente un fort retour élastique après le passage de l'outil, ceci s'explique par la combinaison d'un faible module d'élasticité et d'une limite élastique élevée, induisant ainsi des vibrations durant l'usinage qui augmentent les efforts de la coupe [Ezugwu and Wang, 1997]. En outre, à cause de la faible conductivité thermique du titane, c'est l'outil de coupe qui absorbe la chaleur intense dégagée durant la coupe et non pas la matière (seulement 20% est évacuée par les copeaux et 80% est retenue par l'outil (Figure I.11) [Konig, 1978], provoquant ainsi souvent l'usure prématuée de l'outil de coupe. Une des particularités du titane également est la capacité d'oxydation très rapide de sa surface qui donne lieu à une couche d'oxyde adhérente [Ezugwu and Wang, 1997]. Ceci est considéré comme un avantage dans le cas où la couche d'oxyde forme des rayures involontaires présentes sur la surface usinée, mais aussi comme un inconvénient quand l'outil doit enlever cette couche d'oxyde supplémentaire, ce qui peut émousser l'arrête de coupe et accroître son usure en frottant sur la couche d'oxyde. Un autre inconvénient est que l'usinage est réalisé généralement

à des vitesses réduites du fait de la présence de la couche d'oxyde, donnant lieu à un processus plus lent.

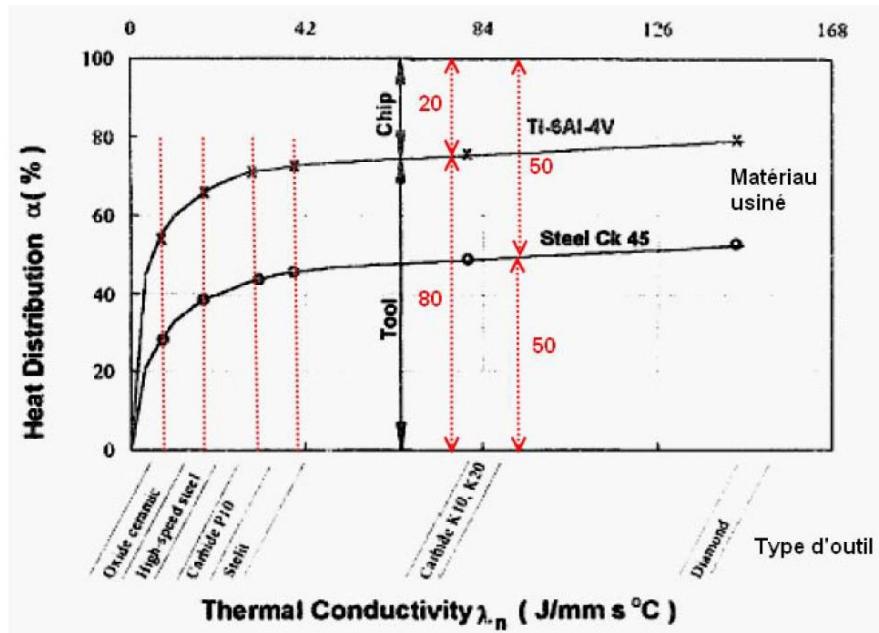


Figure I.11 : Comparaison de distribution de chargement thermique lors de la coupe entre l'alliage de titane TA6V et l'acier C45 [Konig, 1978]

I.1.5.2 Processus de formation du copeau pour les alliages de titane

L'opération d'usinage transforme la matière usinée en copeaux. Ce processus de coupe est couramment caractérisé par trois zones appelées zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire [Bourdet, 1977] [Bodart, 1990] comme montré par la Figure I.12.

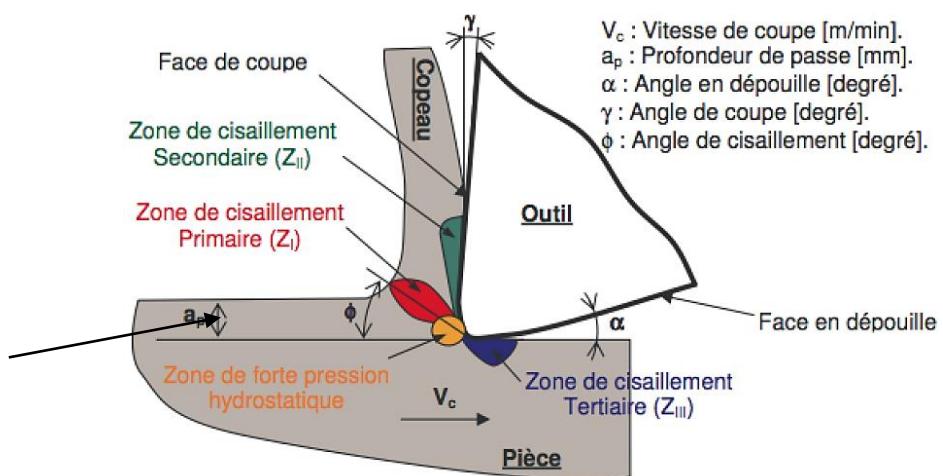


Figure I.12 : Zones de déformation lors de la formation du copeau [Vasques, 2008]

Durant la coupe, l'outil exerce des efforts de coupe intenses sur la matière en provoquant sa déformation plastique et un échauffement local élevé. Ceci crée une zone de cisaillement important entre la pointe de l'outil de coupe et la surface externe du copeau, qui est la zone de cisaillement primaire.

La zone de cisaillement secondaire, située à l'interface face de coupe de l'outil-copeau, est caractérisée par un frottement d'adhérence important du copeau sur la face de coupe [Pomey, 1971]. Cette zone peut être subdivisée en deux sous-zones. Une première qui correspond au frottement d'adhésion, et une deuxième qui est du frottement de glissement [Doyle et al., 1979] [Barrow et al., 1982]. La zone de cisaillement secondaire est appelée également zone d'écrouissage du copeau puisque la face interne de ce dernier y subit un écrouissage considérable.

La dernière zone, qui est la zone de cisaillement tertiaire, est produite au niveau de la face en dépouille de l'outil, par le frottement entre cette face et la surface usinée suite à l'avance de l'outil [Elanayar and Shin, 1944] [Abdelmoneim and Scrutton, 1974]. Les déformations plastiques qui peuvent apparaître dans la zone de cisaillement tertiaire sont beaucoup moins importantes que dans les deux premières zones étant donné que le cisaillement n'est pas le principal mécanisme qui régit cette zone. L'intégrité de la surface usinée caractérisée par la rugosité, les contraintes résiduelles, la dureté, etc, est affectée par cette zone [Vasques, 2008].

Selon les conditions de coupe, les matériaux usinés et le type d'usinage, différents types de copeaux peuvent être générés. Trois principales familles permettent de classer le type de copeaux [Ernst, 1938] [Burns and Davies, 2002] [Wagner et al., 2012] :

- Copeaux continus : ils sont obtenus lorsque les champs mécaniques et thermiques sont quasi constants, et l'état de la déformation plastique est stable dans le temps. La coupe est dite stable à l'échelle de la formation de copeau (Figure I.13 (i)).
- Copeaux continus avec formation d'arête rapportée : ces copeaux apparaissent lorsqu'il y a une adhésion de la matière usinée sur l'arête dans la zone de stagnation de la matière en pointe de l'outil. Ceci engendre la formation, plus ou moins périodique, d'une nouvelle arête de coupe, causant des perturbations importantes sur l'état de surface de la pièce ainsi que sur les contraintes mécaniques et thermiques (Figure I.13 (ii)).
- Copeaux discontinus : Il y a deux mécanismes qui conduisent à la formation de ce type de copeaux. Le premier est décrit par une rupture de chaque segment de copeau, obtenue lorsque les sollicitations thermomécaniques sont suffisamment élevées pour rompre le matériau. L'autre mécanisme est la localisation de la déformation plastique conduisant à la formation de copeaux festonnés ou à dents de scies. On parle de coupe instable à l'échelle de la formation de copeau (Figure I.13 (iii)).

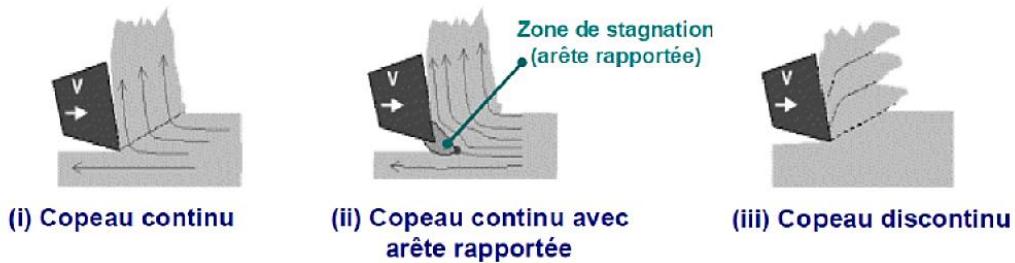


Figure I.13 : Classification des différents types de copeaux [Burns and Davies, 2002]

L’usinage des alliages de titane produit généralement des copeaux segmentés ou en dents de scie. Ces copeaux ont été identifiés pour la première fois par Shaw lors de l’usinage d’un alliage de titane ayant une capacité thermique massique et une conductivité thermique faibles [Shaw and Vyas, 1998]. De nombreux travaux ont retrouvé cette caractéristique lors de l’usinage de ces alliages, en particulier le TA6V [Barelli, 2016] [Wagner et al., 2015] [Bouchnak, 2010] [Arrazola et al., 2009] [Nouari et al., 2008] (Figure I.14).

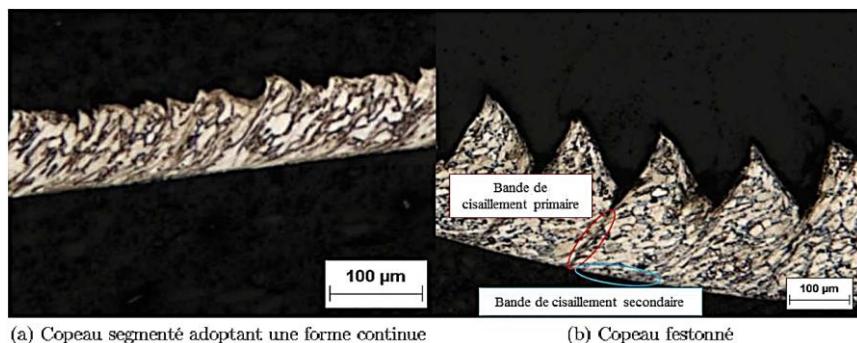


Figure I.14 : Exemples de morphologie de copeau pour le TA6V [Barelli, 2016]

Selon l’étude de Barry et al. [Barry et al., 2001], la segmentation du copeau de l’alliage TA6V est obtenue pour des conditions de coupe conventionnelles, elle se produit de manière périodique lorsque l’avance dépasse 0.1 mm/tr (points noirs sur la figure I.15) et lorsque la vitesse de coupe augmente. Mais cette segmentation demeure apériodique pour de faibles avances inférieures à 0.04 mm/tr (points blancs sur la Figure I.15) et le copeau devient segmenté avec une forme continue.

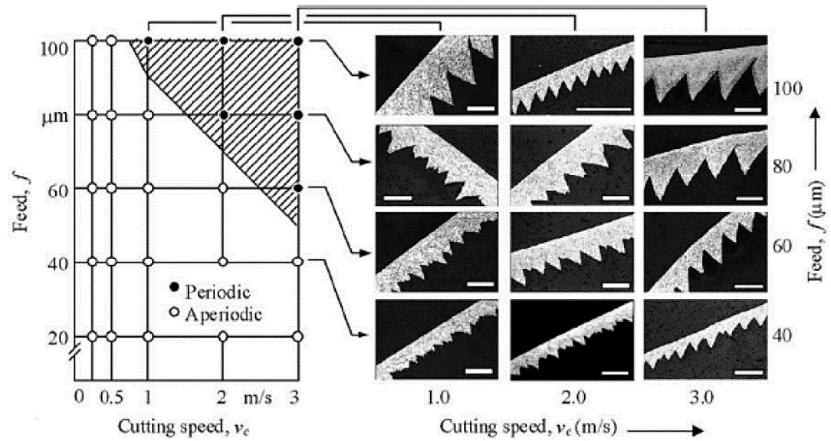


Figure I.15 : Morphologie du copeau du Ti6Al4V en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance en coupe orthogonale (échelles de 100 μm) [Barry et al., 2001]

L'origine de cette segmentation du copeau a donné lieu à plusieurs explications. La première théorie considère que l'origine de la formation du copeau se trouve dans l'initiation d'une fissure dans la bande de cisaillement au niveau de la surface de l'épaisseur libre de la matière, sa propagation allant vers la pointe de l'outil dans la zone de cisaillement primaire [Shaw and Vyas, 1993] [Shaw and Vyas, 1998] [Hua and Shivpuri, 2004]. Une théorie assez proche [Turley and Doyle, 1982] fait l'hypothèse d'une propagation de la fissure de l'extrémité intérieure de la zone de cisaillement primaire vers la surface non usinée. Une autre théorie [Manyindo and Oxley, 1986] [Hou and Komanduri, 1995] [Zhen-Bin and Komanduri, 1995] [Astakahov, 2006] est basée sur la formation du copeau en dents de scie par un phénomène de cisaillement thermoplastique catastrophique instable dans la zone de cisaillement primaire : la bande de cisaillement s'initie au niveau de l'extrémité intérieure de la zone de cisaillement primaire et se propage vers la surface usinée sous la forme de cisaillements très locaux provenant des mauvaises propriétés thermiques du matériau en créant une concentration de chaleur dans ces bandes. Ces zones localisées portées à hautes températures sont le lieu d'un adoucissement thermique du matériau qui fait chuter ses caractéristiques mécaniques provoquant la segmentation du copeau.

I.1.5.3 Outils de coupe pour l'usinage des alliages de titane

Etant donné la mauvaise usinabilité des alliages de titane, les outils de coupe utilisés pour leur usinage doivent supporter des chargements thermomécaniques élevés et doivent donc posséder des caractéristiques particulièrement performantes [Ezugwu and Wang, 1997] :

- Une dureté importante à des hautes températures,
- Une bonne conductibilité pour faciliter l'évacuation de la chaleur et résister aux chocs thermiques subis par l'outil,
- Une faible réactivité chimique,
- Une bonne ténacité,
- Une résistance importante au cisaillement, à la compression et à la traction,
- Une taille de grains suffisamment grande.

Le matériau de l'outil doit posséder une dureté à chaud particulièrement importante pour résister aux températures élevées générées et concentrées sur l'outil pendant l'usinage. En effet, la présence de température élevée affaiblit la dureté du matériau d'outil et cause par conséquence son usure prématuée. Le Tableau I.6 présente la température relative à l'adoucissement thermique de quelques matériaux d'outils de coupe pour l'usinage des alliages réfractaires (y compris les alliages de titane) et la Figure I.16 indique l'effet de la température sur leurs duretés [Ezugwu, 2005].

Matériau de l'outil	Température d'adoucissement (°C)
Acier rapide (ARS)	600
Carbure de tungstène (WC)	1100
Oxyde d'Aluminium (Al_2O_3)	1400
Nitrate de bore cubique (CBN)	1500
Diamant Polycristallin (PCD)	1500

Tableau I.6 : Température d'adoucissement thermique de matériaux d'outils de coupe

Le matériau d'outil généralement utilisé pour l'usinage des alliages de titane est le carbure de tungstène pour des raisons économiques. D'autre part, à des températures de surface dépassant 500°C, il y a un phénomène de diffusion des atomes de titane dans l'outil qui réagissent chimiquement avec le carbone pour former une couche de carbure de titane (TiC). Cette couche est fortement liée avec l'outil de coupe et possède une résistance à la déformation et à l'usure importante [Hartung and Kramer, 1982]. Le carbure de tungstène offre donc le meilleur rapport entre la résistance à l'usure et le coût, même si les outils PCD sont de plus en plus utilisés car ils offrent une résistance à l'usure très intéressante. Par ailleurs, la taille de grains des outils en carbure affectent la résistance à l'usure. Cette taille doit être suffisamment grande pour avoir plus de ténacité [Ezugwu et al., 2003] étant donné que les grains fins s'arrachent plus facilement de la face de coupe de l'outil par le copeau et l'usure arrive ainsi plus rapidement. [Ezugwu and Wang, 1997] [Ezugwu et al., 2003] [Che-Haron and Jawaïd, 2005] recommandent d'utiliser un outil WC-Co possédant 6% de Cobalt avec une taille de grains comprise entre 0,8 et 1,4 µm pour des performances optimales.

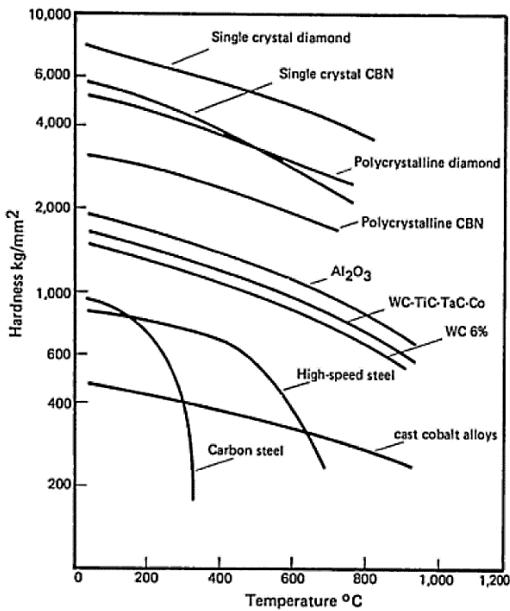


Figure I.16 : Dureté à chaud de quelques matériaux d'outils [Ezugwu, 2005]

Les outils de coupe peuvent être également revêtus afin d'améliorer leurs propriétés. Généralement, les revêtements sont des matériaux qui possèdent une dureté élevée même à haute température et offrent une bonne résistance à l'abrasion. Pour déposer ces matériaux durs sur la surface de l'outil, il existe trois types de dépôt [Bagur, 1999] :

- Dépôt chimique en phase vapeur (ou CVD pour Chemical Vapor Deposition). Ce type de dépôt est peu onéreux et s'effectue à des hautes températures (de 950 à 1050°C). Il donne des couches épaisses ayant comme épaisseur de 4 à 8 µm.
- Dépôt physique en phase vapeur (ou PVD pour Physical Vapor Deposition). Il est deux à trois fois plus cher que le CVD et s'effectue à des basses températures (de 200 à 450°C). Il permet d'avoir des couches minces de l'ordre de 1 à 2 µm d'épaisseur.
- Dépôt à température moyenne en phase vapeur (ou MTVD pour Medium Temperature Vapor deposition), rarement utilisé.

Les revêtements peuvent être monocouche ou multicouches, déposés par CVD ou PVD, de composition TiC, TiN, Al₂O₃, TiCN, TiAlN, TiZrN, TiB₂ et récemment des revêtements diamant sont employés pour avoir plus de résistance à l'usure [Ezugwu et al., 2003]. Les fabricants d'outils préconisent pour les alliages réfractaires, en particuliers les alliages de titane, des produits différents mais qui restent limités par rapport à ceux proposés pour d'autres types de métaux :

- Des carbures revêtus PVD ((Ti, Al) N+TiN) micrograins et des carbures cémentés W-Co-Cr et W-Co-Ta. Il y a une tendance récente à l'utilisation de carbure non revêtu micrograins combiné à un arrosage haute pression pour le tournage [Seco, 2017] ;
- Des carbures non revêtus à base de WC à grains fins et des cermets à base de TiC et/ou du TiN avec un revêtement PVD [Sandvik, 2015] ;
- Des outils carbures non revêtus et à revêtement TiAlN ou TiCN [Iscar, 2017].
- Des outils carbures avec revêtement cumulé Al-(Al, Ti) N + CrN en PVD [Mitubishi, 2012].

I.1.5.4 Usure des outils de coupe

Les efforts de coupe et les températures élevées subis par les différentes faces de l'outil conduisent à différents types d'usures :

- Usure en dépouille qui est due aux frottements importants de la surface usinée sur la face en dépouille [Ezugwu and Wang, 1997]. C'est le type d'usure le moins pénalisant s'il est équilibré sur la surface en dépouille,
- Usure en cratère apparaissant sous la forme d'un petit cratère parallèle à l'arête de coupe principale, et qui peut aller jusqu'à la rupture. Elle est le résultat d'un phénomène de diffusion et d'adhésion [Ezugwu and Wang, 1997],
- Usure en entaille caractérisée par une entaille localisée tant sur la face de coupe que sur la face de dépouille. Elle est induite par l'adhérence du copeau (soudage par pression du copeau) et la déformation suite à une augmentation locale de la dureté du matériau usiné [Ezugwu and Wang, 1997]. Cette usure est courante dans l'usinage des aciers inoxydables et superalliages réfractaires tels que les alliages de titane ;
- Usure en écaillage qui intervient en cas de surcharge des contraintes de traction mécanique. Elle est causée par les chocs mécaniques et thermiques lors de l'entrée de la dent dans la matière [Ezugwu and Wang, 1997] [Nouari et al., 2008] ;
- Usure par adhésion, principalement liée au mécanisme d'arête rapportée provoquée par le soudage sous pression du copeau sur la plaquette, du fait de fortes pressions et températures. Cette jonction se rompt généralement au niveau de la matière usinée, laissant donc une partie de matière adhérente sur la face de coupe [Nouari et al., 2008] ;
- Usure par diffusion où les particules de la matière usinée et de l'outil migrent de l'un vers l'autre suite à la présence de fortes températures et pressions, ce qui affaiblit l'outil [Nabhani, 2001] [Che-Haron, 2001] ;
- Usure catastrophique résultante de ces différentes usures et intervenant lorsque la géométrie d'arête est trop fortement modifiée [Ezugwu and Wang, 1997].

Le caractère réfractaire du TA6V mène à s'intéresser essentiellement aux usures générées par les fortes températures et pressions de contact qui sont la diffusion, l'adhésion et l'usure en dépouille [Nabhani, 2001] [Barelli, 2016] (Figure I.17).

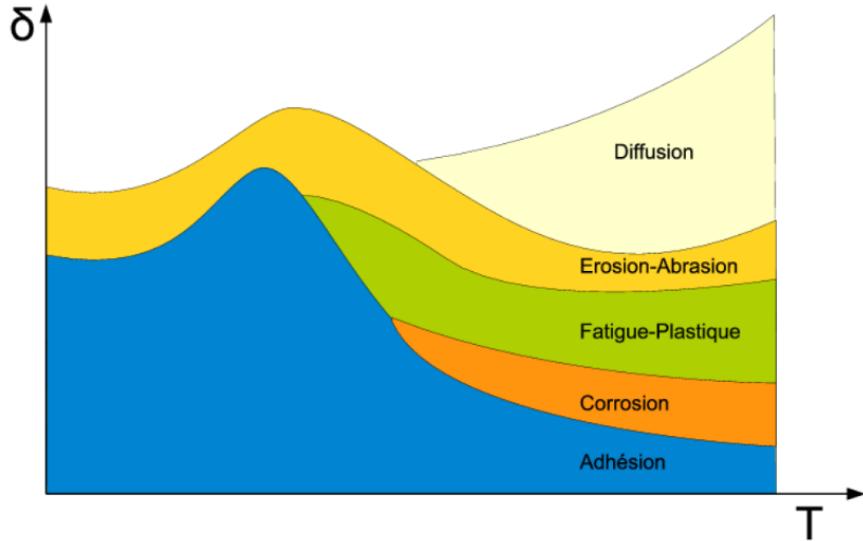


Figure I.17 : Mécanismes d'usure en fonction de la température [Wagner, 2011]

I.2 Introduction du procédé de tréflage

La faible usinabilité des alliages de titane conduit à obtenir des temps d'enlèvement de matière importants. Ceci a incité à développer et optimiser des méthodes alternatives au fraisage dit conventionnel. On citera, en particulier, le fraisage trochoïdal [Otkur and Lazoglu, 2007], le perçage orbital [Lutze, 2008] [Rey, 2016] et le tréflage [Li et al., 2000] [Wakaoka et al., 2002] [Al-Ahmad, 2008] [Witty et al., 2012] [Danis et al., 2016] [Sun et al., 2016]. Le fraisage trochoïdal consiste à une interpolation circulaire accompagnée d'un mouvement en avant simultané de la fraise qui enlève ainsi des « tranches » successives de matière en suivant une trajectoire en spirale continue dans le sens radial. Le perçage orbital est un procédé de réalisation d'alésage par fraisage hélicoïdal. Le tréflage, totalement différent, est une opération d'usinage employée en fraisage qui consiste en des plongées successives dans la matière (Figure I.18).

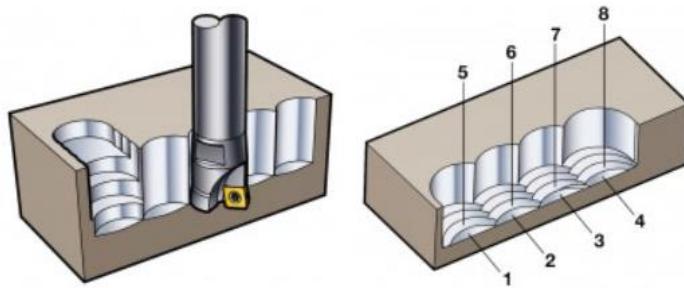


Figure I.18 : Opération de tréflage [Sandvik, 2015]

I.2.1 Principe du tréflage

Le tréflage peut être employé pour toute pièce de différents secteurs industriels comme l'automobile, l'énergétique et principalement l'aéronautique. Qu'elle que soit l'usinabilité de

la matière, ce procédé peut être utilisé. Il permet potentiellement d'apporter des gains importants de productivité lors des opérations d'ébauches, principalement dans les cavités profondes des moules, matrices, carters, pièces de structures, etc. Ce procédé est une technique de fraisage basée sur des plongées successives dans la matière, espacées à chaque fois d'une valeur de décalage radial. Il est composé de trois phases qui sont : la plongée dans la matière qui correspond à la phase de l'enlèvement de matière, la remontée qui est le dégagement de l'outil de la zone usinée, et le décalage qui correspond au déplacement radial pour la plongée suivante (Figure I.19).

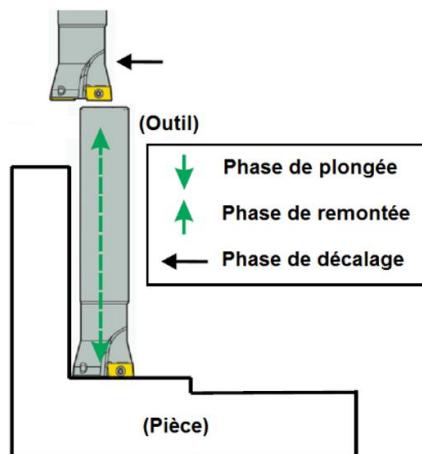


Figure I.19 : Principe de tréflage

Le mouvement d'avance est selon la direction de l'axe de l'outil, ce qui permet d'avoir plusieurs avantages :

- Réduction de la charge appliquée à la machine,
- Diminution des efforts non axiaux appliqués sur l'outil, ce qui minimise la flexion de l'outil et offre la possibilité d'utiliser les fraises avec un grand porte-à-faux pour l'usinage de formes profondes,
- Possibilité d'usiner des formes inclinées.

La technique de tréflage peut être utilisée dans plusieurs applications d'usinage telles que la réalisation de parois verticales et de rainures, perçage et élargissement de trous, qui sont obtenues à partir d'opérations de grignotage latéral ou frontal (Figure I.20).

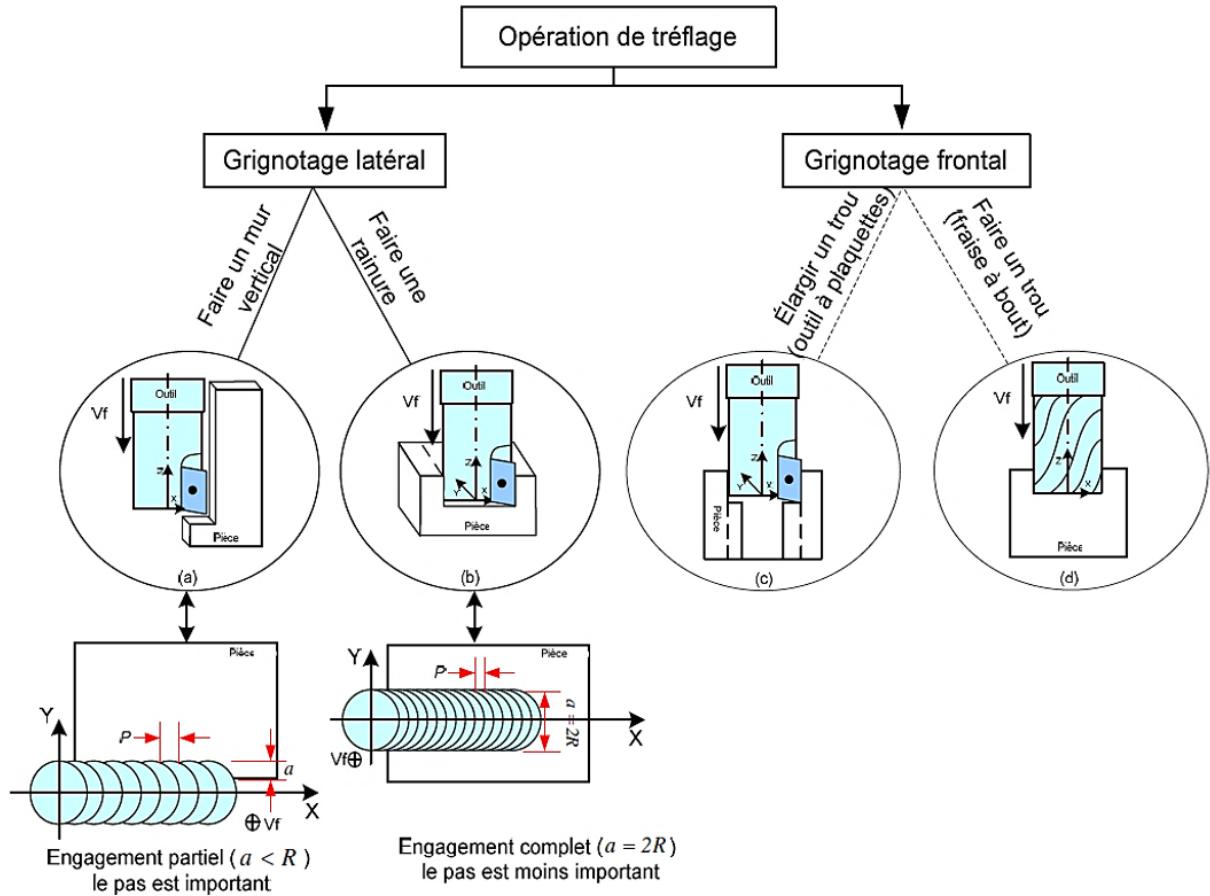


Figure I.20 : Différentes applications du tréflage [Al-Ahmad, 2008]

Les surfaces latérales générées par le déplacement de l'outil en tréflage sont caractérisées par des crêtes (Figure I.21) dont la hauteur dépend du diamètre de l'outil et du décalage radial. En effet, si le tréflage est utilisé dans la phase de l'ébauche, ce qui est généralement le cas, il faut prévoir la hauteur de crête « $h_{crête}$ » de cette matière non usinée qu'il faudra enlever pendant l'opération de finition. Si le tréflage est employé pour la finition, la crête maximale générée doit respecter les tolérances de forme imposées sur la pièce finale. Donc, la hauteur des crêtes peut constituer un paramètre important au choix de la stratégie d'usinage à adopter.

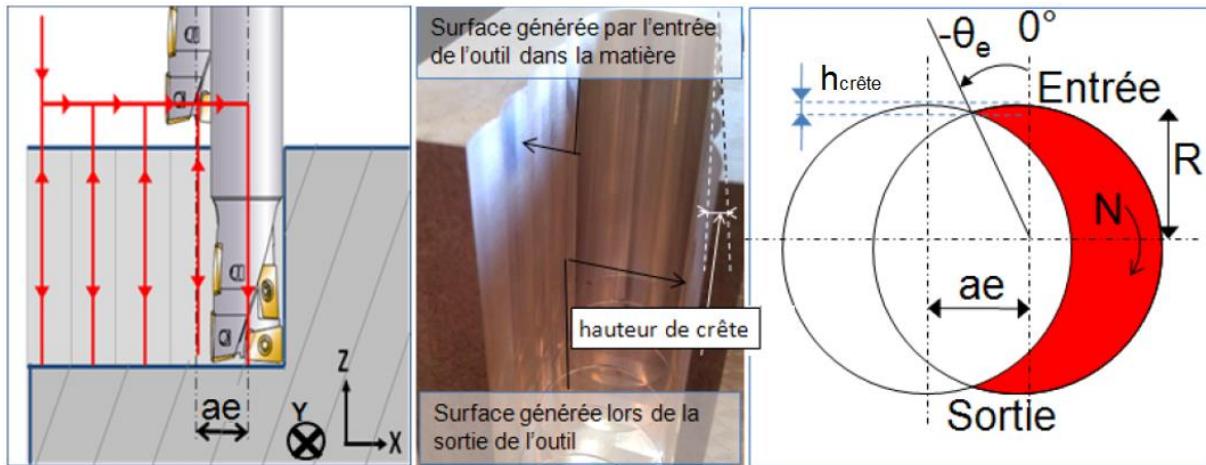


Figure I.21 : Surfaces générées par le tréflage [Danis et al., 2016]

I.2.2 Paramètres pilotant le tréflage

Les principaux paramètres, issus du couple Outil / Matière, qui pilotent l’opération de tréflage en configuration d’engagement total sont :

- La vitesse de coupe V_c
- L’avance à la dent f_z
- Le décalage radial a_e

A partir des conditions de coupe précédentes, nous allons évaluer le débit matière. Pour chaque plongée en rainurage plein, l’outil de coupe enlève un volume de matière correspondant à la surface en forme de lunule sur la hauteur de la poche à usiner (Figure I.21).

L’aire de la lunule est exprimée de la façon suivante [Danis et al., 2016] :

$$A_{lunule} = 2R^2 \cdot |\theta_e| + a_e \cdot R \cdot \cos \theta_e \text{ (mm}^2\text{)} \quad (\text{I.1})$$

avec R le rayon de l’outil, a_e le décalage radial et θ_e l’angle d’entrée de l’outil dans la matière.

θ_e s’exprime comme suit :

$$\theta_e = \sin^{-1} \left(\frac{a_e}{2R} \right) \quad (\text{I.2})$$

Le débit copeau Q_c pendant une plongée est obtenu en multipliant l’aire de la lunule par la vitesse d’avance V_f :

$$Q_c = A_{lunule} \cdot V_f \text{ (mm}^3/\text{min)} \quad (\text{I.3})$$

Le débit copeau est un indicateur important pour quantifier l’intérêt du tréflage. En effet, les différents avantages mentionnés précédemment permettent une augmentation des valeurs maximales des paramètres de coupe relativement à ceux utilisés dans le cas du fraisage classique, lors de l’usinage de pièces profondes. Ceci grâce à une orientation des forces de coupe vers la broche. L’effort radial est fortement réduit en tréflage ce qui permet à l’outil d’être moins

sensible aux vibrations. L'effort axial est quant à lui élevé ce qui tend à comprimer l'ensemble outil/porte-outil dans la broche, ce qui stabilise également l'outil. C'est l'un des procédé d'usinage les plus performants dès que les profondeurs de pièces commencent à être grandes par rapport au diamètre outil. Il est d'autant plus intéressant lorsque le matériau à usiner est un matériau dur créant des forces de coupe élevées sur l'outil. Le tréflage offre donc un débit copeau amélioré tout en générant une distribution d'efforts de coupe plus favorable, ce qui permet d'avoir potentiellement une meilleure productivité.

I.2.3 Qualité géométrique des parois tréflées

Etant donné que le tréflage offre une réduction de la flexion de l'outil de coupe, la qualité géométrique des parois tréflées peuvent être nettement supérieure à celle des parois obtenues en fraisage conventionnel. En effet, dans les travaux de Wakaoka [Wakaoka et al., 2002], la déviation de la paroi réalisée en contournage est beaucoup plus grande que celle obtenue en tréflage, même en utilisant des conditions de coupe très faibles pour limiter les vibrations ($72,1 \mu\text{m}$ contre $2,4 \mu\text{m}$ en tréflage pour une hauteur usinée de 200 mm) (Figure I.22). Les parois tréflées présentent donc un très bon état de surface, ce qui peut permettre d'utiliser ce procédé dans des opérations de finition dans le cas de parois verticales ayant des hauteurs importantes tout en prenant en compte les crêtes laissées.

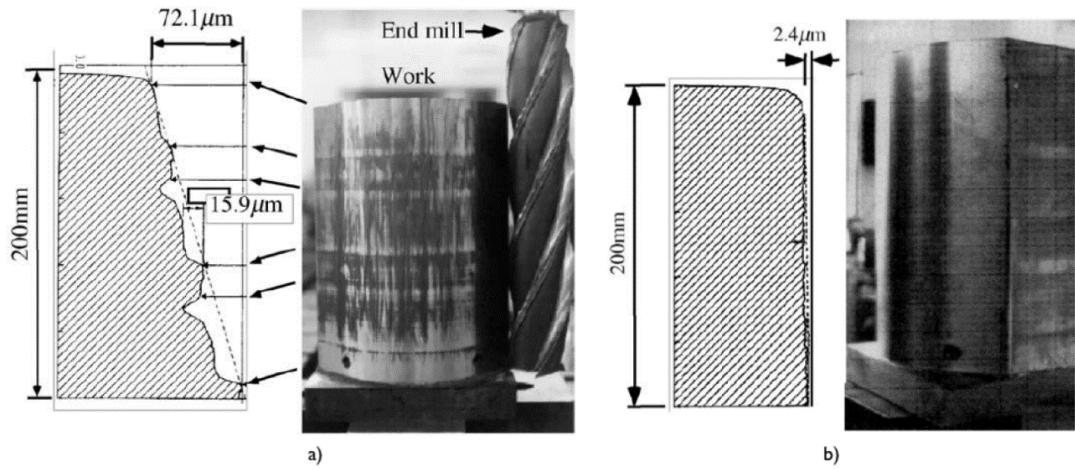


Figure I.22 : Aspect dimensionnel des parois obtenues en contournage (a) et en tréflage (b) [Wakaoka et al., 2002]

I.2.4 Les outils de tréflage

Le développement continu du procédé de tréflage a poussé les fabricants d'outils de coupe (Sandvik, Mitsubishi, Iscar, seco, etc.) à concevoir une gamme d'outils adaptés aux divers besoins liés au fraisage vertical. En effet, les fournisseurs d'outils affirment que leurs nouveaux produits sont de plus en plus performants car ils génèrent moins de vibrations, consomment moins de puissance à la broche et autorisent des porte-à-faux importants.

Nous allons présenter une série d'outils qui peuvent être utilisés en tréflage pour différents matériaux. Le Tableau I.7 propose un code couleur pour identifier les catégories des matériaux.

Symbol	Matériaux
P	Acières
M	Acières inoxydables
K	Fontes
N	Matériaux non ferreux
S	Superalliages réfractaires
H	Matériaux durs

Tableau I.7 : Groupes de matières en usinage [Sandvik, 2015]

I.2.4.1 Les outils existants :

Les fabricants d'outils proposent une large gamme d'outils multifonctions qui permettent de tréfler en ébauche. Nous présentons quelques outils de coupe fournis par Mitsubishi, Sandvik, Iscar, seco, de manière non exhaustive.

Seco a développé une gamme d'outils de tréflage représentée par les fraises à plaquettes amovibles R217.79 et R220.79 (Tableau I.8). Les outils possèdent différents types d'attachement selon le choix : queue cylindrique, Weldon, montage sur mandrin et accouplement fileté. Seco est considéré comme l'un des premiers à développer une géométrie de plaquette dédiée au tréflage en ébauche forte et légère pour différentes matières.

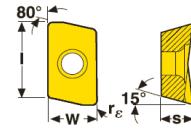
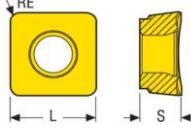
Outil			Plaquette			Matériau à usiner						
Type	Dimensions (mm)		Géométrie	Dimensions (mm)								
R217.79 	D	16 - 50		w	4,1 – 8,2	<table border="1"><tr><td>P</td><td>M</td></tr><tr><td>K</td><td>N</td></tr><tr><td>S</td><td>H</td></tr></table>	P	M	K	N	S	H
P	M											
K	N											
S	H											
a_e max	7	r_e	0,4 – 3,1									
R220.79 	D	32 - 160		L	12,673 – 12,7							
	a_e max	11		r_e	1,2 – 3,1							

Tableau I.8 : Outils de tréflage Seco [Seco, 2017]

Mitsubishi présente plusieurs outils de tréflage, qui sont généralement des fraises multifonctions (rainurage, surfaçage-dressage, fraisage de poche, etc.), sauf pour les outils PMR et PMC qui sont des fraises de tréflage (Tableau I.9). La fraise AQX possède la particularité d'avoir une coupe au centre permettant de réaliser du tréflage sans pré-trou, et la fraise AJX est utilisée en fraisage grande avance. Par ailleurs, plusieurs types d'attachement sont possibles avec les différents outils. De nombreuses géométries et nuances différentes sont proposées pour l'usinage de différentes matières.

Outil			Plaquette			Matériau à usiner
Type	Dimensions (mm)	Géométrie	Dimensions (mm)			
APX3000 APX4000	D a _e max	12 - 63 8		L ₂	6,6 - 9	
				R _e	0,2 - 6,35	
AXD4000 AXD7000	D a _e max	100 - 125 10,5		L ₁	19,3 - 30	
				F ₁	0,4 - 2	
				R _e	0,4 - 6	
AQX	D a _e max	16 - 50 20		L ₁	8,4 - 25,8	
				R _e	0,4 - 0,8	
AJX	D a _e max	16 - 100 14		D ₁	6,35 - 14	
				R _e	1,5 - 2,3	
OCTACUT	D a _e max	32 - 160		D ₁	12,7 - 17,25	
				F ₁	1 - 1,4	
PMR	D	50 - 80		D ₁	12,7 - 19,05	

	a_e max	17		R_e	0,8 – 1,2	
PMC 	D	25 - 40		D_1	8 – 12	
	a_e max	3,5		R_e	2	

Tableau I.9 : Outils de tréflage Mitsubishi [Mitubishi, 2012]

Iscar a développé trois gammes d'outils utilisées essentiellement en tréflage (Tableau I.10). La gamme HTP LN (HTP-R-LN16) possède des fraises à tréfler avec des plaquettes ayant 4 arêtes de coupe. Ces outils sont spécifiques pour tréfler. La fixation des plaquettes est axiale et non tangentielle, les épaisseurs des plaquettes sont donc plus grandes, ce qui améliore la résistance des plaquettes aux efforts. L'outil PH possède une coupe au centre qui permet de plonger directement en pleine matière.

Outil			Plaquette			Matériau à usiner
Type	Dimensions (mm)		Géométrie	Dimensions (mm)		
HTP LN.. 	D	15,95 - 100		1	6,5 – 16,5	
	a_e max	14		r	0,6 – 1,2	
PH 	D	40 – 50		1	13,7	
	a_e max			S	9,95	
PLX 	D	32 – 52		W	12,2	
	a_e max	11		r	0,8	

Tableau I.10 : Outils de tréflage de Iscar [Iscar, 2017]

Sandvik Coromant propose plusieurs outils de tréflage. Ces derniers sont multifonctions et possèdent différentes géométries comme des plaquettes rondes, rhombiques ou rectangulaires (Tableau I.11). En effet, différentes géométries sont proposées pour les plaquettes selon le type d'usinage (lourd, moyen ou léger) avec plusieurs nuances. Des attachements différents sont disponibles (un attachement spécifique à Sandvik désigné par « coromant capto » est proposé) selon les applications de tréflage et les profondeurs de la cavité à évider.

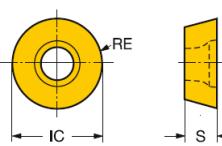
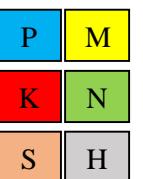
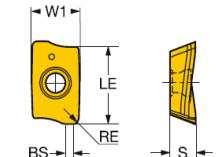
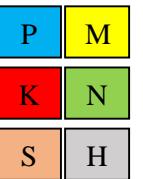
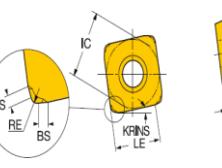
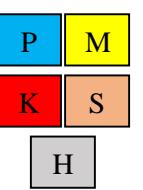
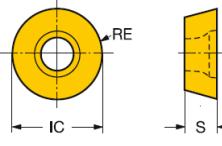
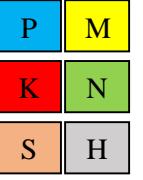
Outil			Plaquette			Matériau à usiner
Type	Dimensions (mm)		Géométrie	Dimensions (mm)		
CoroMill 300 	D	35 – 100		IC	8 – 20	
	a_e max	15		RE	4 – 10	
CoroMill 390 	D	16 – 84		W1	6,8 – 11	
	a_e max	8		RE	0,2 – 6,4	
CoroMill 210 	D	25 – 160		IC	9,4 – 14,6	
	a_e max	13		RE	1 – 1,4	
CoroMill 200 	D	25 – 160		IC	9,5 – 20	
	a_e max	15		RE	4,8 – 10	

Tableau I.11 : Outils de tréflage de Sandvik [Sandvik, 2015]

Les forets sont également des outils travaillant suivant un déplacement axial. Cependant ceux-ci ne peuvent être utilisés qu'en pleine matière avec de faibles avances car ils n'ont pas la rigidité nécessaire pour usiner successivement une paroi fine.

I.2.4.2 Angles de coupe de l'outil

Les outils destinés au tréflage sont principalement des fraises à plaquettes qui sont caractérisées par différents angles. Afin de définir ces angles, des plans de références sont

préalablement introduits et décrits selon la norme NF ISO 3002-1. Ces plans sont illustrés dans la Figure I.23 pour du fraisage standard. Les plans de références sont définis ci-dessous :

- Le plan de référence principal (P_r) est un plan perpendiculaire au vecteur vitesse de coupe, passant par le point considéré de l'arête.
- Le plan de travail (P_f) est un plan passant par le point considéré de l'arête, perpendiculaire au plan de référence (P_r) et contenant la direction supposée du mouvement d'avance.
- Le plan vers l'arrière de l'outil (P_p) est un plan perpendiculaire à P_r et à P_f au point considéré de l'arête.
- Le plan d'arête de l'outil (P_s) est un plan perpendiculaire à P_r et contenant l'arête de coupe principale.
- Le plan normal à l'arête (P_n) est un plan perpendiculaire à l'arête de coupe au point considéré de celle-ci.
- Le plan orthogonal de l'outil (P_o) est un plan perpendiculaire à P_r et P_s au point considéré de l'arête.

Remarque : par rapport au fraisage standard, en tréflage, le plan de travail (P_f) va être orienté différemment. L'arête de coupe principale est celle du bas de la plaquette, ce qui va changer la position du plan d'arête de l'outil (P_s).

Les principaux angles de l'outil sont l'angle de direction d'arête kr , l'angle de coupe γ , l'angle de taillant β et l'angle de dépouille α .

- L'angle de direction d'arête (ou angle d'attaque) kr correspond à l'angle entre les plans P_s et P_f et mesuré dans le plan P_r . C'est l'angle entre l'arête de coupe principale et la direction d'avance de l'outil (suivant l'axe de la broche dans le cas de tréflage). Il a une influence sur la formation des copeaux, les forces de coupe et la durée de vie de l'outil. En effet, un angle kr plus petit permet une entrée en coupe plus progressive, ce qui réduit la pression radiale et protège les arêtes de coupe, mais augmente les forces axiales. De plus, à une avance donnée f_z , la réduction de l'angle de direction d'arête induit une diminution de l'épaisseur de copeau et répartit la quantité de matière sur une portion plus importante de l'arête de coupe.

- L'angle de coupe γ : angle aigu entre la face de coupe et le plan P_r . L'angle de coupe a une influence directe sur la résistance de l'arête de coupe, la température de coupe, la formation du copeau et la durée de vie aussi. Avec un angle de coupe plus grand positivement, l'acuité de l'arête est améliorée et sa résistance est réduite. D'ailleurs, la force de coupe tangentielle est liée à l'angle γ .

Remarque : lors du fraisage avec des fraises à plaquettes, les angles γ_p et γ_f sont fréquemment utilisés pour caractériser la géométrie de la plaquette, alors qu'en tournage, l'angle d'inclinaison d'arête λ_s et l'angle de coupe normal γ_n seront généralement utilisés. L'angle de coupe normal γ_n étant l'angle d'orientation de la surface de coupe de l'outil par rapport au plan de référence P_r et mesuré dans le plan normal de l'arête de coupe P_n .

En fraisage standard, l'angle γ_p est mesuré dans le plan P_p et l'angle γ_f est mesuré dans le plan P_f . En tréflage par contre, ces plans de mesures sont inversés pour définir les angles axiaux et radiaux.

En tréflage, l'angle de coupe axial γ_p est l'angle d'orientation de la surface de coupe de l'outil avec le plan de référence P_r et mesuré dans le plan de travail P_f . L'angle de coupe radial γ_f est l'angle d'orientation de la surface de coupe de l'outil avec le plan de référence P_r et mesuré dans le plan P_p .

- L'angle de dépouille α : défini par l'angle entre la face de dépouille et le plan perpendiculaire au plan de référence dénommé. L'angle de dépouille influe principalement la qualité de la surface usinée en empêchant le frottement entre la face de dépouille de l'outil et la pièce.

- L'angle de taillant β : défini entre la face de coupe et la face de dépouille de la plaquette.

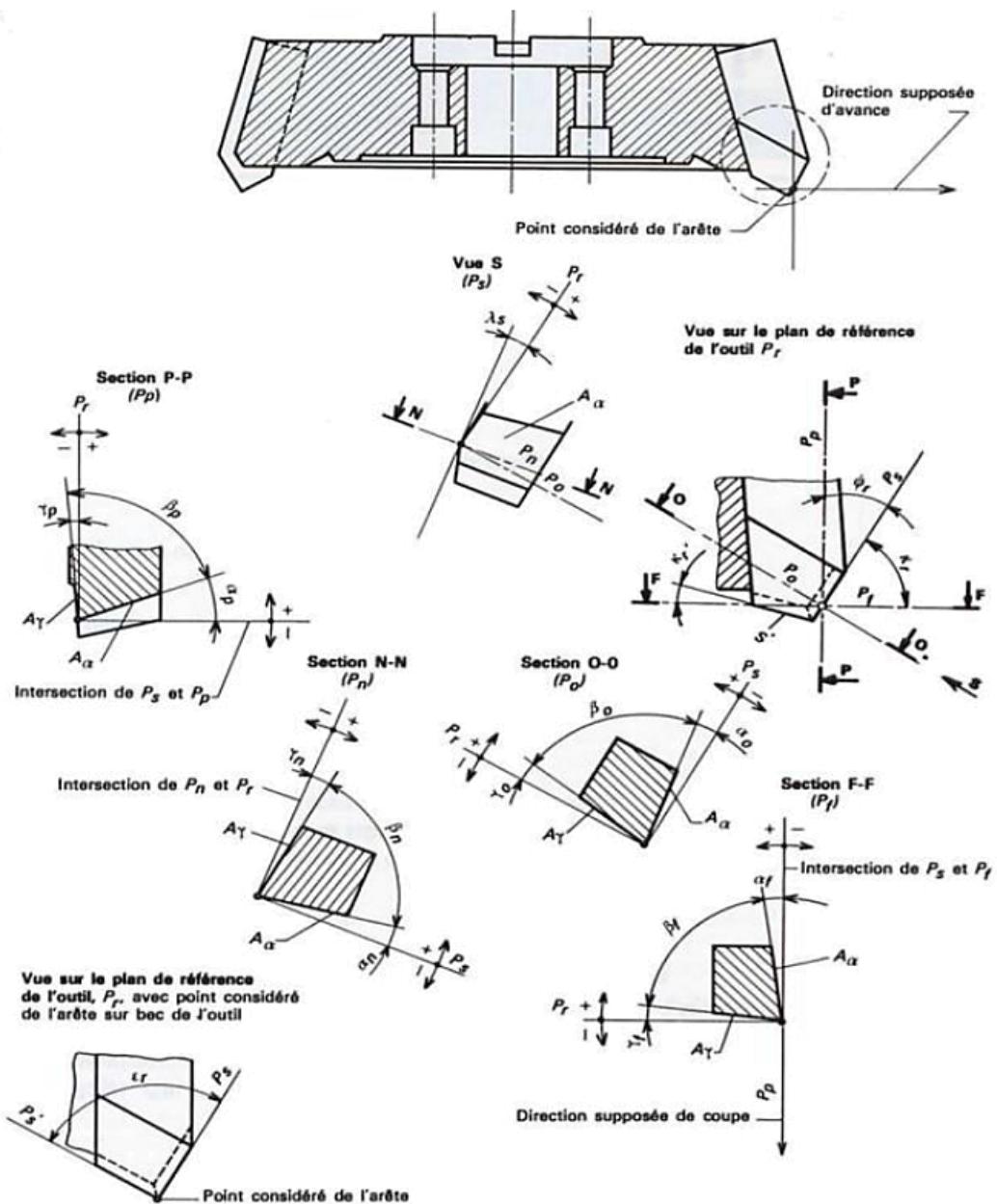


Figure I.23 : Angles de coupe selon la norme NF ISO 3002-1 [Barlier, 2010]

I.2.5 Efforts de coupe en tréflage :

Les efforts de coupe dans le repère tournant de l'outil sont l'effort radial F_r , l'effort tangentiel F_t et l'effort axial F_z (Figure I.24). Cette partie est dédiée aux études traitant exclusivement des efforts de coupe en tréflage et à leur modélisation.

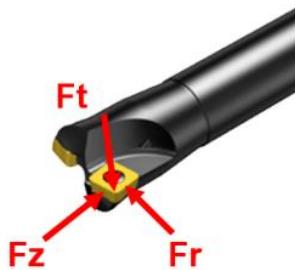


Figure I.24 : Efforts de coupe appliqués sur l'outil de coupe en tréflage

I.2.5.1 Efforts de coupe expérimentaux :

L'application du fraisage conventionnel pour l'ébauche des pièces profondes pose toujours des problèmes de flexion d'outil et de phénomènes vibratoires, surtout lors de l'utilisation d'un outil avec un grand porte-à-faux, ceci en raison de la présence d'efforts radiaux importants. En travaillant par plongées successives dans la matière, le tréflage permet à l'outil de travailler différemment : l'arête principale est située sous l'outil sollicitant ainsi l'outil principalement dans la direction axiale. On observe une diminution des vibrations dues au niveau des efforts radiaux et une meilleure stabilité de la coupe [Altintas and Ko, 2006] [Ko and Altintas, 2007] [Sun et al., 2016] (Figure I.25-a). Certaines études montrent que l'effort axial n'est pas l'effort prépondérant [Al-Ahmad et al., 2005] [Al-Ahmad, 2008] [Rauch, 2007] [Ren et al., 2009] [Witty et al., 2012] et [Danis et al., 2016] (Figure I.25-b), ceci s'explique par des géométries d'outil choisies, différentes et adaptées aux matériaux étudiés. La grande majorité des travaux montre que l'effort radial généré par le tréflage est beaucoup plus faible que celui donné par le fraisage conventionnel, ce qui permet d'avoir un meilleur comportement dynamique par rapport à la stabilité de la coupe (Figure I.25-c).

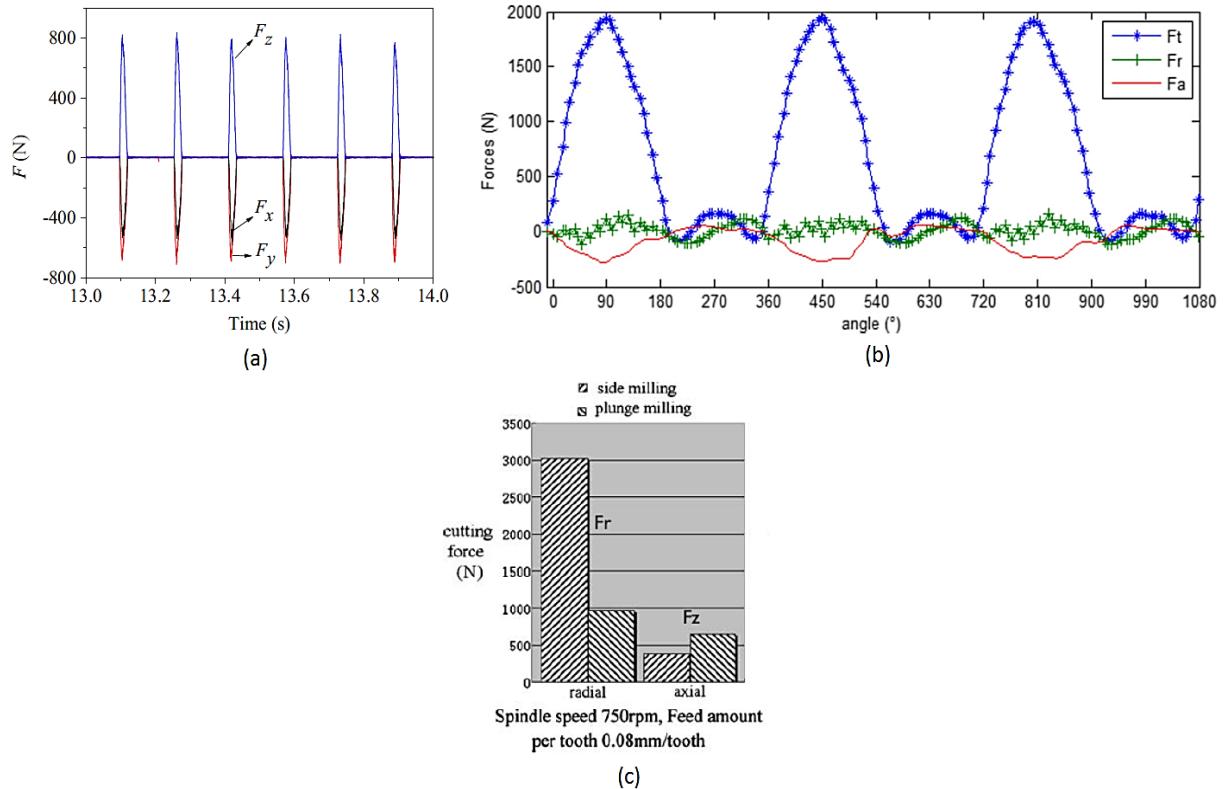


Figure I.25 : Efforts de coupe en tréflage: effort axial prépondérant [Sun et al., 2016] (a) ; effort axial moins important [Danis et al., 2016] (b) et comparaison entre efforts en tréflage et en contournage (c) [Ren et al., 2009]

Les efforts de coupe dépendent fortement des paramètres de coupe, leur influence peut être différente en fonction de l'effort considéré. [Witty et al., 2012] ont trouvé que le rapport F_z/F_r dépend du décalage radial et de l'avance par dent par exemple (Figure I.26) et que la stabilité de l'usinage était améliorée lorsque le rapport était plus élevé.

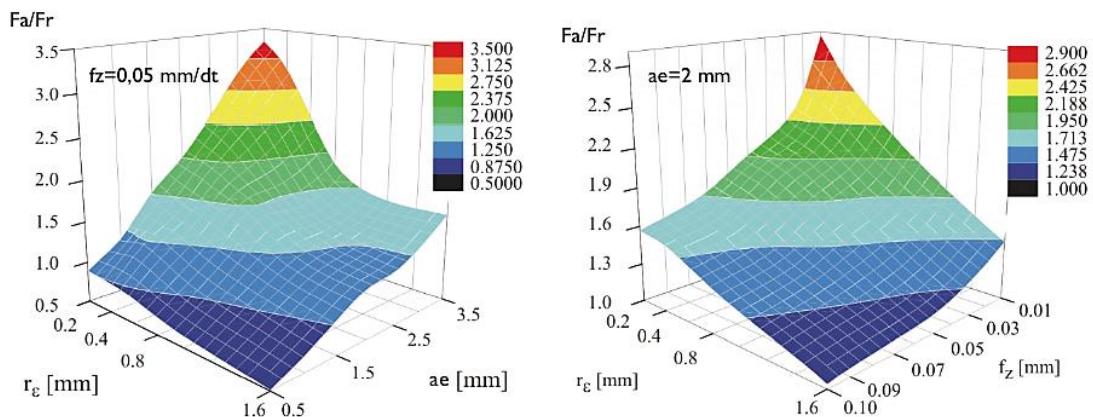


Figure I.26 : Influence du décalage radial a_e et de l'avance par dent f_z avec le rayon de bec r_e sur le rapport F_a/F_r [Witty et al., 2012]

I.2.5.2 Modélisation des efforts de coupe en tréflage

La modélisation des efforts de coupe en usinage est largement étudiée dans la littérature. Cette modélisation recouvre plusieurs méthodes qui peuvent être :

- Phénoménologiques ou empiriques avec une formalisation généralement de type loi puissance qui considère de manière globale le système machine/outil/pièce ;
- Analytiques qui permettent d'établir le lien entre les grandeurs physiques mesurables (conditions et géométrie de coupe locales) et des indicateurs macroscopiques tels que les efforts de coupe locaux. Ces modèles sont basés sur certaines hypothèses qui sont essentiellement celles de la coupe orthogonale ou la coupe oblique (Figure I.27) [Laakso, 2015] ;
- Numériques où le calcul des efforts de coupe est fondé sur des lois de comportement des matériaux mis en œuvre dans le contexte de l'usinage qui implique par exemple des grandes vitesses de déformation ou des élévations de température locale.

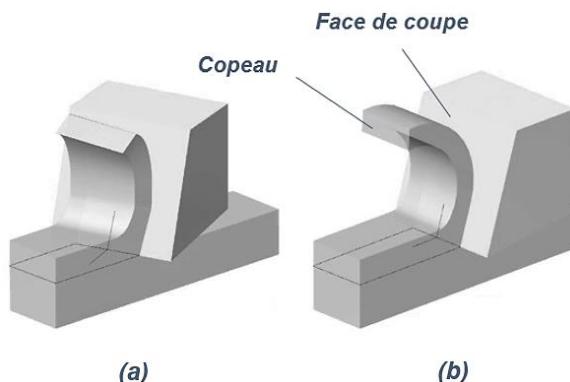


Figure I.27 : Coupe oblique (a) Coupe orthogonale (b) [Laakso, 2015]

Concernant la modélisation de l'opération de tréflage, [Li et al., 2000] a été parmi les précurseurs en traitant le cas de l'élargissement de trous déjà percés (Figure I.28-a). Les méthodes abordées dans cette étude sont celles développées pour le fraisage et sont basées sur les travaux de Koenigsberger et Sabberwal [Koenigsberger and Sabberwal, 1961], et de Tlusty et MacNeil [Tlusty and MacNeil, 1975]. Elles sont basées sur la notion de coefficients spécifiques de coupe : l'effort tangentiel est par exemple défini comme le produit d'une pression spécifique de coupe par une section de copeau instantanée [Koenigsberger and Sabberwal, 1961], l'effort radial, quant à lui, est proportionnel à l'effort tangentiel [Tlusty and MacNeil, 1975], il en est de même pour l'effort axial. La pression spécifique de coupe utilisée pour chaque effort est fonction du matériau de l'outil, de la matière usinée, des conditions opératoires et de la géométrie d'outil. La méthode mise en place pour calculer les efforts résultants globaux sur l'outil est basée sur la discréétisation de l'arête de coupe et sur l'intégration de chaque effort élémentaire rencontré sur les zones discréétisées [Al-Ahmad et al., 2005] [Al-Ahmad, 2008] [Rafanelli et al., 2015].

Par ailleurs, [Qin et al., 2007] se sont intéressé aux opérations d'ébauche d'aubes de turbines et ont proposé une autre approche de modélisation analytique des efforts de coupe basée sur l'hypothèse de la coupe orthogonale (Figure I.27). Dans un premier temps, les efforts supportés par chaque plaquette sont évalués, puis les forces totales vues par l'outil en sont déduites. Les résultats obtenus prédisent, avec une erreur inférieure à 10%, les efforts de coupe réels. Néanmoins, ce raisonnement n'est mené que dans le cadre de la première plongée en bord de pièce de l'outil dans la matière. La surface de la coupe ne correspond pas à la lunule représentée sur la Figure I.21, mais plutôt à un arc de cercle limité par une corde (Figure I.28-a).

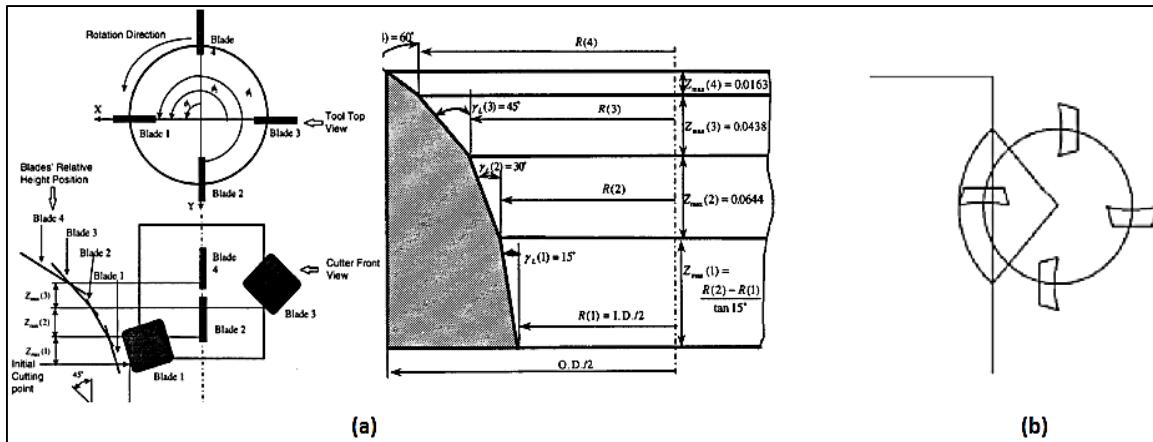


Figure I.28 : Etude de l'application de tréflage par Li (a) [Li et al., 2000] et Qin (b) [Qin et al., 2007]

[Zhuang et al., 2012] propose une autre modélisation des efforts de coupe, de type empirique, dans le cas du tréflage de parois verticales. Le modèle proposé est basé sur la multiplication de fonctions puissance construites sur différents paramètres de coupe : la vitesse de coupe V_c , l'avance par dent f_z , le décalage radial entre les plongées a_e et l'épaisseur de matière prise latéralement a (équation (I.4)) :

$$\begin{cases} F_x = K_{F_x} \cdot (a \cdot a_e)^{a1} \cdot f_z^{a2} \cdot V_c^{a3} \\ F_y = K_{F_y} \cdot (a \cdot a_e)^{b1} \cdot f_z^{b2} \cdot V_c^{b3} \\ F_z = K_{F_z} \cdot (a \cdot a_e)^{c1} \cdot f_z^{c2} \cdot V_c^{c3} \end{cases} \quad (\text{I.4})$$

Les coefficients nécessaires à l'évaluation des efforts de coupe sont déterminés expérimentalement à partir d'un plan d'expérience. Cette modélisation souligne l'importance d'intégrer le décalage radial et l'épaisseur de la paroi usinée en même temps, ceci afin d'avoir un modèle qui estime plus précisément les efforts de coupe dans les différents cas d'engagement partiel de l'outil dans la matière pour des applications de grignotage latéral.

Danis et al. [Danis et al., 2016] ont étudié la modélisation des efforts de coupe dans le cadre du tréflage d'alliages de magnésium Mg-Zr-Zn-RE dans le but d'optimiser les paramètres de coupe. Pour cela, le modèle de coupe orthogonal de Merchant [Merchant ME, 1945(a)] [Merchant ME, 1945(b)] a été adapté pour représenter les forces de coupe axiale et tangentielle.

Le modèle proposé prend en considération le fait que l'angle de frottement et la contrainte de cisaillement ne sont pas des constantes, que le rayon d'arête est non nul et est pris en compte dans la définition de l'angle de coupe suivant les valeurs d'avance par dent. Leur travail a permis d'avoir un modèle permettant d'avoir une bonne prédition des efforts de coupe sur une large plage de conditions de coupe en usinage : l'erreur est inférieure à 15% sur la force prépondérante.

En plus des modélisations mentionnées, d'autres travaux ont été introduits par Altintas et Ko, qui prennent en compte le côté dynamique du système, tant dans le domaine temporel [Ko and Altintas, 2007] que dans le domaine fréquentiel [Altintas and Ko, 2006].

I.2.5.3 Aspect dynamique du tréflage

Comme expliqué précédemment, la distribution des efforts de coupe en tréflage permet potentiellement d'avoir un très bon comportement dynamique. [Altintas and Ko, 2006] [Ko and Altintas, 2007] proposent en premier lieu un modèle de comportement dynamique en flexion suivant les deux directions latérales (X et Y), en traction/compression et en torsion suivant la direction axiale (Z), ils déterminent les zones de stabilité du procédé de tréflage en résolvant des équations différentielles de quatrième ordre, couplées et différées, suivant la position de chaque dent dans le domaine fréquentiel. Ils ont construit les lobes de stabilité du procédé en fonction des paramètres V_c et a_e en validant leurs résultats expérimentalement. Leur étude a démontré la différence essentielle entre le comportement dynamique en fraisage classique et en tréflage : en fraisage conventionnel, la source principale des vibrations est la flexion de l'outil causée par les efforts latéraux élevés (X et Y) ; en tréflage, l'outil est exposé à des vibrations de torsion importantes, particulièrement lorsque la géométrie de l'outil possède des larges cavités d'évacuation de copeaux entre les dents. La conséquence directe des vibrations en torsion est la non maîtrise de la période de passage des dents dans la matière, par conséquent la désynchronisation des ondulations laissées par les dents et par suite une variation non maîtrisée de la section de copeaux provoquant ce que l'on appelle le broutage (phénomène d'instabilité vibratoire détériorant les surfaces usinées). Ces mêmes auteurs se sont intéressés également à l'aspect dynamique du tréflage dans le domaine temporel, et sont parvenus à définir un modèle d'estimation des efforts, du couple, de la puissance et des vibrations générés durant la coupe.

I.2.6 Optimisation de l'opération de tréflage

L'optimisation de l'opération de tréflage repose sur le choix de paramètres de coupe et des trajectoires, ainsi que l'utilisation optimale des capacités cinématiques de la machine-outil utilisée. Les différents axes d'optimisation de la stratégie de tréflage étudiés dans la littérature sont présentés dans ce paragraphe.

I.2.6.1 Optimisation de la trajectoire

L'usinage d'une entité en fraisage vertical repose sur la définition de trajectoires d'usinage sur lesquelles la fraise exécute le cycle de tréflage composé de la plongée dans la

matière, la remontée et finalement le décalage vers le point suivant de plongée (Figure I.19), répétitivement le long de la « ligne guide » de l'outil.

Les actions de remontée et de décalage sont décrites par des trajectoires hors matière (ceci afin d'éviter la recoupe lors des phases de non usinage) qui peuvent être linéaires ou non linéaires, indépendantes ou simultanées. Le dégagement de l'outil de coupe peut être réalisé selon trois possibilités : une remontée de l'outil selon l'axe Z (Figure I.29-a), un dégagement « en recul » (Figure I.29-b) ou finalement une remontée suivant une trajectoire non linéaire combinée avec le décalage (Figure I.29-c) [Al-Ahmad, 2008]. [Sun et al., 2015] propose également de modifier le dégagement de l'outil en y ajoutant avant une phase d'éloignement horizontal de la paroi usinée (Figure I.29-d).

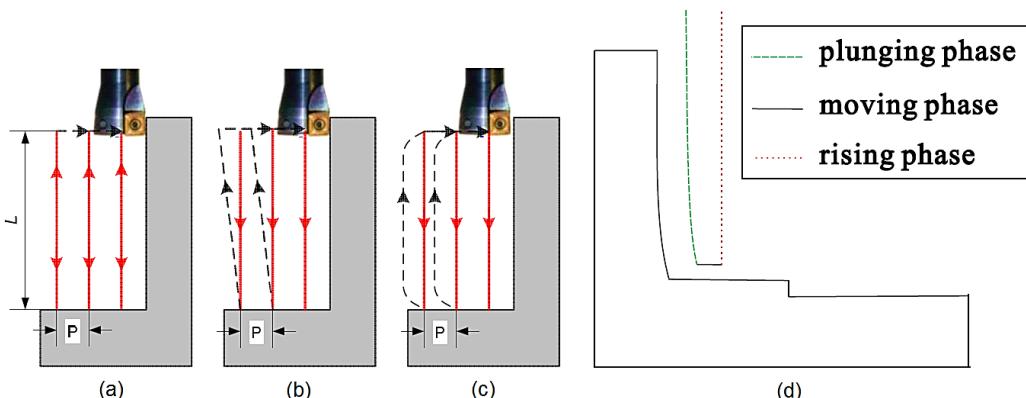


Figure I.29 : Alternatives de la trajectoire de remontée [Al-Ahmad, 2008] [Sun et al., 2015]

Dans le cas de l'usinage de cavités profondes, différentes stratégies peuvent être adoptées pour construire la courbe guide de l'outil : zigzag, contour parallèle, spirale, etc... (Figure I.30). [Al-Ahmad, 2008] et [Rauch, 2007] se sont intéressés à l'optimisation de la réalisation de poches en tréflage. Ils ont visé l'augmentation de la productivité (débit de copeau maximal et temps d'usinage minimal) à travers l'optimisation du décalage radial et l'espace entre-passes, tout en respectant évidemment les hauteurs de crêtes laissées après l'usinage et les efforts de coupe maximaux admissibles.

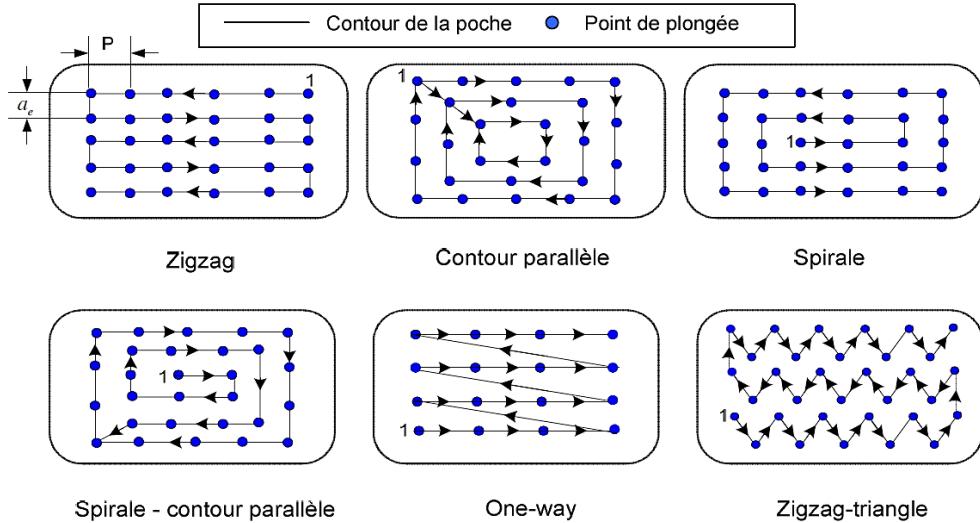


Figure I.30 : Exemples de stratégies en tréflage [Al-Ahmad, 2008]

Le tréflage peut s'appliquer à l'ébauche en 4 ou 5 axes de pièces tournantes à forte valeur ajoutée telles que les aubes de turbine où un pourcentage très élevé de matière (90% du volume initial) est transformé en copeaux [Ren et al., 2009]. Une stratégie d'usinage en 4 axes adaptée à l'usinage de la géométrie complexe des aubes a été développée. Elle se base sur la création de surfaces réglées à partir de droites enveloppant les pales (Figure I.31). Cette méthode a permis d'apporter des gains importants en coût et temps d'usinage : 18h avec cette stratégie de tréflage optimisée contre 40h en usinage classique en 5 axes, soit un gain de 55% de productivité.

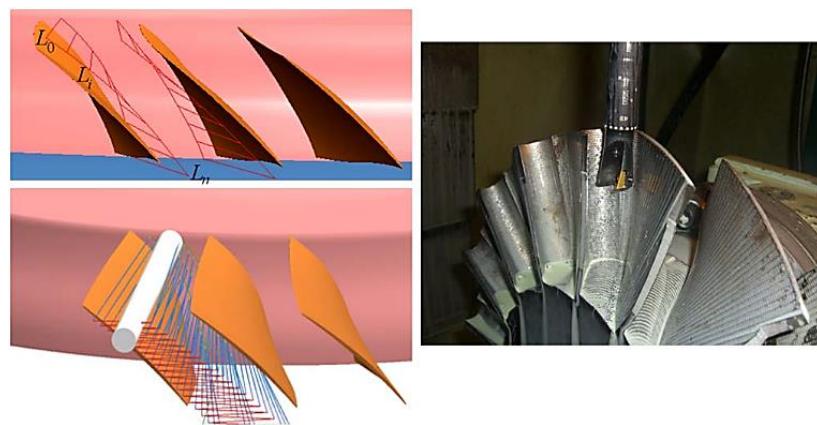


Figure I.31 : Stratégie optimisée en tréflage d'aubes de turbine en 4 axes [Ren et al., 2009]

[Sun et al., 2015] s'est focalisé sur l'optimisation de la trajectoire d'outil en tréflage 5 axes (Figure I.32). Leur travail a permis d'augmenter la durée de vie de l'outil et de minimiser le temps d'usinage : l'usinage d'un canal dans la pièce exigeait 12 plaquettes pour 10h d'usinage ; après optimisation, seulement 8 plaquettes pour 4,5h d'usinage.

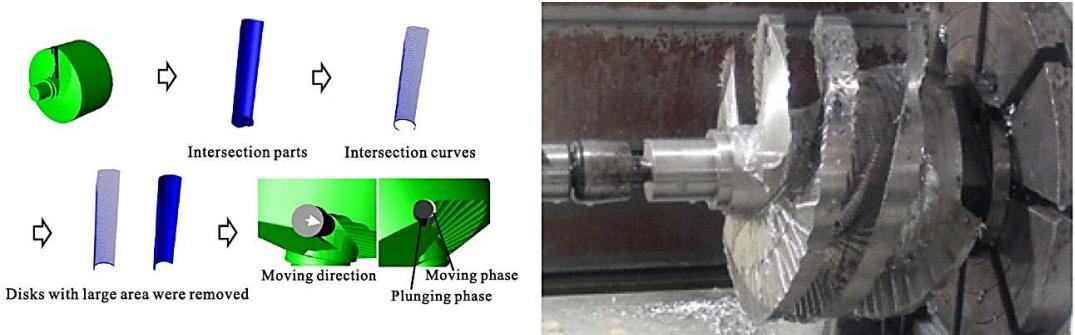


Figure I.32 : Trajectoires optimisées en tréflage 5 axes de canaux de turbine [Sun et al., 2015]

I.2.6.2 Optimisation des paramètres

Une voie d'optimisation de l'opération de tréflage réside aussi dans le choix des paramètres de coupe. [Sun et al., 2016] recommandent, par exemple, pour le tréflage de l'alliage de titane TC21 en grignotage latéral, les conditions de coupe suivantes : une vitesse de coupe V_c entre 30 et 40 m/min, une avance f_z entre 0.08 et 0.12 mm/dent et un décalage radial a_e entre $(D/16)$ et $(D/8)$ mm, D étant le diamètre de l'outil. [Zhuang et al., 2013] ont également étudié l'optimisation des conditions de coupe dans le cas de tréflage de l'Inconel 718 en considérant différentes contraintes : une première limite en relation avec les efforts de coupe qui ne doivent pas dépasser un certain seuil admissible par la machine utilisée, une autre contrainte concernant le décalage radial (a_e) et l'épaisseur de la matière prise latéralement (a) qui doivent respecter la géométrie de l'outil, sans oublier les critères de stabilité de la coupe introduits par Altintas et Ko [Altintas and Ko, 2006] [Ko and Altintas, 2007] dépendant de la vitesse de coupe et du décalage radial. Ils sont parvenus à augmenter le débit-copeau de 760 mm³/min à 2200 mm³/min en diminuant légèrement la fréquence de rotation et en augmentant le décalage radial et l'épaisseur de la matière prise latéralement (Figure I.33).

[Cafieri et al., 2016] ont proposé une formulation mathématique d'optimisation des paramètres de coupe en tréflage, appliquée à l'alliage d'aluminium Al 356. Leur méthode donne un ensemble de paramètres de coupe adapté à chaque trajectoire élémentaire en ajustant a posteriori le nombre de plongées, tout en prenant en compte les caractéristiques de la pièce et de l'outil ainsi que les contraintes liées aux efforts de coupe et à la puissance de la machine. Les résultats présentés dans leur travail montrent qu'un gain très important en temps d'usinage peut être obtenu, surtout dans le cas d'utilisation d'une machine-outil très performante, où il atteint 55,6%.

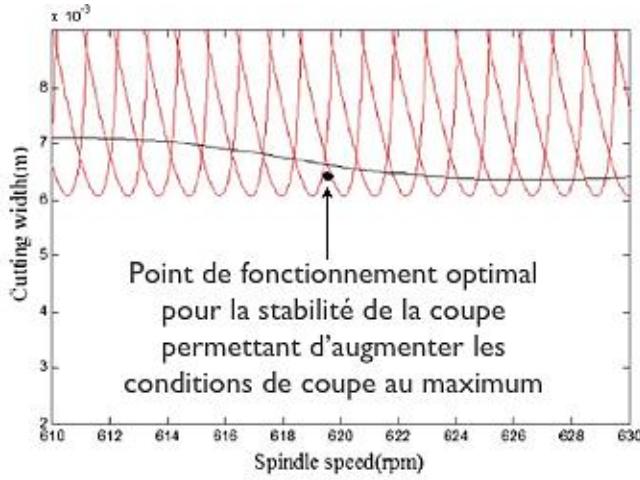


Figure I.33 : Optimisation des paramètres de coupe [Zhuang et al., 2013]

I.2.6.3 Capacités cinématiques de la machine

Le nombre de plongées dans l’opération de tréflage et le débit-copeau sont étroitement liés et affectent directement la productivité. Ces plongées sont accompagnées de remontées et de décalages qui caractérisent la discontinuité du procédé de tréflage et représentent des phases hors matière où la machine accélère et ralentit de manière répétitive. Si la plongée est réalisée avec une vitesse d’avance limitée par les conditions admissibles de coupe, les deux autres étapes doivent être faites en vitesse rapide maximale dans le but de minimiser le temps global du cycle complet [Rauch, 2007] [Rauch et al., 2008] [Rauch and Hascoet, 2011]. Ceci implique que pour profiter des avantages offerts par le tréflage, il est important d’avoir une machine-outil dynamique qui possède de bonnes caractéristiques d’accélération et de jerk (dérivée temporelle de l’accélération) (Figure I.34). [Sun et al., 2015], par exemple, a obtenu une meilleure productivité en augmentant non seulement la vitesse d’avance en plongée (de 150 mm/min à 200 mm/min) pour avoir un meilleur débit-copeau, mais également la vitesse en remontée jusqu’à la vitesse maximale de la machine.

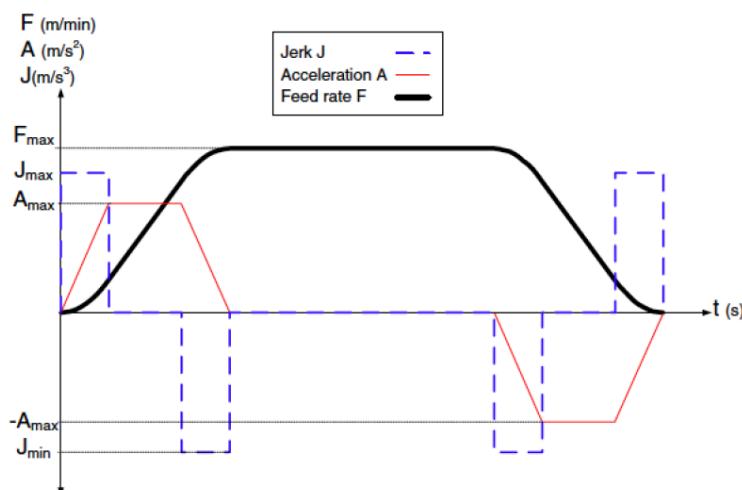


Figure I.34 : Exemple de contrôle de vitesse en valeur constante de Jerk [Rauch and Hascoet, 2011]

I.3 Conclusion

A travers l'état de l'art, nous avons vu que le titane et ses alliages sont des matériaux très intéressants grâce à leurs propriétés intrinsèques avantageuses (résistance, biocompatibilité, etc...). L'alliage Ti6Al4V en particulier est largement utilisé dans divers domaines comme l'aéronautique, le génie chimique, le génie énergétique et le génie biomédical. Néanmoins, comme tous les matériaux à base de titane, cet alliage présente des difficultés lors de l'usinage du fait de sa mauvaise conductivité thermique et de son élasticité élevée par exemple. Ces contraintes donnent lieu à un processus de formation du copeau particulier qui induit des hautes températures et pressions de contact sur l'outil de coupe. Elles causent ainsi l'usure rapide de l'outil et la possibilité d'avoir un état de surface dégradé sur la pièce usinée.

Le problème d'usinabilité du titane et de ses alliages exige un choix judicieux des outils de coupe et des paramètres de coupe liés au procédé d'enlèvement de matière utilisé. Dans ce contexte, le procédé de tréflage est introduit comme une technique de fraisage efficace dans l'ébauche des pièces en matériaux difficiles à usiner tels que le titane et ses alliages. Cette méthode permet d'avoir une distribution des efforts de coupe plus favorable par rapport au fraisage classique en 2,5 axes : les forces de coupe deviennent principalement axiales et tangentialles, ce qui réduit les problèmes de flexion d'outil et les phénomènes vibratoires, permettant potentiellement d'augmenter les conditions de coupe et d'améliorer la productivité. Ces aspects positifs ont incité les fabricants des outils de coupe à concevoir des outils spécifiques dédiés aux opérations de tréflage, possédant des caractéristiques géométriques et des préparations d'arête spécifiques.

Des méthodes phénoménologiques et analytiques de modélisation des efforts de coupe ont été introduites. Elles reposent sur la notion de coefficients spécifiques de coupe, sur les hypothèses de la coupe orthogonale, etc. D'autres travaux se sont intéressés à l'optimisation de l'opération de tréflage. Un premier axe d'optimisation concerne le choix des conditions de coupe (vitesse de coupe, avance et pas de plongée par exemple). Les auteurs préconisent des plages de valeurs de ces conditions, qui dépendent essentiellement du matériau usiné, de la géométrie de l'outil et de la puissance de la machine. Un deuxième axe d'optimisation est lié aux stratégies d'usinage. Les études menées traitent des aspects différents tels que la modification de la remontée de l'outil ou l'optimisation du pas de plongée, dans le but d'avoir un meilleur comportement outil et d'apporter un gain en terme de productivité.

Les études du tréflage restent relativement peu nombreuses, surtout dans le cadre de l'usinage de pièces en alliages de titane. De ce fait, nous allons focaliser notre travail sur plusieurs thématiques visant à amener une contribution significative sur la maîtrise du procédé de tréflage pour l'usinage de l'alliage de titane TA6V. Nous utiliserons pour cela plusieurs outils de coupe proposés par les constructeurs d'outils ayant des caractéristiques géométriques différentes et préconisés avec des conditions de coupe très variables.

Une étude sur l'évolution des efforts de coupe durant le processus de tréflage sera d'abord mise en place. Nous rechercherons l'influence des conditions de coupe et l'influence des paramètres géométriques de l'outil sur les efforts de coupe. Ceci afin de mieux maîtriser le choix des géométries d'outil à utiliser pour une application de tréflage donnée. Une nouvelle

modélisation des efforts basée à la fois sur les conditions de coupe et les principaux paramètres géométriques de l'outil sera développée dans cette optique. Nous mettrons également en lumière la problématique d'usinage en fond de poche et les ajustements nécessaires à mettre en place en fonction de la géométrie des outils utilisés. L'usure sera également étudiée pour rechercher un compromis entre débit copeaux et tenue de l'outil. Tout ce travail permettra de maîtriser l'opération de coupe en tréflage afin de proposer dans un dernier chapitre une étude d'optimisation des stratégies de tréflage dans le cadre de l'ébauche de poches profondes, ceci en lien avec le choix des paramètres et des dimensions de l'outil de coupe.

II. Paramètres influents en tréflage

La géométrie de l'outil a un effet important sur les forces de coupe et elles sont des sources d'informations essentielles pour optimiser l'usinage. Les forces de coupe sont principalement affectées par les paramètres de coupe, la géométrie de l'outil et l'usure de l'outil. De nombreuses études ont été consacrées à la modélisation des efforts de coupe. Cependant, aucune d'entre-elles n'a cherché à identifier l'influence des principaux paramètres géométriques d'une fraise à tréfler sur les efforts de coupe. Nous nous proposons, dans ce chapitre, d'étudier parmi les différents outils à tréfler disponibles sur le marché, l'influence des différentes géométries proposées sur les efforts de coupe.

Après avoir décrit le matériau à usiner, les moyens d'essais et la planification de ces derniers, nous commencerons, dans ce chapitre, par analyser l'influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe en tréflage. L'objectif de ce chapitre est principalement de parvenir à déterminer et à quantifier l'influence des principaux paramètres géométriques des fraises à tréfler sur les efforts de coupe dans le cadre du fraisage en plongée de l'alliage de titane Ti6Al4V, ce qui n'a jamais été étudié jusqu'à présent. Les fraises à tréfler étudiées ici sont toutes des fraises à plaquettes indexables. Après un bilan sur l'état de l'art concernant les modélisations des efforts de coupe, nous avons donc développé une nouvelle modélisation prenant en compte des paramètres géométriques. L'approche consiste d'abord à modéliser les pressions spécifiques de coupe pour les trois composantes de la force de coupe. Afin d'obtenir le plus simplement possible plusieurs types de configurations d'outils, l'idée est d'utiliser trois types de porte-plaquettes distincts, plus deux types de plaquettes différentes associées à chacun d'eux. Ces plaquettes ont des caractéristiques géométriques différentes et des nuances compatibles avec les alliages de titane. Les angles axial et radial du porte-plaquette peuvent ainsi être modifiés simplement. Cela nous permettra ainsi d'avoir l'équivalent de six outils à tréfler différents. Les coefficients des modèles prédictifs de la force de coupe seront calibrés sur la base de seulement onze essais. Une fois établi, le nouveau modèle basé sur les conditions de coupe et les principaux paramètres géométriques caractérisant une fraise à tréfler permettra d'analyser et de quantifier l'influence de ces paramètres sur les efforts de coupe. Cette étude nous permettra ainsi d'optimiser le procédé de tréflage par la connaissance de l'influence des conditions de coupe et de la géométrie des outils sur les efforts de coupe. Finalement, une géométrie d'outil sera conseillée pour les opérations de tréflage et des essais d'usure seront menés pour jauger l'influence de l'usure de l'outil sur le bon déroulement de l'opération de tréflage et adapter les conditions de coupe si nécessaire. Nous répondrons aussi à une interrogation, à savoir, est-t-il possible de faire remonter l'outil en contact avec la paroi de la pièce, en vitesse rapide, pour un matériau dur comme l'alliage de titane Ti6Al4V. Cette connaissance aura un impact sur le chapitre traitant de l'optimisation des stratégies en tréflage et les trajectoires outils associées.

II.1 Protocole expérimental

II.1.1 Matériau usiné

Le matériau étudié est l'alliage de titane Ti-6Al-4V biphasé $\alpha+\beta$. Il est fourni sous forme de plaques laminées de longueur 150 mm, de largeur 100 mm et d'épaisseur 65 mm (Figure

II.1-a). La microstructure visualisée à l'aide du MEB est présentée dans la Figure II.1-b. Elle est de type bimodale ou duplex : la phase α est en noir et la phase β en blanc. La taille des grains a_p est d'environ 15-20 μm dans le sens longitudinal et transverse.

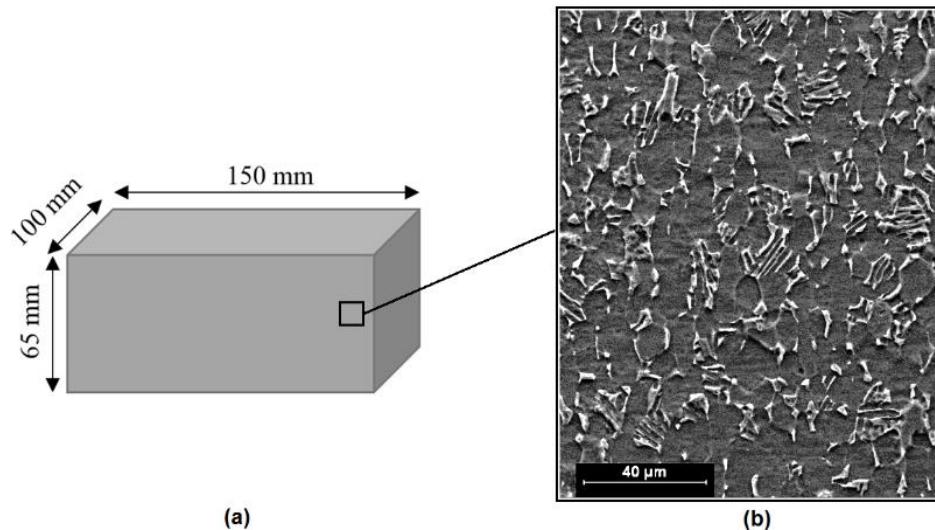


Figure II.1 Modèle des pièces d'essais (a) ; Microstructure du matériau TA6V étudié (b)

II.1.2 Moyens d'essais et de mesure

La machine-outil à commande numérique mise à disposition est un centre d'usinage 5 axes DMG DMU85 monoBLOCK (Figure II.2) équipé de lubrification par le centre et équipé d'un directeur de commande numérique Siemens 840D. Ses caractéristiques techniques sont données dans Tableau II.1.

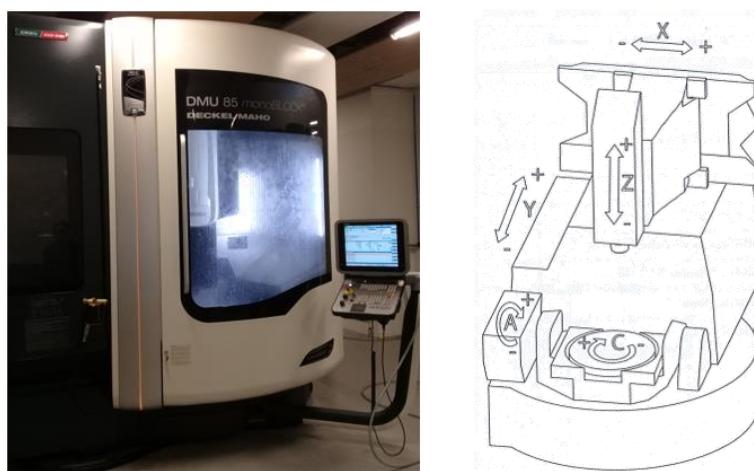


Figure II.2 : Centre d'usinage 5 axes DMG DMU85

Espace de travail	
Déplacement maximal sur l'axe X	935
Déplacement maximal sur l'axe Y	850
Déplacement maximal sur l'axe Z	650
Broche	
Vitesse de rotation	0 – 18 000 tr/min
Puissance maximale	25 kW
Couple maximal	86 Nm
Avance rapide	
Max. axe X/Y/Z	40 m/min
Accélération maximale	6 m/s ²

Tableau II.1 : Caractéristiques techniques du centre d'usinage 5 axes DMG DMU85

Les essais sont réalisés par lubrification extérieure et par le centre, avec une huile soluble Rhenus TU 46 concentrée à 6%. Les efforts de coupe sont mesurés avec une platine de mesure à 6 composantes de marque Kistler et de type 9257B, sur laquelle les pièces d'essais sont fixées (Figure II.3). Le signal enregistré est envoyé à un amplificateur de charge multicanaux de type 5070A, puis traité par le logiciel d'acquisition Witis. Les caractéristiques de la platine sont indiquées dans le Tableau II.2.

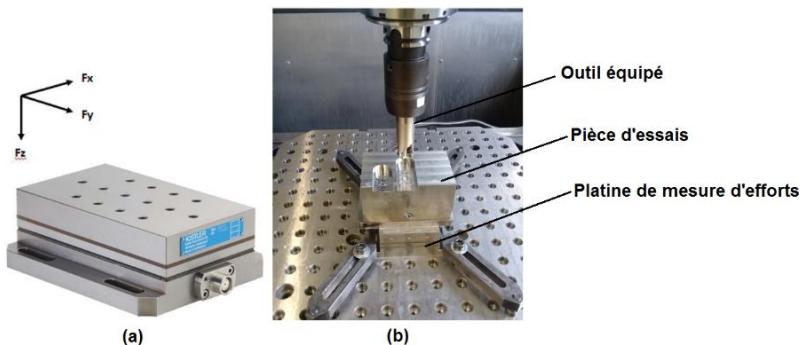


Figure II.3 : Platine de mesure d'efforts (a) ; montage d'essais (b)

Platine Kistler 9257B	
Plage de mesure F _x , F _y , F _z	± 5 kN
Sensibilité F _x , F _y	10 mV/N
Sensibilité F _z	5 mV/N
Température de service	0 – 60 °C
Dimensions	170×100×60 mm
Masse	7,3 kg
Fréquence propre	3,5 kHz

Tableau II.2 : Caractéristiques de la platine de mesure d'efforts

Les outils de coupe ont été caractérisés à l'aide d'un projecteur de profil et du système de mesure optique 3D Alicona.

II.1.3 Outils de coupe

II.1.3.1 Description des outils à tréfler choisis pour mener les essais

En se référant aux différents outils de coupe préconisés par les fabricants d'outil (Mitsubishi, Iscar et Sandvik), nous avons sélectionné plusieurs types d'outils à tréfler à plaquettes. Pour trois types de porte-plaquettes, nous avons sélectionné deux types de plaquettes différentes avec des nuances compatibles avec l'usinage des alliages de titane. Un quatrième outil nous servira pour valider les modélisations des efforts de coupe qui seront proposées dans ce chapitre. Le diamètre des outils choisis est autour des 32 mm. Ce diamètre est souvent utilisé pour l'usinage de carters aéronautiques, et permet en outre d'avoir une rigidité d'outil suffisante. Tous ces outils ont la lubrification par le centre.

Le premier outil, de diamètre 32 mm, est l'outil AJX (Figure II.4-a) fabriqué par Mitsubishi. Il s'agit d'une fraise à surfacer à grande avance compatible avec l'opération de tréflage, ayant un angle de direction d'arête k_r supérieur à 90° . Deux types de plaquettes sont utilisés avec cet outil. Elles sont notées suivant le type de leur brise-copeaux : JL et JM (références respectives : JDMT09T323ZDER-JL et JDMT09T320ZDSR-JM). La plaquette JM est caractérisée par une arête affûtée et chanfreinée, et est recommandée dans les applications avec un porte-à-faux important ou sur des machines de faibles puissances. La plaquette JL est conçue particulièrement pour les matériaux difficiles à usiner (Inox et titane) avec une arête affûtée comportant une dépouille modifiée pour la réduction de l'effort de coupe. La nuance des plaquettes est adaptée à l'usinage des alliages de titane avec un nouveau revêtement PVD référencé MP9130. Cette nuance bénéficie d'un substrat de carbure cémenté superfin avec une ténacité améliorée pour accroître sa robustesse et ainsi améliorer sa durée de vie. Cette technologie utilise un revêtement multicouche de type Al-Ti-Cr-N (S20-S30) assurant une résistance optimale à la chaleur et à l'usure. Ce revêtement offre une excellente résistance à l'écaillage et un très faible coefficient de friction pour une excellente résistance au collage.

Le deuxième outil de coupe, référencé AQX (Figure II.4-b), de diamètre 33 mm (avec une queue cylindrique de 32 mm), est un outil multifonction fabriqué par Mitsubishi. Cet outil est caractérisé par un angle de direction d'arête k_r inférieur à 90° . L'outil AQX a une coupe au centre qui permet de plonger directement en pleine matière sans réaliser un pré-perçage, un diamètre de coupe un peu plus grand que celui de l'attachment cylindrique, et permet un arrosage par le centre. Le décalage radial avec cette fraise peut aller jusqu'à 0,4 fois le diamètre outil. Les plaquettes utilisées sont désignées QOGT et QOMT (références : QOGT1651R-G1 et QOMT1651R-M2) et ont un rayon de bec r_e respectivement de 0,4 mm et 0,8 mm. Le matériau des plaquettes convient à l'usinage des alliages de titane, avec un revêtement PVD noté VP15TF (composition : (Al, Ti) N) (S20).

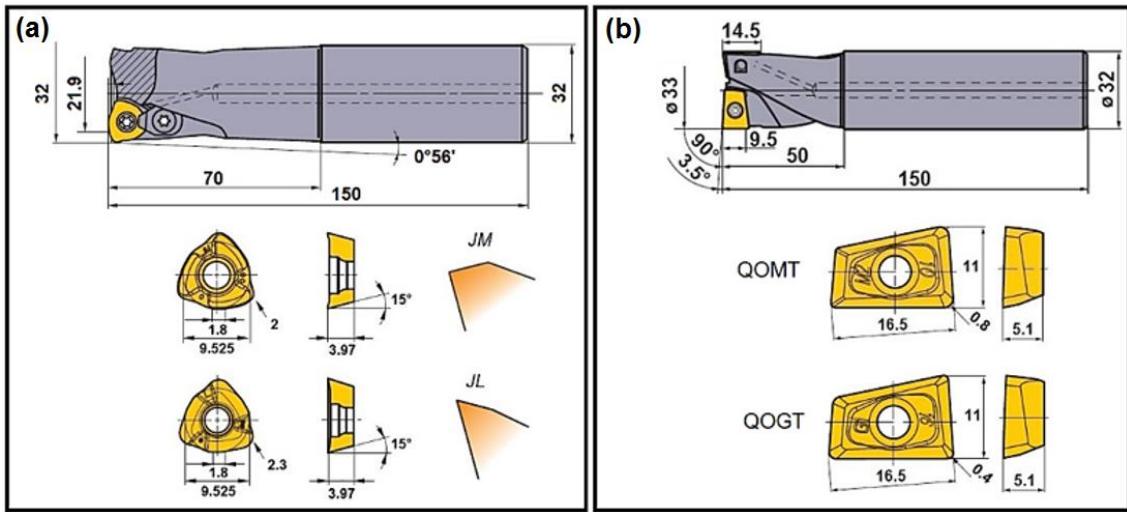


Figure II.4 : Outils de Mitsubishi : AJX (a) ; AQX (b)

Le troisième outil appelé TANGPLUNGE de chez ISCAR, a un diamètre 32 mm et un angle de direction d'arête kr de 90° . Il a été conçu spécifiquement pour les opérations de tréflage (Figure II.5). Il possède une haute résistance en flexion et est recommandé pour les machines à faible puissance. Les plaquettes utilisées avec cet outil sont désignées selon le type de leur préparation d'arête : ER et ETR (références : HTP LNHT 1006 ER et HTP LNHT 1006 ETR). Ces plaquettes ont la particularité d'être à serrage axial, possèdent quatre arêtes de coupe et leur orientation sur l'outil donne une excellente planéité. La nuance choisie pour ces plaquettes est IC330 (composition : TiCN + TiN) (S20-S30). Il est utilisé pour fraiser une large gamme de matériaux, en particulier les alliages de titane, à vitesse de coupe faible et moyenne et pour des conditions d'usinage instables.

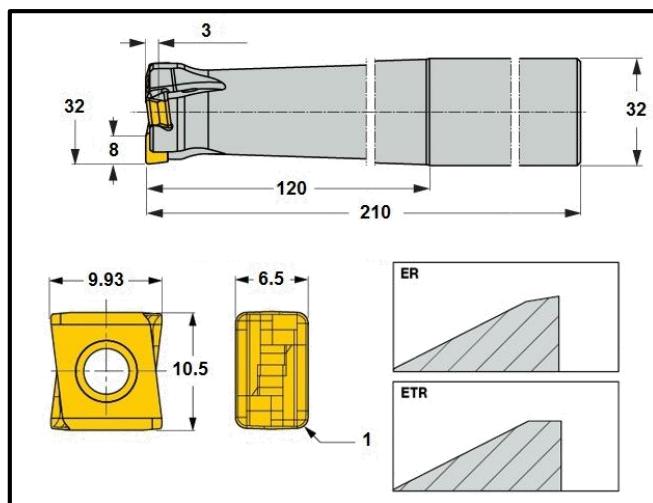


Figure II.5 : Outil TANGPLUNGE de Iscar

Le quatrième outil, qui servira à la validation des modélisations proposées, est de marque Sandvik. C'est une fraise à surfacer et à tréfler, référencée CoroMill R210, de diamètre

32 mm (Figure II.6). Selon le fabricant, cet outil est préconisé dans le cadre du fraisage en plongée lorsque le porte-à-faux de l'outil est supérieur à 4 fois le diamètre outil, en particulier, il est destiné aux ébauches grande avance, quand la stabilité de l'usinage est mauvaise, pour la semi-finition dans les angles ou pour les matériaux difficiles à usiner tels que le titane. Son angle de direction d'arête kr est supérieur à 90° . Un seul type de plaquette est utilisé avec cet outil noté PM (référence : R210-09 04 14E-PM) et ayant comme nuance S30T. Elle combine les propriétés d'un substrat carbure micro-grain et d'un revêtement PVD résistant à l'usure. Cette combinaison permet d'obtenir des arêtes de coupe très vives et résistantes à la fatigue comme au micro-écaillage.

Tous les outils sont montés dans un mandrin hydraulique avec un attachement HSK63-A.

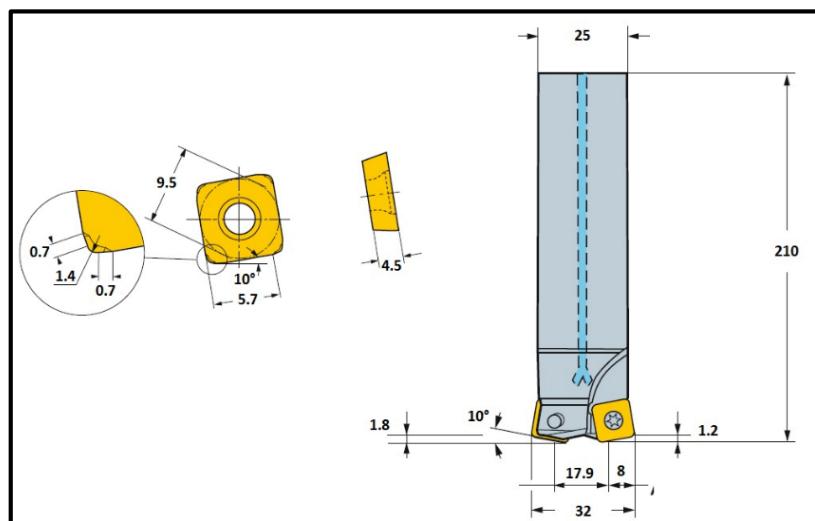


Figure II.6 : Outil CoroMill R210 de Sandvik

II.1.3.2 Caractéristiques dimensionnelles des outils

Afin d'être en mesure de prédire l'influence de la géométrie de l'outil sur les efforts de coupe, nous avons préalablement réalisé une mesure précise des différents outils utilisés lors des essais.

Des mesures sur un projecteur de profil et des mesures avec le système de mesure optique 3D Alicona nous ont permis de caractériser précisément les outils à tréfler. Deux exemples de mesure d'outils sont donnés en Figure II.7.

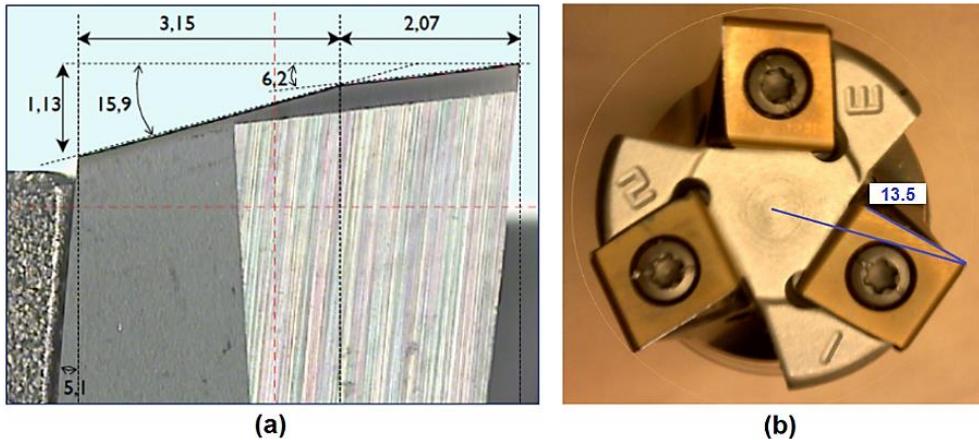


Figure II.7 : Plan d'appui et angle de dépouille de l'outil AQX avec la plaquette QOGT (a) ; angle de coupe radial de l'outil Tangplunge d'Iscar (b)

Le système Alicona possède un module de mesure d'arête de coupe automatique basé sur une reconstruction locale 3D autour de l'arête de coupe. En recoupant l'ensemble des valeurs obtenues, nous avons pu déterminer des valeurs représentatives de la géométrie de chaque outil. La Figure II.8 montre les principaux paramètres des outils de tréflage mesurés.

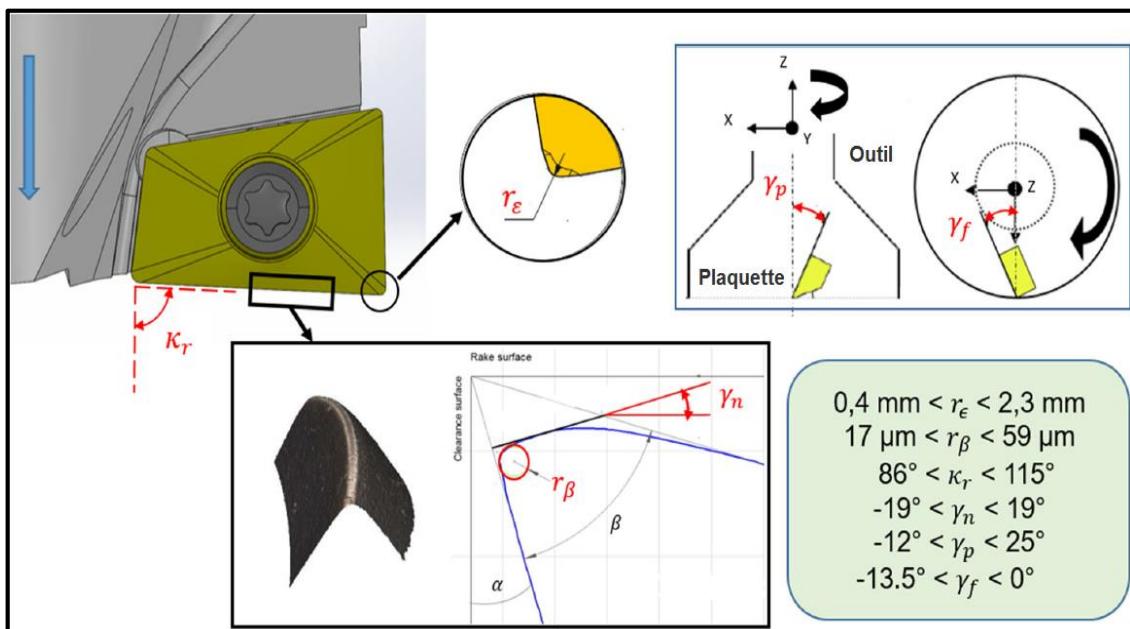


Figure II.8 : Paramètres des outils de tréflage

Le Tableau II.3 regroupe les caractéristiques géométriques obtenues pour chaque outil de coupe. Il est à noter que deux valeurs sont fournies pour le rayon d'arête car ce dernier est modifié dès la première plongée de l'outil. En effet, le revêtement de la plaquette disparaît autour de l'arête de coupe dès la première plongée dans l'alliage de titane Ti6Al4V (longueur usinée 50 mm). Par rapport à la plaquette neuve, le rayon d'arête diminue et se stabilise ensuite à une valeur fixe pour les plongées suivantes.

	AJX		AQX		TANGPLUNGE		Coromill 210
	JL	JM	QOGT	QOMT	ETR	ER	PM
r_e (mm)	2,3	2	0,4	0,8	1	1	1,4
r_β (μm) plaquette neuve	23	28	35	70	45	38	25
r_β (μm) plaquette rodée	17	24	27	59	30	26	21
kr ($^\circ$)	103	103/115	86	86	90	90	100
γ_n ($^\circ$)	5	-19	19	-5	-14	0	2
γ_p ($^\circ$)	12	-12	25	1	-4	10	2,5
γ_f ($^\circ$)	-6	-6	0	0	-13,5	-13,5	-4

Tableau II.3 : Caractéristiques géométriques des outils Caractéristiques géométriques des outils

II.1.4 Mesure des efforts de coupe

II.1.4.1 Efforts de coupe axial, radial et tangentiel

La platine de mesure d'efforts effectue l'enregistrement des efforts de coupe F_x , F_y et F_z dans son propre repère fixe (X, Y, Z). Ces efforts sont ensuite convertis dans le repère tournant de l'outil afin d'obtenir les efforts tangentiel F_t , radial F_r et axial F_a (Figure II.9).

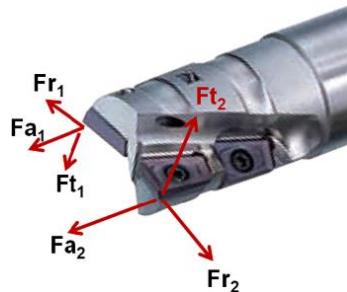


Figure II.9 : Représentation des efforts liés à chaque plaquette dans le repère de l'outil

Les efforts F_t , F_r et F_a sont fonction de l'angle d'engagement de la plaquette θ représenté sur la Figure II.10. Cet angle est compris dans l'intervalle $[-\theta_e, \pi + \theta_e]$, θ_e étant la valeur de l'angle θ caractérisant l'entrée et la sortie de la plaquette dans la matière. Cette valeur se déduit de l'équation (II.1) rappelée ici, R étant le rayon de la fraise et a_e le décalage radial.

$$\theta_e = \arcsin\left(\frac{a_e}{2R}\right) \quad (\text{II.1})$$

Le changement de repère nécessaire au calcul de F_t , F_r et F_a se définit comme suit :

$$\begin{cases} F_t = F_y \cdot \cos\theta - F_x \cdot \sin\theta \\ F_r = F_x \cdot \cos\theta + F_y \cdot \sin\theta \\ F_a = F_z \end{cases} \quad (\text{II.2})$$

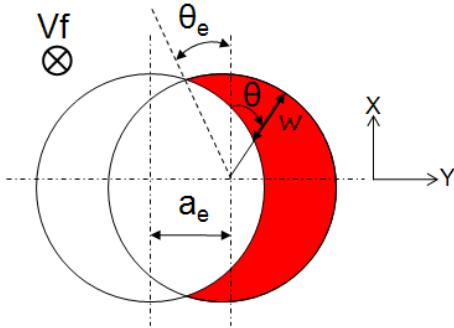


Figure II.10 : Angle d'engagement de la plaquette et épaisseur instantanée de copeau

La Figure II.11 présente un exemple d'efforts de coupe mesurés par la platine de mesure d'efforts dans son repère propre, ainsi que les efforts correspondants convertis dans le repère tournant de l'outil. Une seule dent est montée sur l'outil.

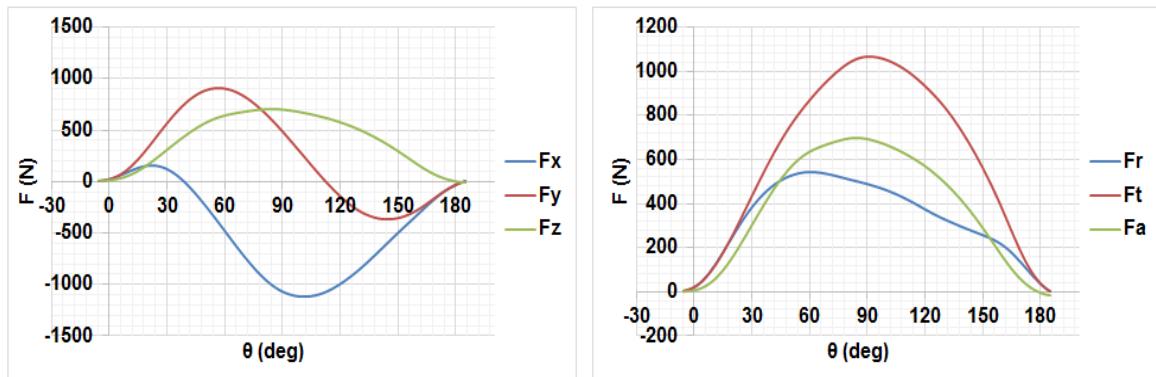


Figure II.11 : Efforts F_x , F_y et F_z (platine Kistler) (a), Efforts déduits F_t , F_r et F_a (b) TangPlunge - ETR ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$; filtrage avec une fréquence $f_c = 60 \text{ Hz}$)

II.1.4.2 Filtrage des mesures d'efforts

Les signaux récupérés pendant les essais présentent des perturbations qui doivent être éliminées grâce à un filtrage adapté. Pour cela, une analyse fréquentielle est réalisée pour trouver la fréquence de coupure f_c du filtre en se basant sur la fréquence fondamentale du système $f_f = N/60$ (N la fréquence de rotation en tr/mn). On trouve une valeur de fréquence de coupure d'environ 10 Hz pour une vitesse de coupe de 60 m/min par exemple. Pour tous les essais de tréflage, pour des fréquences de filtrage comprises entre $5 \times f_f$ et $8 \times f_f$ [Hz], le signal obtenu garde quasiment les mêmes valeurs maximales des efforts sans avoir des excitations

parasites. Le filtrage est effectué avec le logiciel d'acquisition Witis en utilisant un filtre linéaire passe-bas de type Butterworth d'ordre 3, caractérisé par un gain le plus constant possible sur sa bande-passante. La fréquence de coupure retenue est de 60 Hz pour une vitesse de coupe de 60 m/min.

II.1.5 Planification des essais

Pour l'ensemble des essais, des plongées successives sont effectuées, en se décalant suivant la direction Y de la platine (Figure II.12), en modifiant à chaque descente les conditions de coupe : vitesse de coupe V_c , avance par dent f_z , décalage radial a_e (Tableau II.4). Les efforts sont mesurés à partir de la configuration où le centre de l'outil est au-dessus de la pièce. Cette configuration de trajectoire s'apparente à du rainurage en pleine matière. Comme mentionné précédemment, une seule plaquette est montée sur la fraise lors des essais pour éviter les run-out axiaux et radiaux. Les essais sont réalisés avec lubrification pour remédier aux problèmes d'accumulation de la chaleur dans la zone de contact outil-matière.

Pour analyser l'influence de chaque paramètre de coupe, pour l'ensemble des outils plus de 140 essais ont été réalisés.

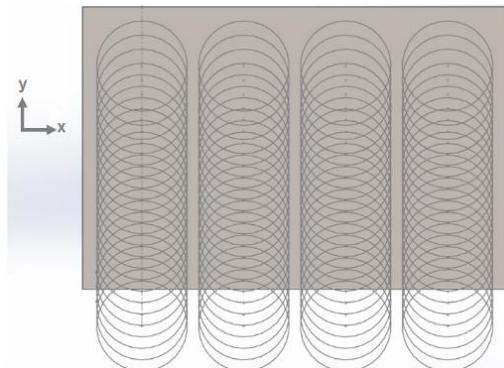


Figure II.12 : Configuration des essais de tréflage sur un bloc de matière

V_c (m/min)	f_z (mm/dent)	a_e (mm)
50	0.07	2
60	0.1	3
70	0.15	4
80	0.2	5
	0.25	6
	0.3	
	0.4	

Tableau II.4 : Paramètres de coupe utilisés

Les paramètres opératoires de l'opération de tréflage ont été pris parmi les valeurs du Tableau II.4. Les valeurs de la vitesse de coupe sont comprises entre une valeur courante en ébauche (50 m/min) et une valeur plutôt choisie en finition (80 m/min). Nous n'avons pas souhaité prendre des valeurs supérieures qui conduiraient à une usure rapide des arêtes de coupe. L'avance minimale a été prise à la valeur maximale du rayon d'acuité d'arête (outil QOMT). Afin d'obtenir un débit matière élevé, nous avons choisi une valeur élevée de l'avance (0.4 mm). Enfin pour l'engagement radial a_e , la valeur maximale de 6 mm est définie par rapport aux dimensions des plaquettes JL et JM du porte-plaquette AJX de diamètre 32 mm. Nous avons limité la valeur minimale à 2 mm pour ne pas avoir un débit matière trop faible. Pour chaque plaquette, 17 combinaisons de conditions de coupe (a_e, f_z) ont été testées. Un test a été répété pour chaque plaquette pour les conditions de coupe $a_e = 3 \text{ mm}$, $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$, $V_c = 60 \text{ m/min}$. La majorité des essais a été réalisée avec des combinaisons différentes des couples (a_e, f_z). En effet, une première étude a montré que la vitesse de coupe dans la plage choisie, ne faisait pas varier les efforts.

Toutes les configurations avec les paramètres opératoires n'ont pas été testées afin de limiter les essais. Le plan d'expériences n'est donc pas complet. Concernant les paramètres géométriques, ils dépendent de l'outil proposé par le constructeur d'outils. Nous avons souhaité rester sur les géométries proposées et ne pas faire faire des outils à géométrie particulière. Ce travail nécessiterait un partenariat industriel pour limiter les coûts de fabrication des outils. Pour une configuration opératoire, les différents outils sont testés et les efforts mesurés. Les comparaisons entre les niveaux d'efforts pour des mêmes conditions opératoires permettront d'apporter des réponses sur l'influence des paramètres géométriques.

II.2 Analyse des efforts de coupe expérimentaux

Pour les essais, à chaque plongée, tous les paramètres de coupe sont fixés, sauf un seul qui va évoluer par palier, ceci dans le but de voir son influence directe sur les efforts de coupe. Les conditions de coupe de référence sont : $V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$ et $a_e = 3 \text{ mm}$. L'analyse menée est basée sur la valeur maximale des efforts que l'on relève autour de la position $\theta = 90^\circ$, position de la plaquette où la section de copeau est maximale. En parallèle des efforts, les pressions spécifiques de coupe sont également étudiées.

Les forces de coupe sont généralement exprimées comme le produit de la pression spécifique de coupe et la section de copeau instantanée notée S . En effet, pour chaque composante d'effort (F_t , F_r et F_z), une pression spécifique de coupe notée respectivement K_t , K_r et K_z sera attribuée, dont les expressions sont données par les équations suivantes :

$$\begin{cases} F_t = K_t \cdot S \\ F_r = K_r \cdot S \\ F_z = K_z \cdot S \end{cases} \quad (\text{II.3})$$

En tréflage, à chaque plongée, en configuration d'engagement total, l'outil enlève un volume de matière correspondant à une surface en forme de lunule (Figure II.10). La section de

copeau S est déterminée à partir de l'avance par dent f_z , et de la largeur $w(\theta)$ qui dépend de l'angle d'engagement θ . La largeur de copeau est définie par l'équation (II.4):

$$w(\theta) = R + a_e \cdot \sin \theta - \sqrt{R^2 - a_e^2 \cdot \cos^2 \theta} \quad (\text{II.4})$$

L'angle d'engagement θ varie entre $-\theta_e$ et $\pi + \theta_e$, où θ_e est l'angle d'entrée. La section de copeau est maximale pour $\theta = 90^\circ$, $w(\theta)$ étant égale à a_e .

II.2.1 Influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe

II.2.1.1 Effort tangentiel F_t et pression spécifique de coupe K_t expérimentaux

Nous avons choisi de présenter les essais de tous les outils, composante par composante, en faisant varier les trois paramètres opératoires. La variation de l'effort tangentiel F_t en fonction des paramètres de coupe est présentée par la Figure II.13, ceci pour chacun des outils étudiés.

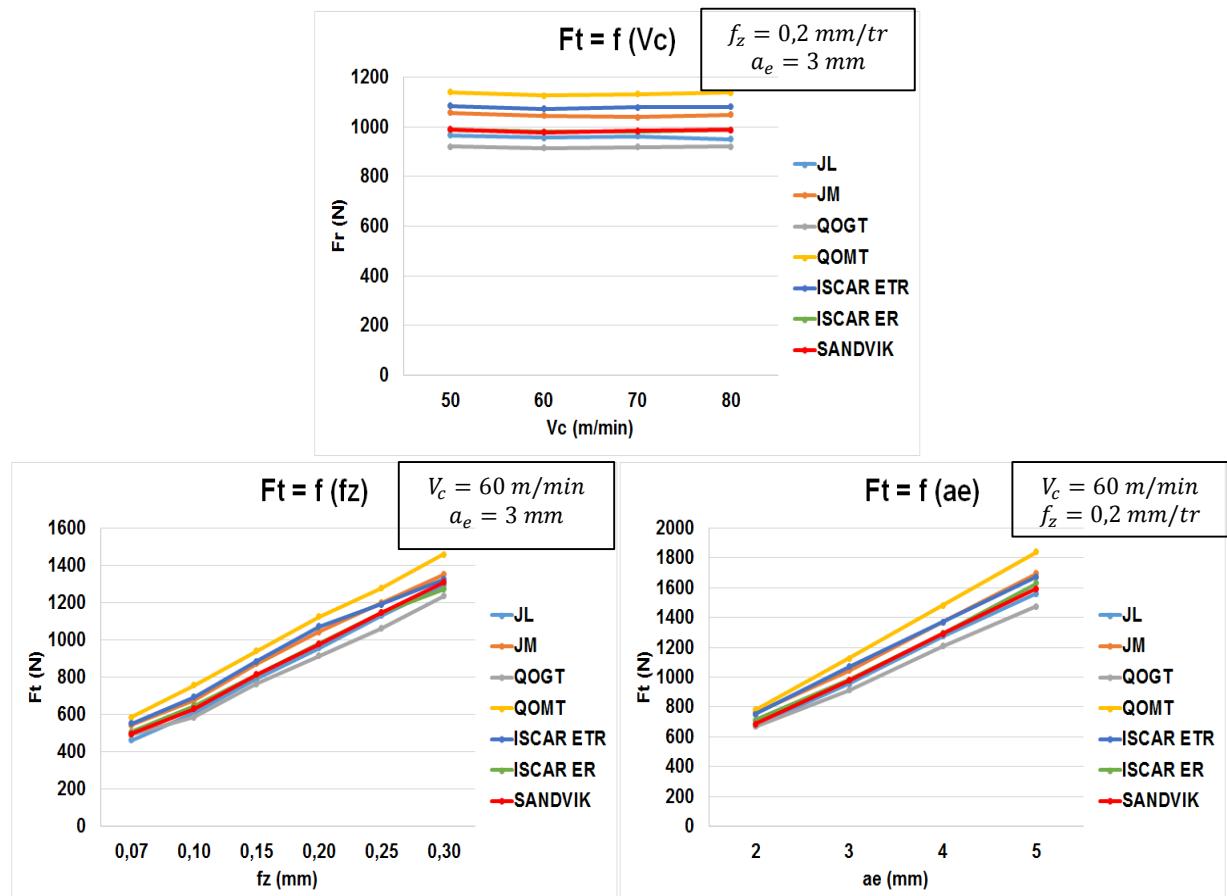


Figure II.13 : Influence des conditions de coupe sur l'effort tangentiel F_t

Dans l'intervalle fixé, nous pouvons conclure que la vitesse de coupe n'a quasiment pas d'influence sur l'effort tangentiel quel que soit l'outil considéré. La vitesse de coupe est connue

pour être un paramètre influent sur la température d'usinage et donc sur les conditions thermomécaniques du contact outil-copeau [Cellier, 2013], elle pilote l'adoucissement thermique local du matériau à usiner. Avec l'intervalle choisi pour faire varier les vitesses de coupe (de 50 à 80 m/min), l'adoucissement thermique est relativement similaire quelle que soit la valeur de V_c . La variation de température, si elle est effective, ne se traduit pas par une modification des efforts tangentiels.

L'avance par dent et le décalage radial ont, quant à eux, une forte influence sur l'effort tangentiel. Celui-ci augmente d'une façon quasi-linéaire avec l'avance par dent et avec le décalage radial. Ceci s'explique simplement par la dépendance étroite de cette force à la section coupée S , section qui est fonction de l'avance par dent et du décalage radial :

$$S = f_z \times a_e \quad (\text{II.5})$$

Concernant la pression spécifique de coupe, sa variation est donnée par les graphes de la Figure II.14. Elle est calculée pour la position angulaire de la dent à $\theta = 90^\circ$.

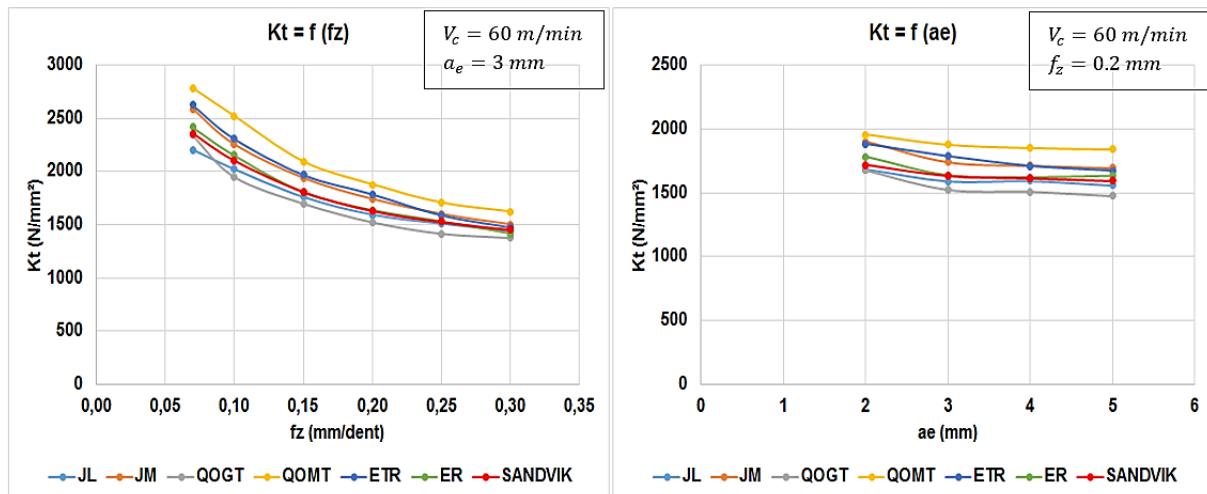


Figure II.14 : Influence des conditions de coupe sur la pression spécifique de coupe K_t

Le graphe de gauche de la Figure II.14 représente l'évolution de K_t en fonction de l'avance par dent, et le graphe de droite son évolution en fonction du décalage radial.

La pression spécifique de coupe K_t n'est pas dépendante de la vitesse de coupe vu que l'effort F_t n'est pas dépendant de V_c sur l'intervalle considéré. Le décalage radial a lui-aussi une influence négligeable sur la pression spécifique de coupe K_t . Ceci nous indique que l'augmentation de l'effort tangentiel, observée précédemment, est similaire à celle de la section de copeau S et que ce dernier est quasi-proportionnel au décalage radial a_e . Ceci s'explique simplement par le fait que nous augmentons la longueur de l'arête en prise lorsque a_e augmente.

Par contre, on observe une décroissance de la pression spécifique de coupe K_t en fonction de l'avance par dent, ce qui est à l'inverse de l'observation fournie pour l'effort F_t . Cela nous indique que l'augmentation de F_t est largement inférieure à celle de la section de coupe S . Au-delà de $f_z = 0.25 \text{ mm}$, les valeurs de K_t semblent se stabiliser et tendre vers une asymptote. Il

n'y a pas proportionnalité entre l'avance f_z et l'effort F_z car si l'on fait passer des droites par les points des essais de la Figure II.13, celles-ci ne passent pas par l'origine.

II.2.1.2 Effort axial F_z et pression spécifique de coupe K_z expérimentaux

La Figure II.15 et la Figure II.16 permettent de voir l'influence des différents paramètres de coupe sur l'effort axial et sur la pression spécifique de coupe K_z .

La vitesse de coupe n'a pas d'effet sur l'effort axial dans l'intervalle considéré quel que soit l'outil considéré. Le décalage radial a_e a, quant à lui, un effet important sur F_z , on observe une quasi-linéarité entre F_z et a_e . L'augmentation de a_e implique une augmentation de la longueur d'arête en prise en bout d'outil et donc de la surface vue axialement par le bout de l'outil, le contact au niveau de l'arête de coupe étant surfacique et dépendant de l'acuité de l'arête de coupe. Quant à la pression spécifique de coupe K_z , on peut noter une faible variation en fonction de a_e , ce qui confirme la quasi proportionnalité entre F_z et a_e .

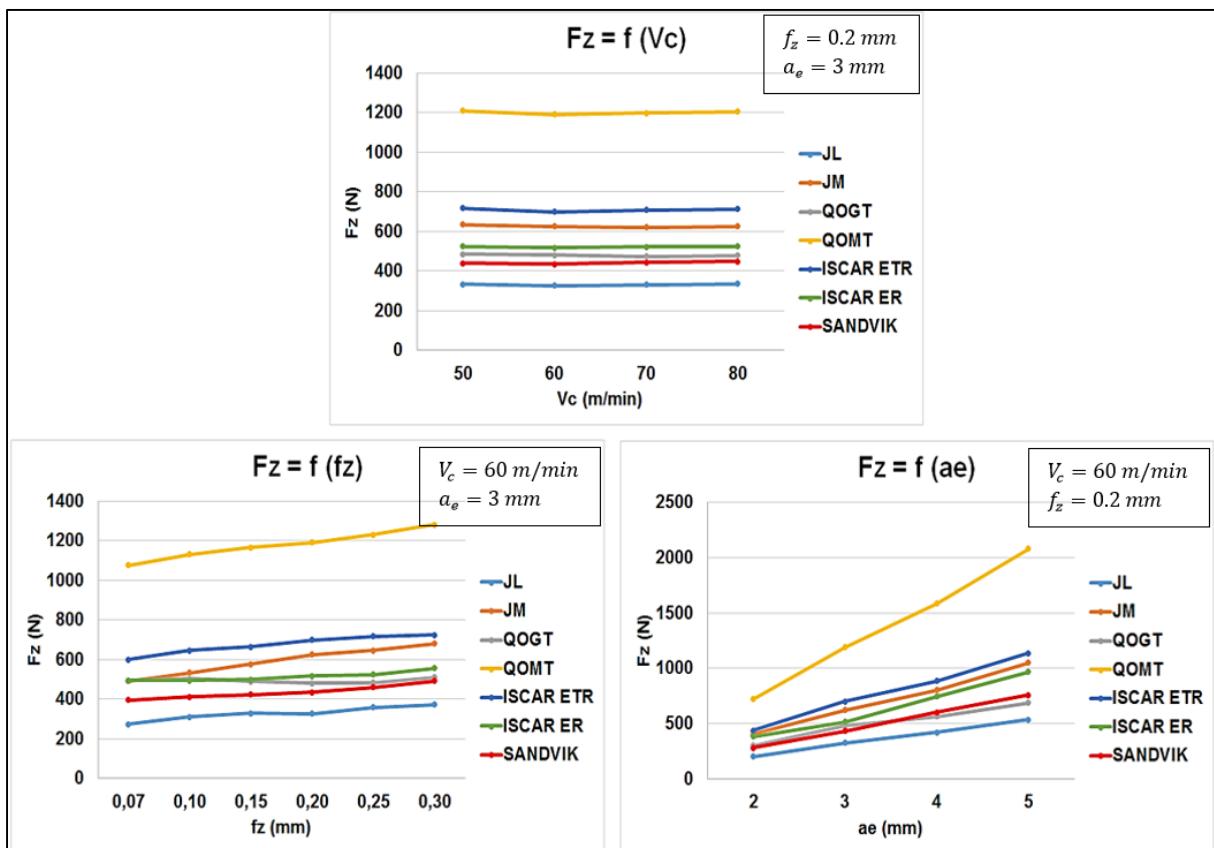


Figure II.15 : Influence des conditions de coupe sur l'effort axial F_z

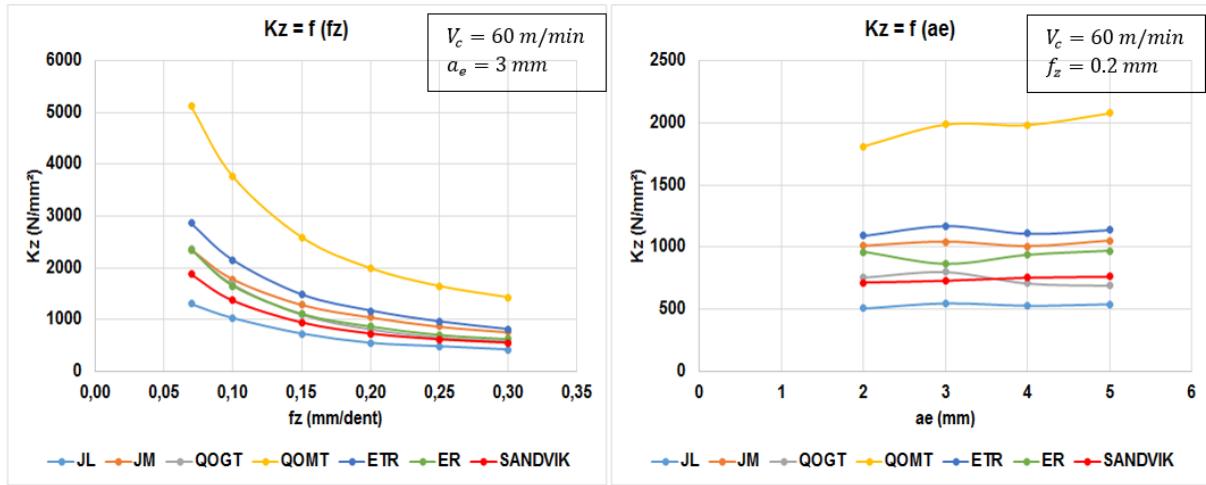


Figure II.16 : Influence des conditions de coupe sur la pression spécifique de coupe K_z

Concernant l'avance par dent, son effet est très faible sur l'effort axial, on observe une légère augmentation. Ce paramètre représente la hauteur de la partie engagée du rayon d'arête de la plaquette et n'influe que peu sur la surface vue axialement par le bout de l'outil (Figure II.17). Par contre, étant donné que l'avance par dent pilote directement la section de copeau, la pression spécifique de coupe diminue logiquement avec l'amplification de ce paramètre.

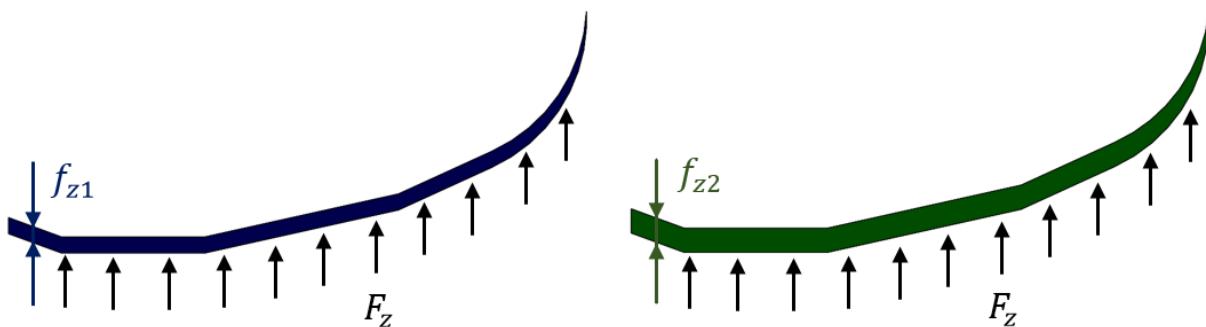


Figure II.17 : Partie engagée du rayon et section de copeau avec différentes avances par dent (Outil AJX - JM)

II.2.1.3 Effort radial F_r et pression spécifique de coupe K_r expérimentaux

L'effort radial obtenu durant nos essais est toujours l'effort le plus faible comparativement aux efforts tangentiel et axial. Ceci confirme l'intérêt du procédé de tréflage car en limitant la force radiale exercée sur l'outil, on limite la flexion de l'outil présente en fraisage et les problèmes vibratoires.

La Figure II.18 et la Figure II.19 nous permettent de constater l'influence des paramètres de coupe sur l'effort radial F_r ainsi que sur la pression de coupe radiale K_r . Comme précédemment, la vitesse de coupe ne modifie pas les efforts radiaux mesurés. On constate que l'effort radial est influencé par l'avance par dent f_z quel que soit l'outil considéré. Ce paramètre

traduisant la hauteur de l'arête en prise (Figure II.17), l'augmentation de f_z augmente la surface vue latéralement par l'outil, le contact au niveau de l'arête de coupe étant surfacique et dépendant de l'acuité de l'arête de coupe.

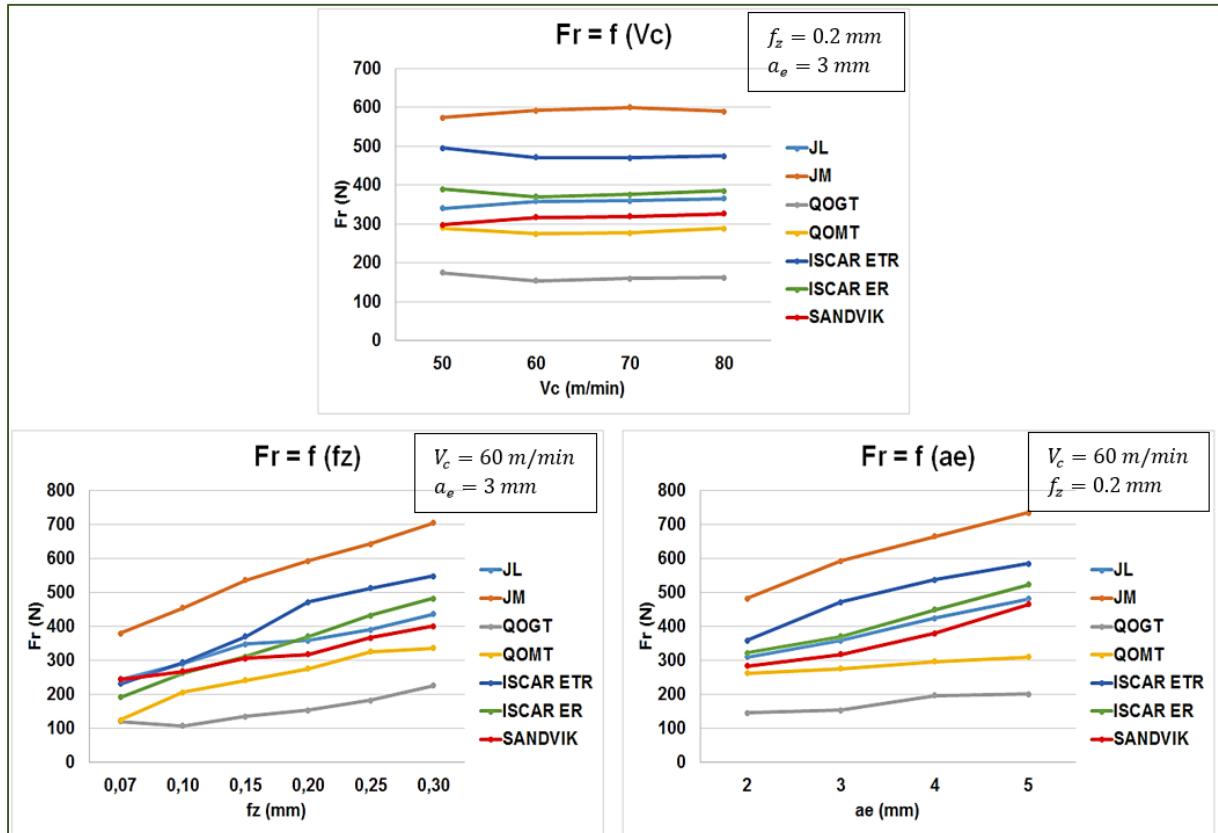


Figure II.18 : Influence des conditions de coupe sur l'effort radial F_r

L'effort radial augmente avec l'augmentation du décalage radial sauf pour les plaquettes QOGT et QOMT de l'outil AQX. Ceci s'explique par la géométrie même des plaquettes QOGT et QOMT qui crée une compensation entre les efforts radiaux présents le long de l'arête de coupe due à l'angle de direction d'arête kr qui est inférieur à 90° (Figure II.20). De plus, l'effet de l'angle de coupe radial γ_f rentre en jeu étant donné que l'effort radial augmente considérablement pour tous les outils ayant $\gamma_f \neq 0^\circ$ et varie très légèrement pour l'outil AQX, lorsque a_e augmente.

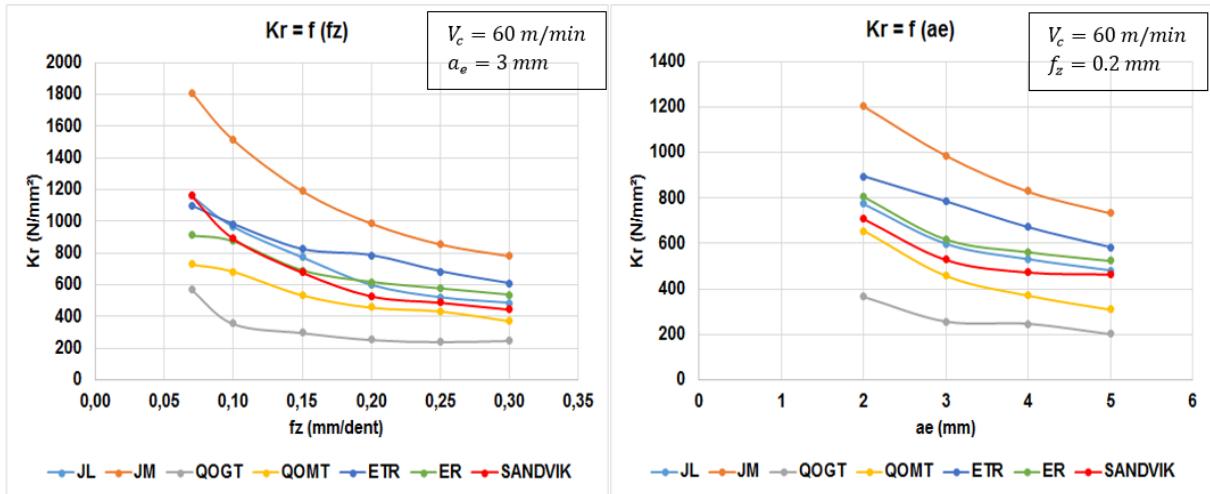


Figure II.19 : Influence des conditions de coupe sur la pression spécifique de coupe K_r

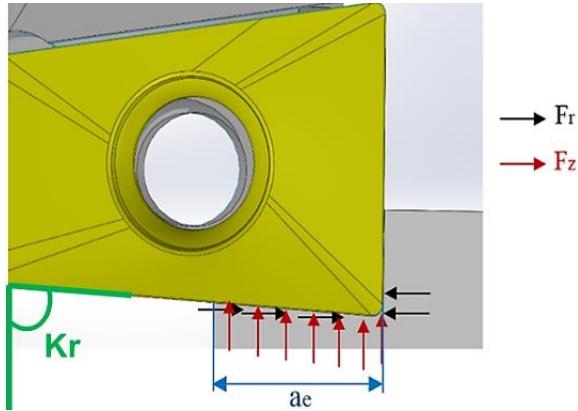


Figure II.20 : Compensation des efforts radiaux pour l'outil AQX

II.2.2 Influence de la préparation d'arête sur les efforts tangentiels et axiaux

La Figure II.21 montre l'influence du rayon d'arête r_β sur les forces tangentielles et axiales de l'outil AQX. Dans le cas de la plaquette QOGT avec un rayon d'arête de 27 μm , les forces tangentielles et axiales sont proches à faible vitesse d'avance, mais plus l'avance par dent augmente, plus la différence entre ces forces augmente (Figure II.21 de gauche). Dans le cas de la plaquette QOMT avec un rayon d'arête de 59 μm , la force tangentielle est inférieure à la force axiale jusqu'à f_z de 0,22 mm. Au-delà de cette valeur, l'effort tangentiel est supérieur à l'effort axial (Figure II.21 de droite). Lorsque le ratio f_z/r_β devient plus grand qu'une valeur limite, il amène à avoir l'effort tangentiel plus grand que l'effort axial. La préparation d'arête de la plaquette joue donc un rôle essentiel pour ces deux composantes de force. Une autre façon de faire une analyse de cette figure, c'est de voir qu'entre la figure de gauche et celle de droite, l'effort F_z a été translaté de 500 N alors que les autres composantes ont très peu évolué. On voit ainsi l'importance de la préparation d'arête sur la composante axiale.

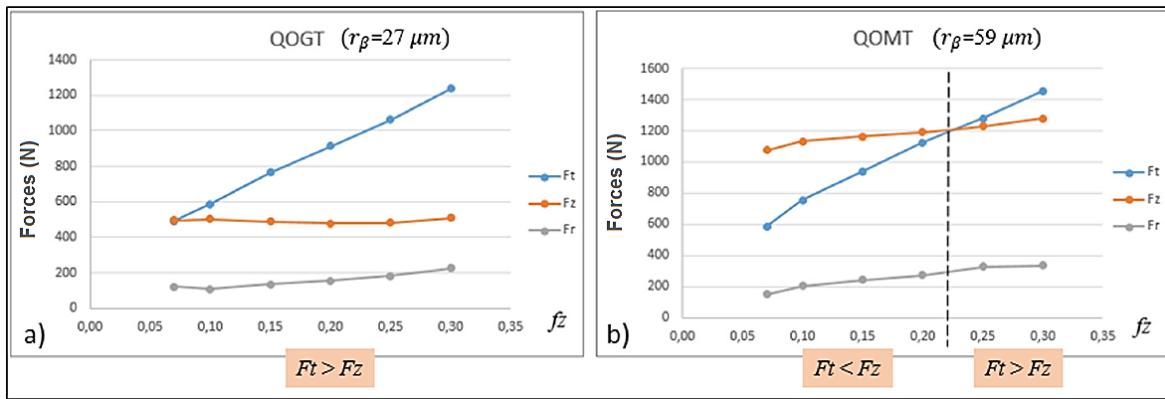


Figure II.21 : Influence de r_β sur la variation des efforts F_t et F_z en fonction de f_z : (a) outil AQX – QOGT ; (b) outil AQX – QOMT ($V_c = 60 m/min$, $a_e = 3 mm$)

II.3 Influence des paramètres géométriques d'un outil à tréfler sur les efforts de coupe

II.3.1 Introduction

De nombreuses études ont été consacrées à la modélisation des efforts de coupe en tréflage. Cependant, aucune d'entre-elle n'a cherché à identifier l'influence des principaux paramètres géométriques de l'outil sur les efforts de coupe. La littérature sur d'autres procédés d'usinage peut par contre être consultée pour obtenir des informations sur l'influence de certains paramètres de coupe tels que l'angle de coupe normal, l'angle d'attaque, ou l'acuité d'arête par exemple sur les efforts de coupe. Nous allons définir dans le paragraphe suivant, l'état de l'art sur l'influence des paramètres géométriques d'un outil sur les efforts de coupe pour des procédés autres que le tréflage.

II.3.2 Etat de l'art sur l'influence des paramètres géométriques sur les efforts

Les travaux de littérature concernant d'autres procédés d'usinage, comme le tournage et le fraisage classique, peuvent être consultés afin d'obtenir des informations sur l'influence de certains paramètres d'outil. Des modèles de pression spécifique de coupe sont ainsi proposés, qui sont liés à des caractéristiques spécifiques de l'outil : angle d'hélice [Gradisek et al., 2004] [Liu et al., 2002] ; angle de coupe [Imani et al., 1998] ; angle d'inclinaison d'arête [Dorlin, 2016] ; rayon d'arête ; préparation d'arête [Wagner, 2011].

L'angle de coupe est parmi les paramètres d'outil les plus étudiés [Gunay et al., 2004]. L'effet de ce paramètre sur les efforts de coupe peut être estimé à une valeur comprise entre 1 et 2% par degré pour les aciers [Bissey, 2005]. Une autre étude, s'intéressant au tournage de l'alliage de cuivre Cu-OFE, a montré que l'effet de l'angle de coupe est plus significatif et peut dépasser 5% par degré [Germain, 2011]. Ces différences peuvent être liées à la sensibilité du comportement du matériau à l'écrouissage. Dans les travaux de Bissey [Bissey, 2005], vu que les efforts tangentiel et radial diminuent d'une façon quasi-linéaire avec l'augmentation de l'angle de coupe, ce paramètre est introduit généralement sous une forme affine dans les modèles d'efforts. Il indique également que l'influence de l'angle de coupe est plus importante

sur la force radiale que sur la force tangentielle. Wagner [Wagner, 2011] montre aussi que, quelle que soit la préparation d’arête, l’augmentation de l’angle de coupe tend à réduire les efforts. En effet, une élévation de 20° de cet angle induit une réduction de 35% de la force résultante durant des essais de coupe orthogonale appliqués à l’alliage de titane Ti5553. Cette réduction de la force de coupe peut être expliquée par l’amélioration de la pénétration de l’outil de coupe dans la matière [Saglam et al., 2007]. Il constate également que la vitesse de coupe a peu d’influence sur la résultante d’effort de 30 m/min à 80 m/min.

L’angle d’inclinaison d’arête est souvent pris en compte dans les modèles d’efforts de coupe. En effet, il modifie la direction d’écoulement du copeau ainsi que le niveau d’efforts. [Sabberwal, 1961] n’a constaté aucun effet de cet angle (entre 0° et 30°) sur l’énergie spécifique de coupe, contrairement à Bissey [Bissey et al, 2006] qui a trouvé une influence non-linéaire et d’autant plus importante que l’épaisseur de coupe est grande.

L’effet de l’angle de dépouille est souvent négligé ou inclus dans un terme représentant « l’effet de l’arête ». Il ne joue pas un rôle dans le cisaillement du copeau et son écoulement, sauf dans le cas de certains matériaux tels que le cuivre pur recuit où le contact de la face de dépouille est considéré significatif [Germain, 2011]. Donc, cet angle est généralement négligé dans la modélisation des efforts de coupe.

Concernant l’angle de direction d’arête, son effet a été étudié expérimentalement dans le cadre du fraisage [Koenigsberger and Sabberwal, 1961] et du tournage [Saglam et al., 2007] [Venkatesh et al., 1996] [Noordin et al., 2004]. Dans [Saglam et al., 2007], pour le tournage de barres d’acières C40, trois valeurs ont été utilisées pour l’angle kr : 45°, 75° et 90°. La force de coupe principale (force tangentielle) a été trouvée maximale pour l’angle de 45° et minimale pour l’angle de 90°, contrairement à la force axiale obtenue qui a été minimale à 45° et maximale à 90°. La variation de la force radiale avec la variation de l’angle kr a été estimée négligeable.

Le rayon d’arête r_β a un effet significatif sur les efforts de coupe. Quand l’épaisseur de coupe est importante, la variation des forces en fonction du rayon d’arête demeure constante, tandis que la différence relative augmente pour les très faibles épaisseurs de coupe. Ceci implique que le phénomène produit au niveau de l’arête dépend de l’épaisseur seulement lorsque ce dernier paramètre est suffisamment faible. Wagner [Wagner, 2011] a testé plusieurs préparations d’arête en coupe orthogonale de l’alliage Ti5553. L’influence combinée de la préparation d’arête et de l’avance par dent modifie la distribution de l’effort tangentiel et de l’effort d’avance. Pour une valeur d’avance inférieure à la préparation d’arête, la matière est piégée sous la préparation laissant apparaître une zone morte où les vitesses de déformation deviennent quasiment nulles [Movahhedy et al, 2002]. Le chanfrein ou le rayon deviennent alors la face de coupe principale. L’utilisation d’une arête rayonnée de faible rayon diminue les efforts de coupe. Il a été estimé qu’une augmentation de 100% du rayon d’arête engendre une résultante d’effort de coupe 50% plus importante (les rayons d’arêtes testés étaient 40 μm et 80 μm).

On constate que parmi ces études relatives à la recherche de l’influence de certains paramètres géométriques d’outils sur les efforts de coupe, beaucoup sont souvent associées au procédé de tournage pour des raisons de simplicité de caractérisation. En effet, il est nécessaire,

pour connaître l'influence des paramètres géométriques des outils, de faire varier ceux-ci. En fraisage, une difficulté, par exemple, consiste à pouvoir modifier les angles donnés par le porte-plaquette, à savoir l'angle de coupe axial et l'angle de coupe radial.

Afin de quantifier l'influence de la géométrie de l'outil sur les efforts de coupe, certaines études passent par la modélisation de pressions spécifiques de coupe et de coefficients correctifs liés notamment à certains paramètres géométriques d'outil. Kienzle [Kienzle, 1952] a établi l'expression de la pression spécifique de coupe K_i ($i = \{t, r, z\}$) sous la forme du produit entre une pression spécifique de coupe de référence $K_{i,1.1}$ et une fonction puissance de l'épaisseur de coupe h . Cette équation est donnée par :

$$K_i = K_{i,1.1} \cdot h^{-mi} \quad (\text{II.6})$$

Les pressions spécifiques de référence obtenues à partir des mesures sont uniquement valables pour les conditions identiques aux conditions expérimentales dans lesquelles elles sont déterminées. Si le type de plaquette ou l'outil est changé, ces valeurs ne seront plus valables. Pour des conditions différentes de celles de référence, les pressions spécifiques sont calculées en multipliant les pressions spécifiques de référence par un certain nombre de facteurs correctifs dépendant des paramètres de coupe. Ils peuvent être déterminés avec des équations étendues [Kienzle, 1952] :

$$K_i = K_{i,1.1} \cdot h^{-mi} \cdot K_{i,\gamma} \cdot K_{i,vc} \cdot K_{i,\lambda} \cdot K_{i,w} \quad (\text{II.7})$$

Où $K_{i,\gamma}$ est le facteur de correction de l'angle de coupe effectif, $K_{i,vc}$ est le facteur de correction de la vitesse de coupe, $K_{i,\lambda}$ est le facteur de correction de l'angle d'inclinaison d'arête, et $K_{i,w}$ est le facteur de correction de l'usure de l'outil. L'exposant mi exprime la dépendance vis-à-vis de l'épaisseur de coupe. D'autres coefficients peuvent être intégrés dans l'équation tels que le facteur de correction du matériau de l'outil de coupe ou le facteur de correction du lubrifiant [Tschartsch, 2009]. On trouve des modélisations de certains de ces coefficients surtout dans la littérature scientifique allemande.

Certains fabricants d'outils fournissent des données (pression spécifique de coupe $K_{t,1.1}$, exposant mi) permettant de calculer approximativement la force de coupe tangentielle pour le matériau à usiner. Il est à noter que les deux autres forces de coupe ne sont pas incluses dans la détermination de la puissance de coupe et elles sont très peu connues. Cela implique que la pression spécifique de coupe la plus explorée est K_t , tandis que les pressions spécifiques de coupe K_r et K_z sont quant à elles moins bien déterminées.

Il convient de souligner que ces méthodes évoquées n'ont jamais été utilisées à notre connaissance sur le procédé de tréflage. Il est à noter également que parmi les coefficients correctifs, il y en a un qui n'est pas toujours pris en compte par les modèles décrits dans la littérature, malgré son importance notable, à savoir le coefficient prenant en compte le rayon d'arête.

II.3.3 Présentation de la mise en œuvre des nouvelles modélisations d'efforts de coupe intégrant la géométrie des outils à tréfler

La partie suivante sera focalisée sur la détermination et la quantification de l'influence des principaux paramètres géométriques de l'outil sur les efforts de coupe en tréflage de l'alliage Ti6Al4V. Dans ce but, en utilisant les résultats de la partie expérimentale précédente et les travaux de la littérature, de nouveaux modèles de pressions spécifiques de coupe, adaptés pour chaque force F_t , F_r et F_z , seront développés. Ces nouveaux modèles vont intégrer l'acuité d'arête et les principaux paramètres géométriques de l'outil.

Ici le matériau est fixé, mais la démarche présentée de notre méthodologie peut être appliquée à d'autres types de matériaux. Ce type de modélisation s'appuie sur un essai de référence avec un outil donné. A partir de là, des essais réalisés avec d'autres géométries de plaquettes et d'outils de tréflage sont utilisés pour trouver les coefficients de correction par rapport à l'essai de référence. Cette démarche s'inspire des coefficients correctifs employés dans la méthode de Kienzle [Kienzle, 1952] et présentée précédemment.

Pour connaître l'influence des paramètres géométriques des outils, il est nécessaire de faire varier ceux-ci, ce qui peut être complexe à réaliser, notamment dans le cas du fraisage. Afin d'obtenir le plus simplement possible plusieurs types de configurations d'outils (avec des variations des paramètres géométriques d'outils), l'idée est d'utiliser trois outils à tréfler distincts et deux types de plaquettes pour chaque outil avec des caractéristiques géométriques différentes. Cette démarche est totalement novatrice et peut permettre une caractérisation assez rapide **de l'effet** de la géométrie de l'outil sur les efforts de coupe.

Cette étude ne prend pas en compte l'influence de l'usure sur les efforts de coupe, car nous recherchons principalement à connaitre l'influence des paramètres géométriques des outils sur les efforts de coupe. L'intégration de l'usure pourra faire l'objet d'une extension future à cette étude.

24 essais réalisés avec toutes les plaquettes (ER, ETR, JL, JM, QOGT, QOMT), en faisant varier V_c de 50 m/min à 80 m/min (a_e et f_z fixés) ont montré que la vitesse de coupe n'a pas d'influence sur les efforts de coupe. Ce paramètre parfois intégré dans la modélisation des pressions spécifiques de coupe ne sera donc pas pris en compte dans les modélisations que nous allons proposer.

II.3.4 Pression spécifique de coupe K_t

Les sous-sections suivantes présentent respectivement la modélisation de K_t et l'influence des paramètres géométriques sur K_t et F_t en se basant sur le modèle identifié.

II.3.4.1 Pression spécifique K_t simulée

a) Modélisation :

Les conditions de coupe stables suivantes sont choisies pour définir un essai de référence : $V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.15 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$. L'outil de référence choisi est

l'outil TangPlunge avec sa plaquette ER, possédant un angle de coupe axial positif. Il est à noter que la méthode utilisée est indépendante du choix de l'outil de coupe.

On note K_{t0} la pression spécifique de coupe de référence pour l'outil TangPlunge – ER pour les conditions de coupe de référence V_{c0} , f_{z0} et a_{e0} ($V_{c0} = 60 \text{ m/min}$, $f_{z0} = 0.15 \text{ mm/dent}$, $a_{e0} = 3 \text{ mm}$). On note e_0 l'épaisseur de copeau utilisée dans cet essai de référence (à la position angulaire $\theta = 90^\circ$ où $w(\theta) = a_e$). Cette épaisseur dépend principalement de f_z , et de la géométrie de l'arête de coupe. Son calcul inclut donc la prise en compte de l'angle de direction d'arête k_r et le rayon de bec r_ε . On note γ_0 l'angle de coupe axial de référence, et $r_{\beta0}$ le rayon d'arête de la plaquette de référence (ER). La pression spécifique pour un autre outil, avec d'autres conditions de coupe et/ou une plaquette de géométrie différente, est modélisée avec l'application de corrections sur l'épaisseur de copeau, sur l'angle de coupe axial et sur le rayon d'arête. Ces trois paramètres sont ceux qui influent fortement sur K_t . L'équation de la nouvelle pression spécifique de coupe K_t en fonction de celle de référence K_{t0} est donnée par :

$$K_t = K_{t0} \cdot k_e \cdot k_\gamma \cdot k_{r_\beta} \quad (\text{II.8})$$

Avec

$$k_e = \left(\frac{e}{e_0} \right)^{c_e} \quad (\text{II.9})$$

$$k_\gamma = 1 - c_\gamma \cdot (\gamma - \gamma_0) \quad (\text{II.10})$$

$$k_{r_\beta} = 1 + c_{r_\beta} \cdot \left(\frac{r_\beta - r_{\beta0}}{r_{\beta0}} \right) \quad (\text{II.11})$$

Les angles sont exprimés en radian dans l'équation (II.10).

Les paramètres e , γ et r_β représentent respectivement la nouvelle épaisseur de copeau, le nouvel angle de coupe axial, et le nouveau rayon d'arête. Remarque : pour simplifier la notation, γ_p est noté γ dans ces équations.

[Wagner, 2011] a montré, pour l'usinage de l'alliage de titane Ti5553, que la nuance de la plaquette a une faible influence sur le niveau d'effort de coupe. Son influence sera plus marquée sur la durée de vie de la plaquette. La modélisation des pressions spécifiques de coupe proposée ne tient pas compte de l'usure de l'outil, ce paramètre n'est pas donc pris en compte dans les coefficients correctifs. Les tests effectués pour la validation du modèle (135 tests effectués sur l'ensemble des outils) ont validé cette hypothèse.

Chaque arête de coupe peut être définie par des paramètres géométriques. On note les longueurs d'arête L_i (qu'elles soient rectilignes ou circulaires), elles définissent en conséquence chaque partie de la section de copeau (Figure II.22 : exemple avec la géométrie de la plaquette JM). Le long de chaque longueur L_i , les épaisseurs de copeau e_i sont définies. L'épaisseur du copeau « e » est alors définie comme suit :

$$e = \frac{\sum(e_i \cdot L_i)}{\sum L_i} \quad (\text{II.12})$$

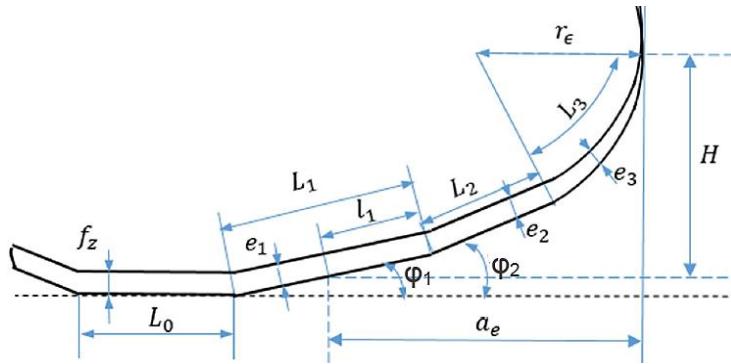


Figure II.22 : Géométrie de la section de copeau donnée par la plaquette JM à la position $\theta = 90^\circ$

Cette épaisseur de copeau (instantanée) est donc calculée en faisant une moyenne des épaisseurs du copeau sur l'ensemble de l'arête de coupe en prise avec la matière.

On définit « l_i » la longueur de l'arête engagée dans la coupe (définie par a_e) correspondant à une partie de la longueur d'arête L_i . On note $l_r = r_e \cdot (1 - \sin \varphi_2)$ la projection de la partie du rayon de bec sur l'horizontale. Les angles φ_1 et φ_2 sont reliés à kr . La plaquette JM possède deux valeurs de kr : $kr_1 = \varphi_1 + \frac{\pi}{2}$ et $kr_2 = \varphi_2 + \frac{\pi}{2}$. L'épaisseur de copeau au niveau du rayon de bec de la plaquette e_3 (Figure II.22) est calculée par :

$$e_3 = \frac{1}{\frac{\pi}{2} - \varphi_2} \cdot \int_{\varphi_2}^{\frac{\pi}{2}} f_z \cdot \cos(\varphi) \cdot d\varphi \quad (\text{II.13})$$

L'épaisseur de copeau dépend de la géométrie de la plaquette et de la valeur de a_e . Plusieurs cas existent suivant la valeur de a_e . Ci-après, trois cas sont détaillés pour déterminer l'épaisseur de copeau (a_e variant de 2 à 6 mm) pour la plaquette JM.

➤ Cas 1 : $l_r \leq a_e \leq L_2 \cdot \cos(\varphi_2) + l_r$

$$e = \frac{e_2 \cdot l_2 + e_3 \cdot L_3}{l_2 + L_3} \quad (\text{II.14})$$

Avec

$$\begin{cases} e_2 = f_z \cdot \cos(\varphi_2) \\ l_2 = \frac{a_e - l_r}{\cos(\varphi_2)} \\ e_3 = f_z \cdot \frac{1 - \sin \varphi_2}{\frac{\pi}{2} - \varphi_2} \\ l_3 = r_e \cdot \left(\frac{\pi}{2} - \varphi_2 \right) \end{cases} \quad (\text{II.15})$$

➤ Cas 2 : $l_r + L_2 \cdot \cos(\varphi_2) \leq a_e \leq l_r + L_2 \cdot \cos(\varphi_2) + L_1 \cdot \cos(\varphi_1)$

$$e = \frac{e_1 \cdot l_1 + e_2 \cdot L_2 + e_3 \cdot L_3}{l_1 + L_2 + L_3} \quad (\text{II.16})$$

Avec

$$\begin{cases} e_2 = f_z \cdot \cos(\varphi_1) \\ l_1 = \frac{a_e - L_2 \cdot \cos(\varphi_2) - l_r}{\cos(\varphi_1)} \end{cases} \quad (\text{II.17})$$

➤ Cas 3 : $a_e \geq l_r + L_2 \cdot \cos(\varphi_2) + L_1 \cdot \cos(\varphi_1)$

$$e = \frac{f_z \cdot l_0 + e_1 \cdot L_1 + e_2 \cdot L_2 + e_3 \cdot L_3}{l_0 + L_1 + L_2 + L_3} \quad (\text{II.18})$$

Avec

$$l_0 = a_e - (l_r + L_2 \cdot \cos(\varphi_2) + L_1 \cdot \cos(\varphi_1)) \quad (\text{II.19})$$

b) Détermination des coefficients du modèle :

D'après les équations (II.9), (II.10) et (II.11), les trois coefficients (c_e , c_y et c_{r_β}) sont à déterminer pour définir K_t . Le paramètre c_e est déterminé en premier, à partir de trois essais : l'essai de référence et deux essais supplémentaires. La valeur de a_e est prise égale à a_{e0} et l'avance par dent f_z varie. Les deux valeurs additionnelles de f_z sont choisies comme les valeurs maximales et minimale utilisées, on retient donc : 0.07, 0.15 et 0.3 mm. En représentant les résultats sous forme logarithmique, l'évolution de $\log(K_t)$ en fonction de $\log(f_z)$ s'apparente à une fonction affine (Figure II.23-a), ce qui permet de déterminer le coefficient c_e très simplement : $c_e = -0.37$.

En réitérant ce raisonnement pour tous les outils (Figure II.23-b), on constate que la fonction affine est systématiquement retrouvée et que les droites sont quasiment parallèles. En appliquant des régressions linéaires sur toutes les courbes expérimentales, un coefficient moyen de -0.369 est obtenu, qui est une valeur proche de celle obtenue avec la plaquette ER.

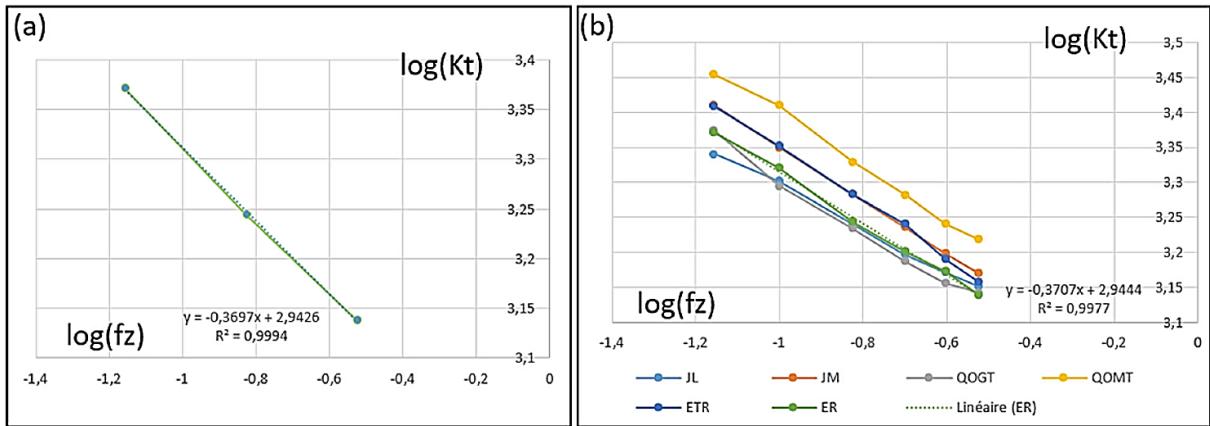


Figure II.23 : $\log(K_t)$ en fonction de $\log(f_z)$

Pour déterminer les deux coefficients restants (c_γ et c_{r_β}), sept tests sont nécessaires. La méthode des moindres carrés est appliquée à l'aide de l'équation (II.8) définissant K_t (équation (II.20)). Le nombre de tests est choisi dans le but d'obtenir des modèles prédictifs des pressions spécifiques de coupe avec une erreur acceptable. Les 7 tests expérimentaux sont les suivants :

- 2 tests avec la plaque ETR : V_{c0} , a_{e0} , f_{z0} et $f_{z\ max}$
- 2 tests avec la plaque JM : V_{c0} , a_{e0} , f_{z0} et $f_{z\ max}$
- 1 test avec la plaque JL : V_{c0} , a_{e0} , f_{z0}
- 1 test avec la plaque QOMT : V_{c0} , a_{e0} , f_{z0}
- 1 test avec la plaque QOGT : V_{c0} , a_{e0} , f_{z0}

$$\sum \left(\frac{K_t}{K_{t0} \cdot \left(\frac{e}{e_0} \right)^{c_e}} - k_\gamma \cdot k_{r_\beta} \right)^2 \quad (\text{II.20})$$

Avec

$$\begin{cases} k_\gamma = 1 - c_\gamma \cdot (\gamma - \gamma_0) \\ k_{r_\beta} = 1 + c_{r_\beta} \cdot \left(\frac{r_\beta - r_{\beta0}}{r_{\beta0}} \right) \end{cases} \quad (\text{II.21})$$

Les valeurs de K_t dans l'équation (II.20) sont issues des mesures des 7 essais expérimentaux décrits ci-dessus. La résolution par les moindres carrés donne les valeurs des coefficients suivants : $c_\gamma = 0.222$ et $c_{r_\beta} = 0.1409$.

II.3.4.2 Influence des paramètres à l'issue du modèle

L'influence de chaque paramètre géométrique de l'outil sur la pression spécifique de coupe, et par conséquence sur la force tangentielle F_t , peut être déterminée à partir de l'équation de K_t (équation (II.8)) et des fonctions correctives k_e , k_γ et k_{r_β} .

Pour déterminer l'influence de l'angle de coupe axial, une plaquette avec un angle de coupe axial différent de celui de la plaquette ER ($\gamma_{ER} = \gamma_0 = 10^\circ$) est considérée. Dans le cas actuel, toutes les plaquettes ont des angles différents. La plaquette QOGT peut être choisie ($\gamma_{QOGT} = 25^\circ$). En utilisant ces valeurs dans l'équation (II.10) et le coefficient c_γ calculé précédemment : $k_\gamma = 1 - c_\gamma \cdot (\gamma - \gamma_0) = 0.9418$. On peut voir qu'un angle de coupe plus grand que celui de la plaquette de référence, réduit le niveau de K_t , et ainsi le niveau de l'effort F_t . La différence de 15° entre ces deux outils conduit à une réduction de 5.81% de K_t . On peut déduire donc que la réduction de l'angle de coupe axial de 1° donne une augmentation de F_t de l'ordre de 0.39%.

Concernant l'influence du rayon d'arête, elle peut être déterminée en utilisant une plaquette avec un rayon d'arête différent de celui de la plaquette ER ($r_{\beta ER} = r_{\beta 0} = 26 \mu m$). La plaquette QOMT peut être considérée ($r_{\beta QOMT} = 59 \mu m$). En utilisant l'équation (II.11) et le coefficient c_{r_β} déterminé auparavant, on trouve : $k_{r_\beta} = 1 + c_{r_\beta} \cdot \left(\frac{r_\beta - r_{\beta 0}}{r_{\beta 0}} \right) = 1.179$. Ceci indique que la différence de $33 \mu m$ donne une augmentation de 17.9% de K_t (donc de F_t). Ainsi, on peut dire qu'une augmentation de r_β de $1 \mu m$ induit une augmentation de F_t de l'ordre de 0.54%.

On peut remarquer que l'influence du rayon d'arête est un peu plus importante que celle de l'angle de coupe axial.

II.3.5 Pression spécifique de coupe K_z

Les sous-sections suivantes présentent respectivement la modélisation de la pression spécifique de coupe axiale K_z et l'influence des paramètres géométriques sur K_z et F_z en se basant sur le modèle identifié.

II.3.5.1 Pression spécifique K_z simulée

a) Modélisation

L'outil TangPlunge – ER est toujours considéré comme l'outil de référence. On note K_{z0} la pression spécifique de coupe axiale de référence de la plaquette ER pour les conditions de coupe de référence notées V_{c0} , f_{z0} et a_{e0} . L'approche sera similaire à celle définie dans la modélisation de K_t . La pression spécifique de coupe K_z sera exprimée en fonction de K_{z0} et de trois coefficients correctifs. Ces coefficients représentent l'influence de l'épaisseur du copeau, de l'angle de coupe axial et du rayon d'arête. Contrairement à la modélisation de K_t , celle de K_z tiendra compte du signe de l'angle de coupe axial.

Il sera démontré qu'un angle de coupe axial négatif engendre un impact plus important sur l'effort F_z par rapport à un angle positif. Il est donc nécessaire de dissocier les valeurs des coefficients associés à l'angle de coupe axial selon le signe de ce dernier. Ceci conduit à la détermination de 4 coefficients : le coefficient correspondant à l'épaisseur de copeau c_e , le coefficient de l'angle de coupe axial négatif c_{γ_1} , le coefficient de l'angle de coupe axial positif c_{γ_2} , et le coefficient lié au rayon d'arête c_{r_β} . Le modèle proposée pour le coefficient correctif k_γ est un modèle linéaire par morceaux.

Il est à remarquer que la modélisation de k_γ sous la forme $(1 - (\gamma - \gamma_0))^{c_\gamma}$ donne une représentation moins précise de la réalité par rapport au modèle linéaire par morceaux. Des erreurs plus importantes sont constatées en comparant les valeurs expérimentales et les valeurs simulées de K_z . Des erreurs importantes sont rencontrées lorsque l'angle de coupe axial prend une valeur significative en valeur absolue. Cette tendance peut être constatée en représentant le modèle linéaire par segments et le modèle exponentiel (Figure II.24). On peut constater que les écarts entre les deux modèles augmentent considérablement à partir de 15° en valeur absolue.

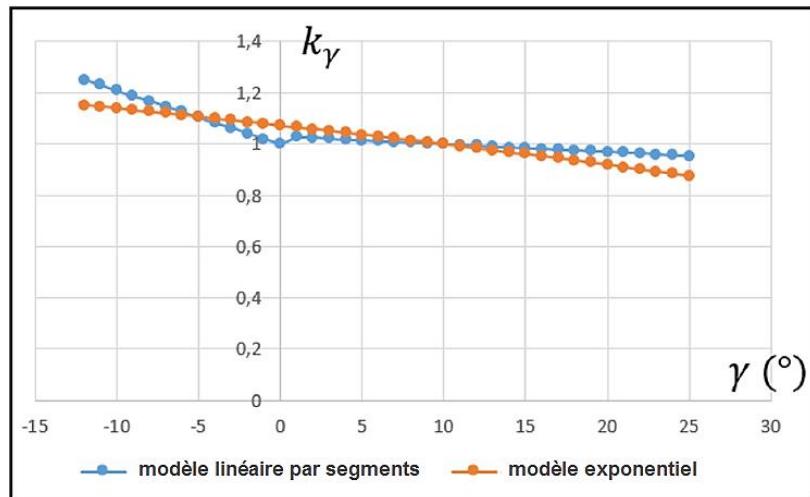


Figure II.24 : Modélisation de k_γ : comparaison entre le modèle linéaire par segments et le modèle exponentiel

Le modèle de la pression spécifique de coupe K_z est donné par :

$$K_z = K_{z0} \cdot k_e \cdot k_\gamma \cdot k_{r_\beta} \quad (\text{II.22})$$

Avec

$$k_e = \left(\frac{e}{e_0} \right)^{c_e} \quad (\text{II.23})$$

$$\begin{cases} k_\gamma = 1 - c_{\gamma_1} \cdot \gamma & \text{si } \gamma < 0 \\ k_\gamma = 1 - c_{\gamma_2} \cdot (\gamma - \gamma_0) & \text{si } \gamma > 0 \end{cases} \quad (\text{II.24})$$

$$k_{r_\beta} = 1 + c_{r_\beta} \cdot \left(\frac{r_\beta - r_{\beta 0}}{r_{\beta 0}} \right) \quad (\text{II.25})$$

Les angles sont exprimés en radian dans l'équation (II.24).

Les paramètres e , γ et r_β représentent respectivement la nouvelle épaisseur de copeau, le nouvel angle de coupe axial, et le nouveau rayon d'arête.

b) Détermination des coefficients du modèle

Le paramètre c_e est déterminé en premier à partir des trois essais qui ont servi à déterminer le coefficient c_e pour K_t . Les courbes de $\log(K_z)$ en fonction de $\log(f_z)$ sont quasi-linéaires (Figure II.25).

Les trois coefficients restants sont déterminés à partir des 7 essais expérimentaux déjà effectués pour déterminer K_t . La somme des carrés des 7 équations (définie à partir de l'équation (II.22)) est minimisée pour déterminer $c_{\gamma 1}$, $c_{\gamma 2}$ et c_{r_β} . La résolution donne les valeurs suivantes : le coefficient correspond à l'épaisseur de copeau est égal à $c_e = -0.839$, le coefficient de l'angle de coupe axial négatif est $c_{\gamma 1} = 1.205$, le coefficient de l'angle de coupe axial positif est $c_{\gamma 2} = 0.175$, le coefficient correspondant au rayon d'arête est $c_{r_\beta} = 1.077$.

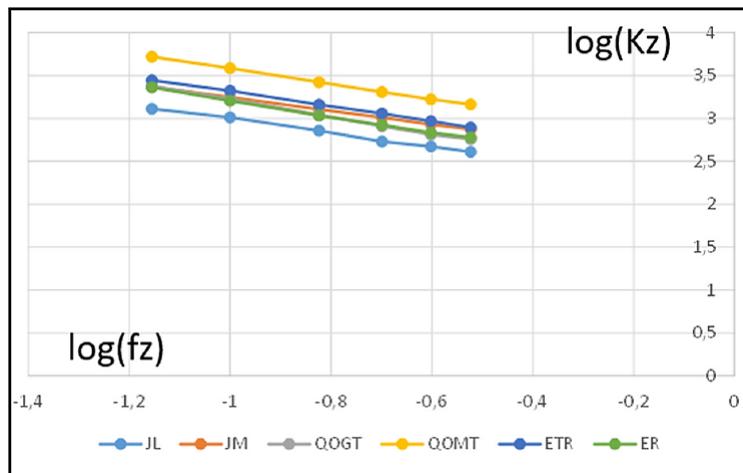


Figure II.25 : $\log(K_z)$ en fonction de $\log(f_z)$

II.3.5.2 Influence des paramètres issue de la modélisation

L'équation de K_z (II.22) et les fonctions correctives k_e , k_γ et k_{r_β} (Equations (II.23), (II.24) et (II.25)) sont utilisées pour quantifier l'influence de chaque paramètre géométrique de l'outil.

Pour déterminer l'influence d'angle de coupe axial positif, la plaquette QOMT est choisie ($\gamma_{QOMT} = 1^\circ$). Le coefficient de l'angle de coupe calculé est $k_\gamma = 1 - c_{\gamma 2} \cdot$

$(\gamma_{QOMT} - \gamma_0) = 1.027$. La différence de 9° induit alors une augmentation de K_z de 2.74%. Donc, une réduction de l'angle de coupe axial positif de 1° donne une augmentation de la force F_z de 0.3%.

L'influence de l'angle de coupe axial négatif est étudiée en considérant la plaquette JM ($\gamma_{JM} = -12^\circ$). Le calcul fait avec l'utilisation de cette valeur dans l'équation (II.24) et le coefficient $c_{\gamma 1}$ déterminé précédemment, donne une valeur de $k_\gamma = 1 - c_{\gamma 1} \cdot \gamma = 1.252$. Ceci implique que la différence de 12° par rapport à un angle égal à 0° , induit une augmentation de K_z de 25.23%. Donc, on peut dire qu'une augmentation de l'angle de coupe axial négatif en valeur absolue de 1° engendre une augmentation de l'effort axial F_z de 2.1%.

Concernant la détermination de l'influence du rayon d'arête, la plaquette QOMT est choisie ($r_{\beta QOMT} = 59 \mu m$). Le calcul du coefficient donne $k_{r_\beta} = 1 + c_{r_\beta} \cdot \left(\frac{r_\beta - r_{\beta 0}}{r_{\beta 0}} \right) = 2.367$, ce qui indique une augmentation de K_z (et donc de F_z) de 136.7% pour une différence en rayon d'arête de $33 \mu m$. Ainsi, on peut dire qu'une augmentation de r_β de $1 \mu m$ induit une augmentation de la force axial F_z de l'ordre de 4.14%.

On constate que le rayon d'arête et l'angle de coupe axial négatif ont un impact très important sur l'effort axial. Plus ces paramètres vont être élevés, plus la force F_z sera importante. En revanche, l'angle de coupe axial positif a une faible influence sur l'effort axial.

II.3.6 Pression spécifique de coupe K_r

Les sous-sections suivantes présentent respectivement une modélisation de la pression spécifique de coupe radiale K_r et l'influence des paramètres géométriques sur K_r et F_r avec le modèle proposé.

II.3.6.1 Pression spécifique K_r simulée

a) Modélisation

Lorsque l'angle de direction d'arête kr est inférieur à 90° , il y a une compensation partielle des forces radiales entre l'extérieur et l'intérieur de la plaquette (Figure II.20). Pour les plaquettes QOGT et QOMT de l'outil AQX, l'angle orientant l'intérieur de la plaquette par rapport à l'horizontale est de 4° seulement ce qui limite cet effet de compensation.

La Figure II.26 illustre quelle influence l'angle de direction d'arête kr et le rayon de bec r_e peuvent avoir pour une plaquette possédant un angle kr supérieur à 90° . Plus ces paramètres augmentent, plus l'effort radial augmente.

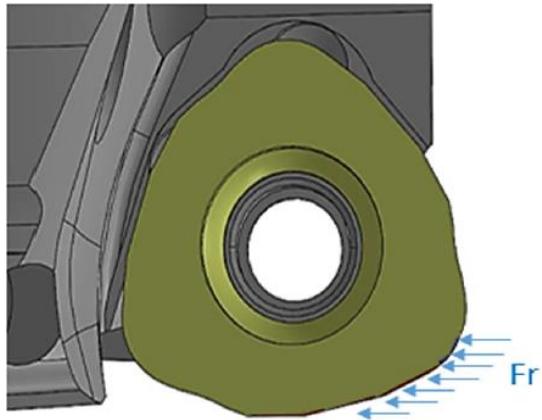


Figure II.26 : Représentation de l'effort de coupe F_r sur différentes zones de l'arête de coupe

L'angle de coupe radial γ_f aura aussi une forte influence sur l'effort radial F_r et sur K_r . Plus l'angle γ_f est important, plus la plaquette est soumise à des forces radiales. Cet effet est encore amplifié lorsque la valeur de l'engagement a_e augmente.

Pour modéliser K_r , l'outil TangPlunge avec sa plaquette ER est encore considéré comme l'outil de référence. On note K_{r0} la pression spécifique de coupe de référence pour la plaquette ER pour les conditions de référence V_{c0} , f_{z0} et a_{e0} .

L'effort radial F_r est exprimé comme suit :

$$F_r = K_1 \cdot S + K_2 \cdot H \quad (\text{II.26})$$

Où S est la section du copeau et H est la hauteur sur laquelle s'applique l'effort radial (H correspond à la longueur de l'arête de coupe projetée sur l'axe vertical). Physiquement, le terme K_1 correspond à une force répartie sur l'aire de coupe, et le terme K_2 correspond à une force linéaire. Le paramètre de hauteur H (Figure II.22) est une fonction de kr et r_β . Par exemple pour l'outil AJX avec la plaquette JL, H est calculé en considérant la longueur d'arête l (en relation avec la valeur de a_e) sur laquelle l'angle $\varphi = kr - \frac{\pi}{2}$ et le rayon de bec r_ε sont appliqués. La hauteur associée à la plaquette JL est égale à : $H_{JL} = l \cdot \sin(\varphi) + r_\varepsilon \cdot \cos(\varphi)$.

Pour la plaquette JM qui a deux valeurs de kr , il faut, comme expliqué lors du calcul de l'épaisseur du copeau, distinguer plusieurs cas suivant la valeur de a_e . La hauteur associée à plaquette JM est ainsi définie par :

➤ Cas 1 : $l_r \leq a_e \leq L_2 \cdot \cos(\varphi_2) + l_r$

$$H = l_2 \cdot \sin \varphi_2 + r_\varepsilon \cdot \cos(\varphi_2) \quad (\text{II.27})$$

Avec

$$\begin{cases} l_2 = \frac{a_e - l_r}{\cos(\varphi_2)} \\ l_r = r_\varepsilon \cdot (1 - \sin \varphi_2) \end{cases} \quad (\text{II.28})$$

➤ Cas 2 : $l_r + L_2 \cdot \cos(\varphi_2) \leq a_e \leq l_r + L_2 \cdot \cos(\varphi_2) + L_1 \cdot \cos(\varphi_1)$

$$H = l_1 \cdot \sin \varphi_1 + L_2 \cdot \sin \varphi_2 + r_\varepsilon \cdot \cos(\varphi_2) \quad (\text{II.29})$$

Avec

$$l_1 = \frac{a_e - L_2 \cdot \cos(\varphi_2) - l_r}{\cos(\varphi_1)} \quad (\text{II.30})$$

➤ Cas 3 : $a_e > l_r + L_2 \cdot \cos(\varphi_2) + L_1 \cdot \cos(\varphi_1)$

$$H = L_1 \cdot \sin \varphi_1 + L_2 \cdot \sin \varphi_2 + r_\varepsilon \cdot \cos(\varphi_2) \quad (\text{II.31})$$

Pour l'outil AQX (Figure II.27), la hauteur est calculée comme suit :

$$H = H_{ext} - H_{int} \quad (\text{II.32})$$

Avec

$$\begin{cases} H_{ext} = r_\varepsilon + f_z \\ H_{int} = l_1 \cdot \sin \varphi_1 + r_\varepsilon \cdot (1 - \cos(\varphi_1)) \\ l_1 = \frac{a_e - r_\varepsilon \cdot (1 + \sin \varphi_1)}{\cos(\varphi_1)} \end{cases} \quad (\text{II.33})$$

Il y a une compensation des forces radiales exprimée par la différence entre la hauteur de l'arête de coupe latérale extérieure et la hauteur de l'arête de coupe intérieure. Il est à noter que dans la formule de H_{ext} (Equation (II.33)), la hauteur additionnée f_z au rayon de bec r_ε est due au retour élastique du titane qui se produit à chaque tour de fraise (l'arête latérale de l'outil étant pour cet outil verticale).

A partir de l'équation (II.26), la pression spécifique de coupe K_r peut donc être exprimée par :

$$K_r = K_1 + K_2 \cdot \frac{H}{S} \quad (\text{II.34})$$

La pression spécifique de coupe est donnée par :

$$K_r = K_{r0} \cdot k_e \cdot k_\gamma \cdot k_{r_f} \cdot k_{\gamma_f} + k_H \quad (\text{II.35})$$

Avec

$$k_e = \left(\frac{e}{e_0} \right)^{c_e} \quad (\text{II.36})$$

$$\begin{cases} k_\gamma = 1 - c_{\gamma 1} \cdot \gamma & \text{si } \gamma < 0 \\ k_\gamma = 1 - c_{\gamma 2} \cdot (\gamma - \gamma_0) & \text{si } \gamma > 0 \end{cases} \quad (\text{II.37})$$

$$k_{r_\beta} = 1 + c_{r_\beta} \cdot \left(\frac{r_\beta - r_{\beta 0}}{r_{\beta 0}} \right) \quad (\text{II.38})$$

$$k_{\gamma_f} = 1 + c_{\gamma_f} \cdot (\gamma_f - \gamma_{f0}) \quad (\text{II.39})$$

$$k_H = \frac{c_H}{S} \cdot (H - H_0) \quad (\text{II.40})$$

Où H_0 correspond au paramètre de hauteur relatif à la plaquette ER de référence. En effet, pour cette plaquette, kr est égal à 90° , ce qui donne que la hauteur est égale au rayon de bec : $H_0 = r_{\varepsilon 0}$. Les angles sont exprimés en radian dans les équations (II.37) et (II.39).

Les paramètres e , γ , r_β , γ_f , H et S représentent respectivement la nouvelle épaisseur de copeau, le nouvel angle de coupe axial, le nouveau rayon d'arête, le nouvel angle de coupe radial, la nouvelle hauteur et la nouvelle section de copeau.

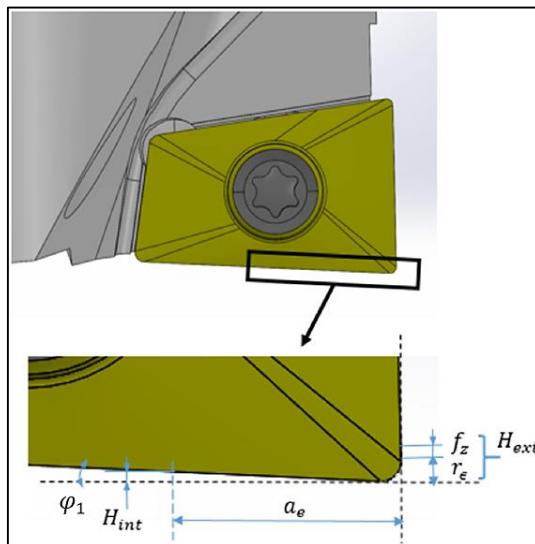


Figure II.27 : Paramètres géométriques pour le calcul de la hauteur H pour l'outil AQX

b) Détermination des coefficients du modèle

Le paramètre c_e de K_r est d'abord déterminé à partir des trois essais utilisés dans la détermination des coefficients c_e pour K_t et K_z . Les courbes de $\log(K_r)$ en fonction de $\log(f_z)$ sont quasi-linéaires. Les coefficients $c_{\gamma 1}$, $c_{\gamma 2}$, c_{r_β} , c_{γ_f} et c_H sont déterminés à partir des 7 essais expérimentaux déjà réalisés pour déterminer K_t et K_z , en minimisant la somme des carrés de ces 7 équations de K_r . La résolution donne les valeurs suivantes : le coefficient correspond à l'épaisseur de copeau est égal à $c_e = -0.391$, le coefficient de l'angle de coupe axial négatif est $c_{\gamma 1} = 2.715$, le coefficient de l'angle de coupe axial positif est $c_{\gamma 2} = 0.436$, le coefficient correspondant au rayon d'arête est $c_{r_\beta} = 0.122$, le coefficient de l'angle de coupe radial est $c_{\gamma_f} = 1.153$, le coefficient correspondant au paramètre de hauteur est $c_H = 69.826$.

Ce modèle est valide à la condition que a_e soit égal à a_{e0} . En effet, contrairement aux pressions spécifiques K_t et K_z , K_r dépend du paramètre de coupe a_e . Ainsi, afin de bien modéliser l'effort F_r par le biais de K_r , pour que ce modèle soit valide quelles que soient les conditions de coupe choisies, un dernier coefficient noté c_{a_e} doit être intégré. Pour déterminer ce coefficient, l'essai de référence avec a_{e0} et la valeur maximale de a_e sont choisis (avec V_{c0} et f_{z0}). Ces deux points sont suffisants puisque la variation est quasi-linéaire quand plusieurs valeurs de a_e sont considérées. La régression linéaire associée à l'ensemble des points signifie qu'un seul essai supplémentaire est requis avec un a_e différent de a_{e0} .

A partir de la régression linéaire (Tableau II.5), les coefficients correctifs (Tableau II.6) peuvent être déduits en calculant les pourcentages de K_r simulée en relation avec celle de référence (définie pour $a_{e0} = 3 \text{ mm}$). Les valeurs simulées de K_r , sans prise en compte de la correction liée à a_e , sont ensuite multipliée par les coefficients correctifs. Le tableau présenté montre les erreurs en pourcentages entre la pression spécifique K_r expérimentale ($K_{r \exp}$) et les valeurs de K_r simulées avant et après la correction.

a_e (mm)	K_r avec régression linéaire (MPa)	% Erreur
2	868.086	108.11
3	802.93	100
4	737.77	91.89
5	672.62	83.77
6	607.46	75.66

Tableau II.5 : Régression linéaire de K_r

Un exemple est mené pour la plaquette ETR qui possède un angle de coupe radial important ($\gamma_f = -13.5^\circ$). 17 tests, dans lesquels f_z et a_e varient, ont permis la validation de l'approche de la correction. Pour $a_e = 6 \text{ mm}$, avant la correction, le pourcentage d'erreur entre les valeurs de K_r expérimentale et K_r simulée dépasse 35%. Par contre, après la correction, le pourcentage d'erreur est inférieur à 11 %.

f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_{r \exp}$ (MPa)	K_r sim sans correction (MPa)	% erreur K_r sans correction	Coefficient de correction	K_r sim avec correction (MPa)	% erreur K_r avec correction
0.2	2	872.67	742.11	14,96%	1.08	802.29	8,06%
0.4	2	682.06	565.93	17,03%	1.08	611.83	10,30%
0.07	3	1071.95	1086.31	-1,34%	1	1086.31	-1,34%
0.1	3	957.56	944.9	1,32%	1	944.9	1,32%

0.15	3	802.93	806.37	-0,43%	1	806.37	-0,43%
0.2	3	765.73	720.58	5,90%	1	720.58	5,90%
0.25	3	666.22	660.38	0,88%	1	660.38	0,88%
0.3	3	592.75	614.94	-3,74%	1	614.94	-3,74%
0.15	4	718.55	793.89	-10,49%	0.92	729.51	-1,53%
0.2	4	654.5	709.43	-8,39%	0.92	651.9	0,40%
0.25	4	540.22	650.16	-20,35%	0.92	597.43	-10,59%
0.1	5	757.04	921.33	-21,70%	0.84	771.16	-1,87%
0.15	5	621.52	786.26	-26,51%	0.84	658.1	-5,89%
0.2	5	569.32	702.61	-23,41%	0.84	588.08	-3,30%
0.07	6	783.7	1061.94	-35,50%	0.76	802.83	-2,44%
0.1	6	677.93	923.71	-36,25%	0.76	698.32	-3,01%
0.15	6	607.46	788.28	-29,77%	0.76	595.94	1,90%

Tableau II.6 : K_r simulée sans correction et avec correction pour l'outil TangPlunge – ETR

II.3.6.2 Influence quantifiée des paramètres sur K_r issue de la modélisation

L'augmentation en valeur absolue de l'angle γ_f de 1° engendre une augmentation de l'effort radial F_r de 2.7% pour a_{e0} . Si le rayon d'arête augmente d'une valeur de 1 μm , F_r augmente de 0.5%. Concernant l'angle de coupe axial négatif, une augmentation de 1° en valeur absolue induit une augmentation de la force de 4.7%. Une réduction de l'angle de coupe axial positif de 1° conduit à une augmentation de F_r de 0.77%. Concernant la hauteur H , si elle augmente de 1 mm, la pression spécifique de coupe K_r augmente de 154 MPa. Si on considère la plaquette JM qui possède H le plus élevé avec les conditions de coupe de référence (V_{c0}, a_{e0}, f_{z0}), la pression spécifique de coupe K_r sera égale à 1126.7 MPa. En relation avec cette valeur, l'effet de H_{JM} (273.3 MPa) représente 21%. On peut constater donc que plus H est important, plus la pression spécifique de coupe K_r sera importante, et par conséquence l'effort radial F_r . Ce paramètre doit être limité si on envisage de réduire les vibrations durant la coupe.

II.3.7 Validation des modèles proposés :

Les modèles proposés vont être vérifiés au travers d'une campagne expérimentale d'essais sur les trois outils qui ont permis la calibration. Un quatrième outil sera ensuite utilisé pour vérifier les modèles proposés en les appliquant à une autre géométrie d'outil.

II.3.7.1 Vérification des modèles de K_t , K_z et K_r

Afin de vérifier la pertinence des modèles proposés, une campagne expérimentale de 100 tests a été menée, en variant les conditions de coupe sur un domaine très large pour les outils testés avec leurs deux types de plaquettes. Pour ces tests, la vitesse de coupe a été fixée à la valeur de référence $V_{c0} = 60 \text{ m/min}$ (en effet, il a été démontré que sur l'intervalle étudié de 50 à 80 m/min, avec lubrification, l'effet de V_c sur les forces de coupe était négligeable). Les tableaux de l'annexe B indiquent les pressions spécifiques de coupe expérimentales (notées $K_{i \ exp}$), les valeurs simulées par les modèles adoptés (notées $K_{i \ sim}$), et les erreurs en % pour les valeurs simulées. Les erreurs simulées sont données par l'équation générale suivante :

$$\text{erreur } K_i = \frac{K_{i \ exp} - K_{i \ sim}}{K_{i \ exp}} \cdot 100 \quad (\text{II.41})$$

Avec $i = \{t, r, z\}$. Pour les six plaquettes testées (ER, ETR, JL, JM, QOGT et QOMT), le Tableau II.6 et le Tableau II.7 résume les résultats montrant les valeurs maximales d'erreur pour chaque pression spécifique de coupe modélisée.

	Erreurs maximales (%)		
Fraise / Plaque	K_t	K_z	K_r
TangPlunge / ER	6	12	13.5
TangPlunge / ETR	5	12	10.5
AJX / JL	8	10	13.5
AJX / JM	8	11	13
AQX / QOGT	9	10	12.5
AQX / QOMT	6	12	9
Coromill 210 / PM	7	12	13

Tableau II.7 : Valeurs maximales d'erreurs des pressions spécifiques de coupe simulées pour chaque outil / plaque

II.3.7.2 Vérification des modèles de K_t , K_z et K_r avec le nouvel outil de coupe

Les modèles des pressions spécifiques de coupe ont été basés sur 11 essais expérimentaux à partir des trois outils AQX, AJX et TangPlunge avec leurs deux types de plaquettes. Pour vérifier que ces modèles sont applicables à d'autres outils à tréfler que ceux testés, la fraise à surfacer et à tréfler grande avance Coromill 210 de Sandvik avec sa plaque PM a été utilisée. Les résultats sont montrés dans l'annexe B : La modélisation de la pression spécifique K_t est validée avec un pourcentage d'erreur maximal ne dépassant pas 7% sur l'ensemble des essais réalisés avec la plaque PM, soit un total de 17 essais. La modélisation de K_z a donné une erreur maximale de 12%. L'erreur maximale obtenue sur l'ensemble des

essais pour K_r , est de 13%. Ces résultats valident la démarche et confirment que les modèles proposés peuvent prévoir avec une bonne précision les trois efforts de coupe.

Remarques :

La modélisation de K_z est un peu moins précise que celle de K_t . Ceci peut être expliqué par la grande influence du rayon d'arête sur K_z . En effet, le rayon d'arête r_β considéré est mesuré après la première plongée de l'outil dans la matière. Cette valeur mesurée (avec le système optique 3D Alicona) est une valeur moyenne sur l'arête de coupe, et elle est considérée la même pour n'importe quelle valeur de a_e . Cependant, en fonction de la valeur de a_e , la valeur moyenne de r_β peut varier de quelques micromètres. Etant donné que l'erreur maximale trouvée est de 12%, un ajustement de la valeur de r_β pour chaque a_e n'a pas été nécessaire.

La modélisation de K_r est la moins précise parmi les trois. Une explication possible de ce résultat réside dans les courbes expérimentales de F_r qui sont plus perturbées que celles de F_t et F_z . La force radiale n'est pas centrée sur le domaine angulaire $[-\theta_e, \pi + \theta_e]$ (Figure II.11). Il est à noter aussi que sa modélisation inclut un nombre plus conséquents de paramètres géométriques influents, ce qui induit un peu moins de précision sur sa modélisation.

II.3.7.3 Conclusion sur l'influence des paramètres géométriques

L'effort tangentiel dépend fortement du rayon d'arête r_β et de l'angle de coupe axial γ_p . En effet, une augmentation de r_β de 1 µm induit une augmentation de F_t de 0.54%, et une réduction de l'angle de coupe axial de 1° donne une augmentation de F_t de 0.39%.

L'effet du rayon d'arête sur l'effort axial est très important étant donné qu'une augmentation de r_β de 1 µm induit une augmentation de F_z de l'ordre de 4.14%. Un angle de coupe axial négatif est également très influent sur l'effort axial qui augmente de 2.1% lorsque l'angle γ_p négatif augmente en valeur absolue de 1°.

L'effort radial F_r est fortement influencé par plusieurs paramètres : l'angle de coupe radial γ_f , un angle de coupe axial γ_p négatif, et le paramètre de hauteur H qui dépend de l'angle de direction d'arête kr et du rayon de bec r_ε . Une augmentation de 1° en valeur absolue de γ_p négatif induit une augmentation de la force de 4.7%. L'augmentation en valeur absolue de l'angle γ_f de 1° engendre une augmentation de l'effort radial F_r de 2.7%. Enfin, l'angle de direction d'arête kr et le rayon de bec r_ε influent également fortement sur l'effort radial au travers du paramètre de hauteur H . Ils peuvent représenter une part importante de l'effort radial total. Nous avons vu qu'ils pouvaient représenter plus de 20% de la pression spécifique de coupe radiale K_r de l'outil AJX avec la plaquette JM.

Ces quantifications des effets de la variation de la géométrie de l'outil sont fiables avec une précision qui dépend de la précision des modélisations des pressions spécifiques de coupe proposées. Les quantifications trouvées ici sont donc valides avec un écart possible de 9 à 13.5% suivant la modélisation de K_t , K_z ou K_r , correspondant à l'erreur maximale de modélisation déterminée sur l'ensemble des essais.

La connaissance des influences de la géométrie de l'outil sur les efforts de coupe permet alors de choisir l'outil à tréfler le mieux adapté pour un cas d'application donné (suivant que l'on recherche par exemple à limiter l'effort radial par rapport à des contraintes vibratoires, ou limiter l'influence de l'effort axial à un certain niveau maximal). De plus le suivi des niveaux d'efforts peut permettre de mieux comprendre l'évolution au cours du temps de la géométrie de l'outil. Cette étude sur une modélisation des efforts nous permet également de connaître selon les caractéristiques géométriques des outils et les conditions opératoires les niveaux d'effort auxquels ils vont être soumis. Cette modélisation nous permet donc de choisir la géométrie de l'outil la mieux adaptée aux conditions opératoires utilisées.

II.4 Analyse de l'usure

Des essais d'usure ont été menés pour évaluer les conditions de coupe permettant d'assurer un débit copeaux élevé avec une tenue suffisante des plaquettes dans le temps. Les deux paramètres de coupe ciblés sont l'avance par dent et le décalage radial. La vitesse de coupe a été fixée à une valeur assez haute et couramment utilisée pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V, à savoir 60 m/min.

Dans cette partie nous répondrons aussi à une interrogation : est-t-il possible de faire remonter l'outil en contact avec la paroi de la pièce, en vitesse rapide ? Cette connaissance sera importante lorsque nous traiterons la partie sur l'optimisation des stratégies en tréflage et les trajectoires outils associées.

II.4.1 Choix des outils et de la campagne d'essais

Lors des essais élémentaires de tréflage, nous avons remarqué que les plaquettes de l'outil AQX (QOGT et QOMT) sont beaucoup moins robustes par rapport aux plaquettes des autres outils : la plaque QOGT possède un rayon de bec très petit ($r_\varepsilon = 0.4 \text{ mm}$) qui rend la plaque localement fragile. La plaque QOMT a un r_ε relativement faible ($r_\varepsilon = 0.8 \text{ mm}$) et un rayon d'arête très important ($r_\beta = 59 \mu\text{m}$), ce qui implique que la plaque n'est pas assez résistante localement et encaisse des efforts de coupe (F_t et surtout F_z) plus élevés. Par conséquence, l'outil AQX subit une usure très rapide après un nombre faible de plongées à faible profondeur avec des conditions de coupe élevées. Nous ne retiendrons pas cet outil.

Par ailleurs, pour s'affranchir de comportements vibratoires différents entre outils pouvant influencer les phénomènes d'usure, nous avons décidé de ne garder pour cette étude que les outils ayant une rigidité similaire : l'outil COROMILL 210 de Sandvik présente une faible rigidité par rapport aux autres outils à cause de son diamètre de queue relativement plus petit (25 mm) et de sa longueur importante. Nous ne retiendrons pas cet outil.

L'usure de l'outil AJX est étudiée avec l'utilisation de la plaque JL principalement dans les essais puisqu'elle permet de générer moins d'efforts de coupe par rapport à la plaque JM. D'autre part, l'outil TANGPLUNGE est intégré dans l'étude, avec le choix de travailler

avec la plaquette ER car celle-ci donne des niveaux d'efforts de coupe plus bas aussi que ceux de la plaquette ETR. Les caractéristiques des outils étudiés sont rappelées dans le Tableau II.8.

	JL	ER
r_ϵ (mm)	2,3	1
r_β (μm)	17	26
kr °	103	90
γ_p °	12	10
γ_f °	-6	-13.5

Tableau II.8 : Caractéristiques des outils AJX – JL et TANGPLUNGE – ER

Les essais d'usure sont menés avec une seule dent montée sur le porte-plaquette, et réalisés sur les mêmes blocs de matière en TA6V (dimensions : $150 \times 100 \times 65$ mm), en configuration de rainurage pleine matière (Figure II.12). La profondeur d'usinage est de 50 mm. Cette configuration permet de s'affranchir d'un phénomène d'usure accélérée due à des vibrations trop importantes au niveau de l'outil : la hauteur d'usinage est légèrement inférieure à deux fois le diamètre de l'outil. Afin de ne pas avoir d'augmentation des efforts en fond de poche, différentes stratégies ont été adoptées en particulier celle qui consiste entre deux plongées consécutives à plonger moins profondément (très légèrement). En effet, le retour élastique ou la géométrie d'outils avec un angle d'attaque supérieure à 90° peuvent créer des efforts supplémentaires pouvant nuire à la campagne d'essais menée pour quantifier la durée de vie des outils. Ce phénomène en fond de poche est décrit en détail dans le chapitre 3.

II.4.2 Identification des modes de dégradation

Les modes d'usure identifiés dans ce paragraphe ont été également trouvés dans l'étude de [Wagner, 2011] menée sur l'alliage de titane Ti5553 et celle de [Cellier, 2013] menée sur l'alliage de titane TA6V.

II.4.2.1 Premier mode de dégradation : phase de rodage

Un délamינage du revêtement est observé après quelques tours de la fraise (dès la première plongée qui correspond à une dizaine de secondes d'usinage) et le substrat se trouve en contact direct avec le titane (Figure II.28). Ce premier mode arrive rapidement à environ 3 à 5% de la durée de vie totale de l'outil.

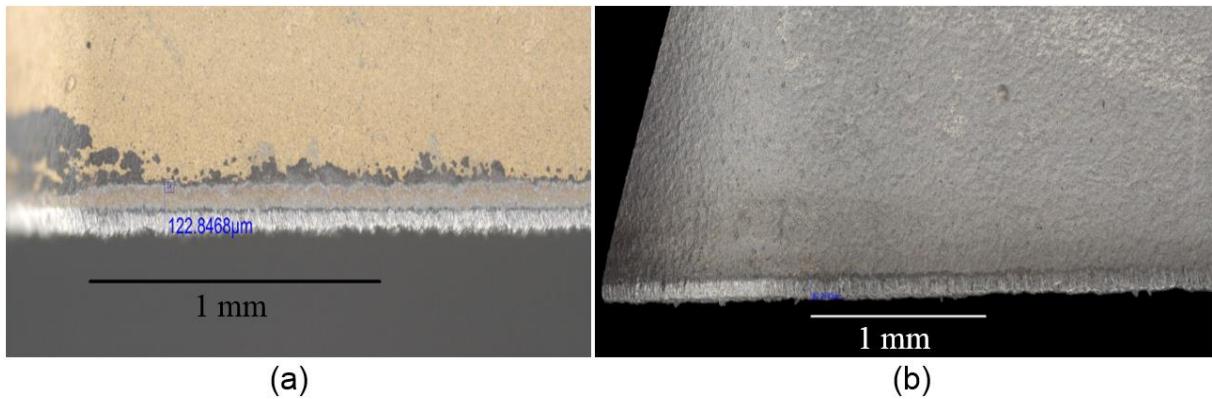


Figure II.28 : Délaminage du revêtement (face de dépouille) : (a) TANGPLUNGE - ER après 11s d'usinage ; (b) AJX - JL après 23s d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)

Cette désolidarisation cause une modification notable de l'acuité d'arête et la rend plus fine (Tableau II.9). Elle provient d'un processus de coupe très abrasif provoqué par le passage du copeau non fragmenté sur l'arête de coupe entraînant des particules de revêtement. L'ampleur de cette phase de rodage est dépendante de l'effort de coupe subi par la plaquette car il calibre la pression surfacique que va subir la plaquette : on remarque notamment que le rodage est moins prononcé dans le cas de préparation d'arête avec un rayon plus petit.

	JL	ER
r_β plaquette neuve (μm)	23	38
r_β plaquette usée (μm)	17	26

Tableau II.9 : Modification de l'acuité d'arête après rodage des outils de coupe

II.4.2.2 Deuxième mode de dégradation : usure normale

Etant donné que le carbone issu du substrat possède une affinité chimique élevée avec le titane à haute température, un processus de formation d'agglomérat de TiC sur l'arête se met en place, suivi par des arrachements à répétition entraînant des morceaux de l'arête. Cela fragilise l'arête de coupe et cause l'apparition d'entailles sur la face de coupe et la face de dépouille (Figure II.29). Les dimensions de l'entaille sont de l'ordre de 0.2 mm. Par la suite, durant l'usinage, du titane va se loger dans ces entailles donnant lieu à du collage. Le processus d'arrachement va là-aussi apparaître au niveau de ces amas de titane entraînant un arrachement plus important de l'arête de coupe. On observe alors une usure en écaillage qui caractérise la fin de la phase de l'usure normale (Figure II.30).



Figure II.29 : Apparition d'entailles sur la face de coupe (à gauche) et la face de débourrage (à droite) de la plaquette JL après 5 min d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)

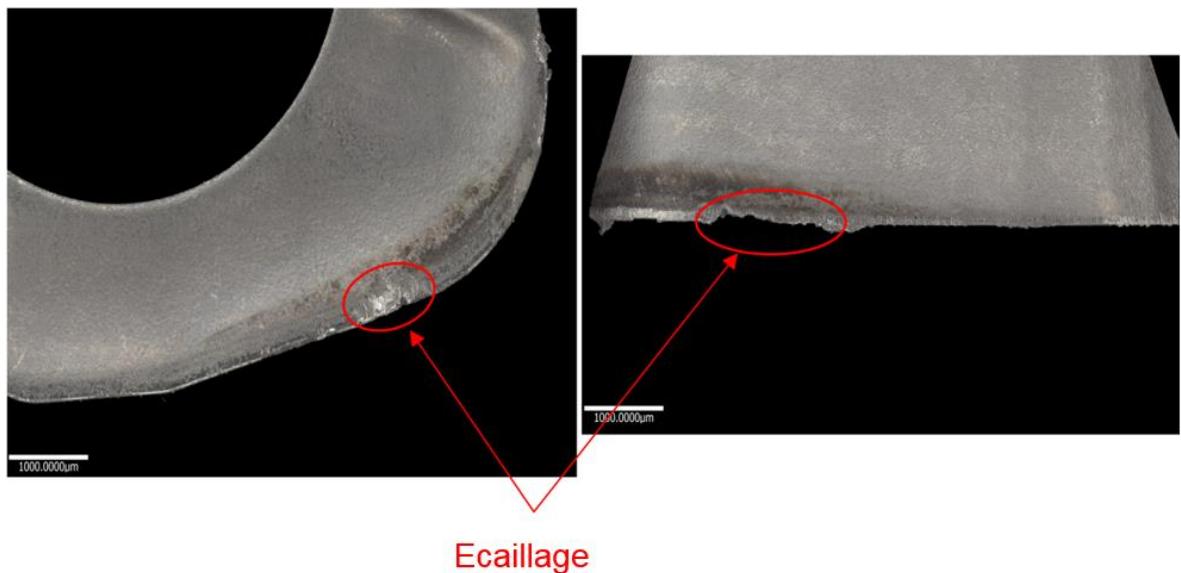


Figure II.30 : Usure en écaillage sur la face de coupe (à gauche) et la face de débourrage (à droite) de la plaquette JL après 11 min d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)

II.4.2.3 Troisième mode de dégradation : effondrement de l'arête

Le premier écaillage de l'arête de coupe se produit généralement dans la plus haute partie de l'arête de coupe rectiligne (zone proche de la jonction entre le rayon r_e et la partie linéaire de l'arête). Un deuxième écaillage, plus important vient recouvrir le précédent, et ainsi des écaillages successifs apparaissent et se propagent ensuite sur l'arête de coupe. Cette accumulation d'endommagement cause l'effondrement de l'arête de coupe et la plaquette arrive à l'état de fin de vie (Figure II.31). Il faut noter également que des brûlures sont apparues

essentiellement sur la face en dépouille et sont dues aux fortes températures subies par l'outil liées à la concentration de la chaleur.



Figure II.31 : face de dépouille en fin de vie de la plaquette JL après 22 min d'usinage ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)

II.4.3 Durée de vie des outils

L'outil de coupe est considéré tenace lorsqu'il permet d'usiner, avec des conditions de coupe relativement élevées, un volume de matière important avant d'atteindre un niveau d'endommagement critique. La durée de vie dépend principalement de la matière usinée (TA6V dans notre cas), des paramètres géométriques de l'outil et des conditions de coupe. Elle est généralement caractérisée par le critère d'usure V_b qui donne l'évolution de l'endommagement de l'arête.

II.4.3.1 Outil TangPlunge – ER

En testant cet outil avec les conditions de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$ et $a_e = 4 \text{ mm}$, nous avons obtenu un temps d'usinage de 6 min pour une longueur usinée de 800 mm, ce qui est peu avec ces conditions de coupe (Figure II.32).

L'outil TANGPLUNGE possède des paramètres géométriques qui causent une fragilité de la plaquette face aux efforts générés par la coupe du titane : un rayon de bec relativement faible ($r_e = 1 \text{ mm}$), un renforcement local de l'arête absent. De plus, la faible acuité d'arête ($r_\beta = 26 \mu\text{m}$) cause plus de difficulté à usiner l'alliage réfractaire et engendre plus de contrainte sur la plaquette (surtout des efforts axiaux). Pour cela, cet outil n'a pas été testé avec d'autres conditions de coupe plus importantes et a été considéré comme un outil non tenace (Figure II.33).

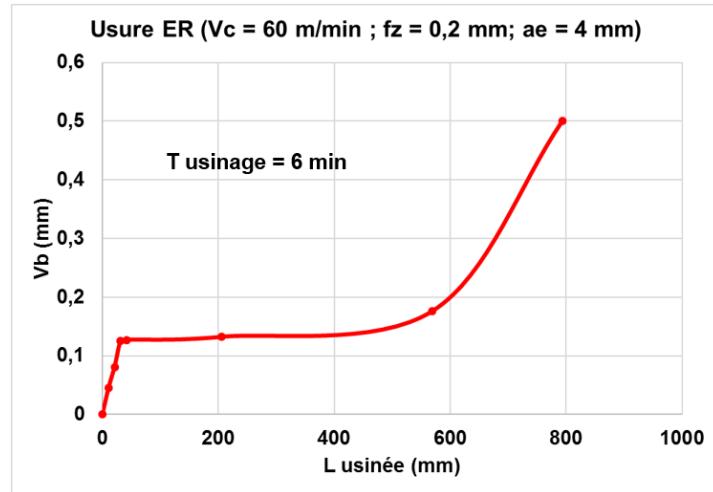


Figure II.32 : Evolution de l'usure (V_b) en fonction de la longueur usinée pour la plaquette ER ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0,2 \text{ mm/dent}$; $a_e = 4 \text{ mm}$)

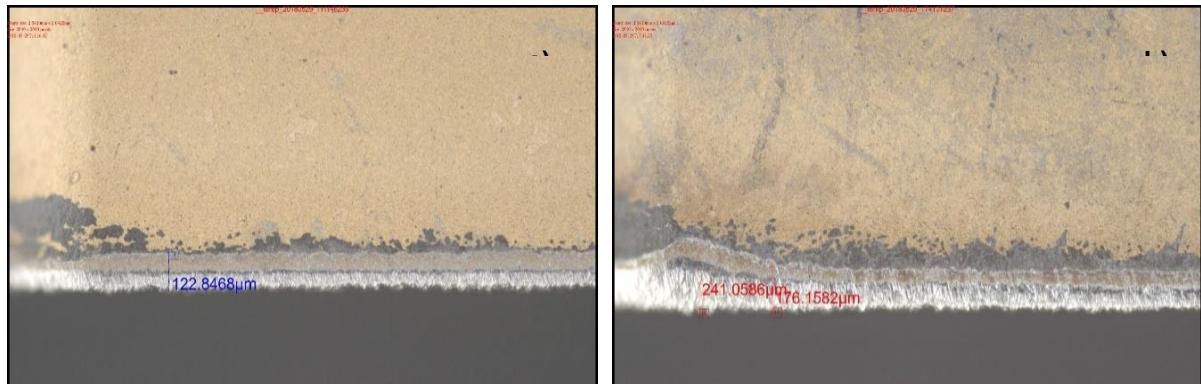


Figure II.33 : Usure de la plaquette ER: (a) après 21 mm ; (b) après 426 mm (fin de la deuxième phase d'usure)

II.4.3.2 Outil AJX – JL

En suivant l'évolution du V_b qui caractérise l'augmentation de l'usure sur la face de dépouille pour différents essais, nous avons remarqué que le niveau correspondant au début de la dernière phase d'usure ne peut pas être défini avec exactitude par le critère d'arrêt $V_b = 0,2 \text{ mm}$ [Cellier, 2013] ou $V_b = 0,3 \text{ mm}$ [Dorlin, 2016]. La Figure II.34 représente des exemples d'évolution de l'usure en dépouille en tréflage avec des conditions de coupe différentes, et montre que les critères d'arrêt mentionnés ne semblent pas assez précis.

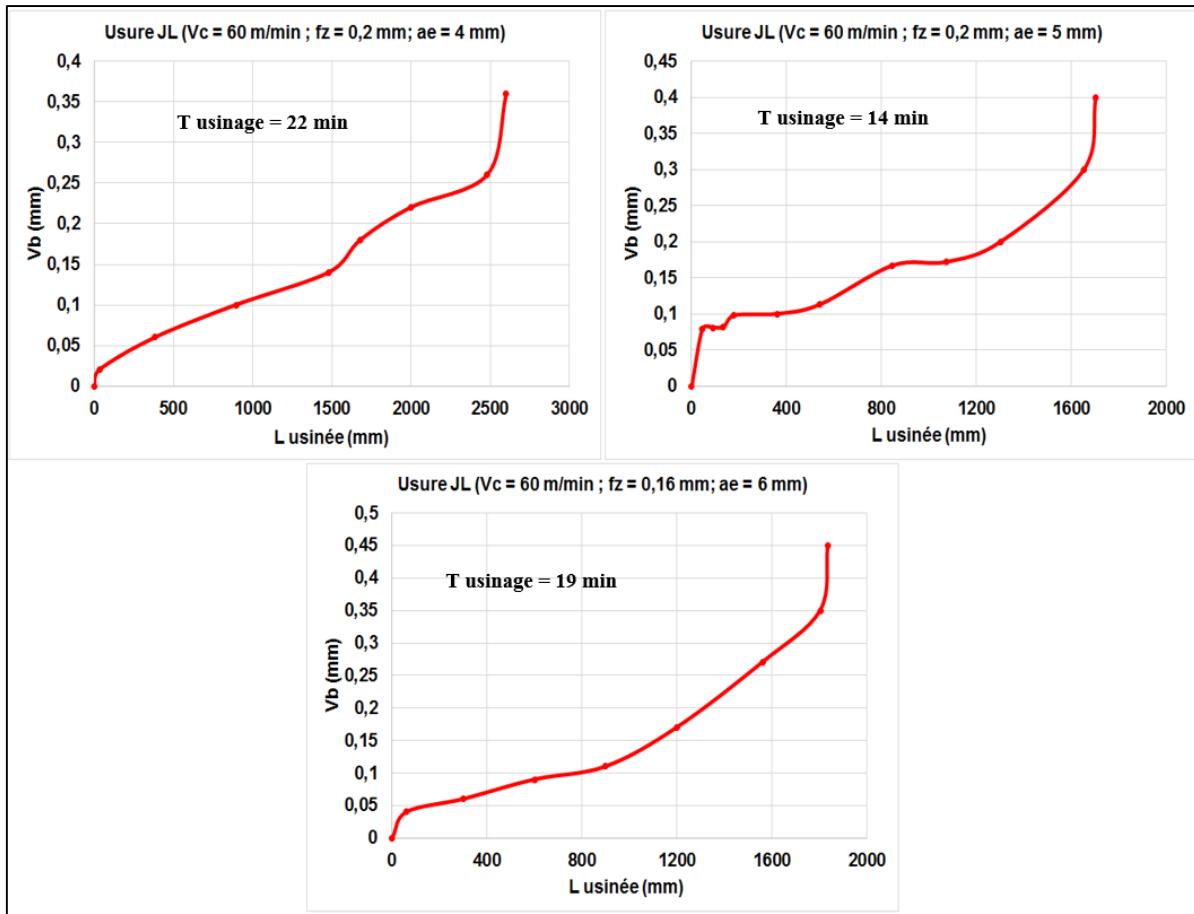


Figure II.34 : Evolution du critère d'usure V_b pour différents essais d'usure en tréflage (outil AJX-JL)

Le suivi de l'évolution d'efforts maximaux pour tous les essais (Figure II.35) indique que durant le premier mode d'usure qui correspond au rodage, les efforts de coupe maximaux augmentent légèrement suite au délamination du revêtement. Ensuite, en passant au deuxième mode de dégradation, nous avons une augmentation stable et progressive des efforts. Au fur et à mesure que l'usure se développe, on obtient une augmentation progressive plus marquée des forces à la fin de ce deuxième mode d'usure. Avant la phase de fin de vie de la plaquette, nous avons une augmentation importante et rapide des efforts, en particulier l'effort axial. En effet, durant cette partie, l'arête de coupe est de plus en plus fragilisée à cause du processus répétitif de la formation des amas de titane et leur arrachement, et on a une modification notable de l'acuité d'arête, ce qui engendre l'augmentation continue des forces de coupe. Finalement, l'effondrement de l'arête de coupe cause une augmentation brutale des efforts de coupe.

Les différentes phases d'usure sont associées à une forte modification de l'arête de coupe et de son rayon r_β (Figure II.36), ce qui a un impact direct sur les forces de coupe. En approchant de la fin de vie de l'outil (troisième mode d'usure jusqu'à la rupture de la plaquette), le processus d'arrachement de particules de l'arête s'accélère et cause une élévation importante des forces de coupe et de la température de coupe. Ces conditions favorisent l'apparition d'une arête rapportée qui, à son tour, induit des efforts de coupe plus importants. Lorsque les forces de coupe deviennent trop élevées, l'arête rapportée est arrachée, ce qui accélère le cycle de

dégradation et engendre au final la destruction de la plaquette. L'analyse des modèles d'efforts a montré l'influence du rayon d'acuité d'arête sur la composante F_z des efforts. L'augmentation régulière mais importante de cette composante met bien en avant cette modification locale de l'arête en particulier sur l'acuité d'arête.

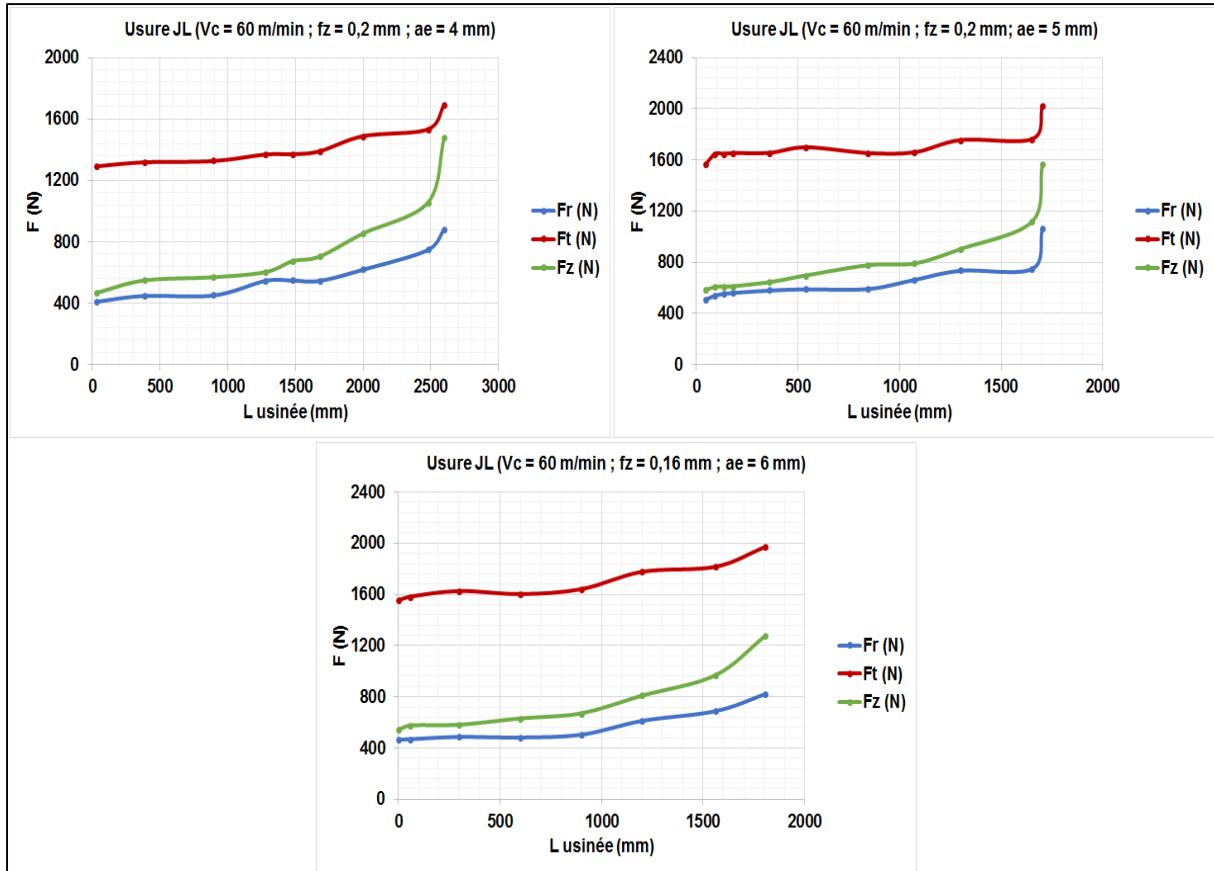


Figure II.35 : Evolution des efforts de coupe pour différents essais d'usure en tréflage avec l'outil AJX – JL

La dégradation de l'arête de coupe influe surtout sur l'effort axial, d'un degré moindre sur l'effort radial et d'une manière encore plus faible sur l'effort tangentiel. Le Tableau II.10 présente les différents pourcentages d'augmentation des forces de coupe à partir de la fin de la deuxième phase d'usure. Ceci s'explique par le fait que, durant le processus de coupe, une augmentation significative de la température est obtenue dans la zone de coupe due à la déformation plastique et au frottement entre la face de coupe et le copeau d'une part, et entre la face de dépouille et la pièce d'autre part. Le matériau de l'outil au niveau de l'arête de coupe est enlevé graduellement de la face de coupe et de la face de dépouille. Cette perte de matière cause la modification de l'acuité d'arête, ce qui cause l'augmentation de tous les efforts en particulier sur l'effort axial. Le suivi de la variation des efforts de coupe, surtout de l'effort axial, peut être considéré comme un critère fiable dans la détermination de la fin de vie de la plaquette tout en optimisant son utilisation.

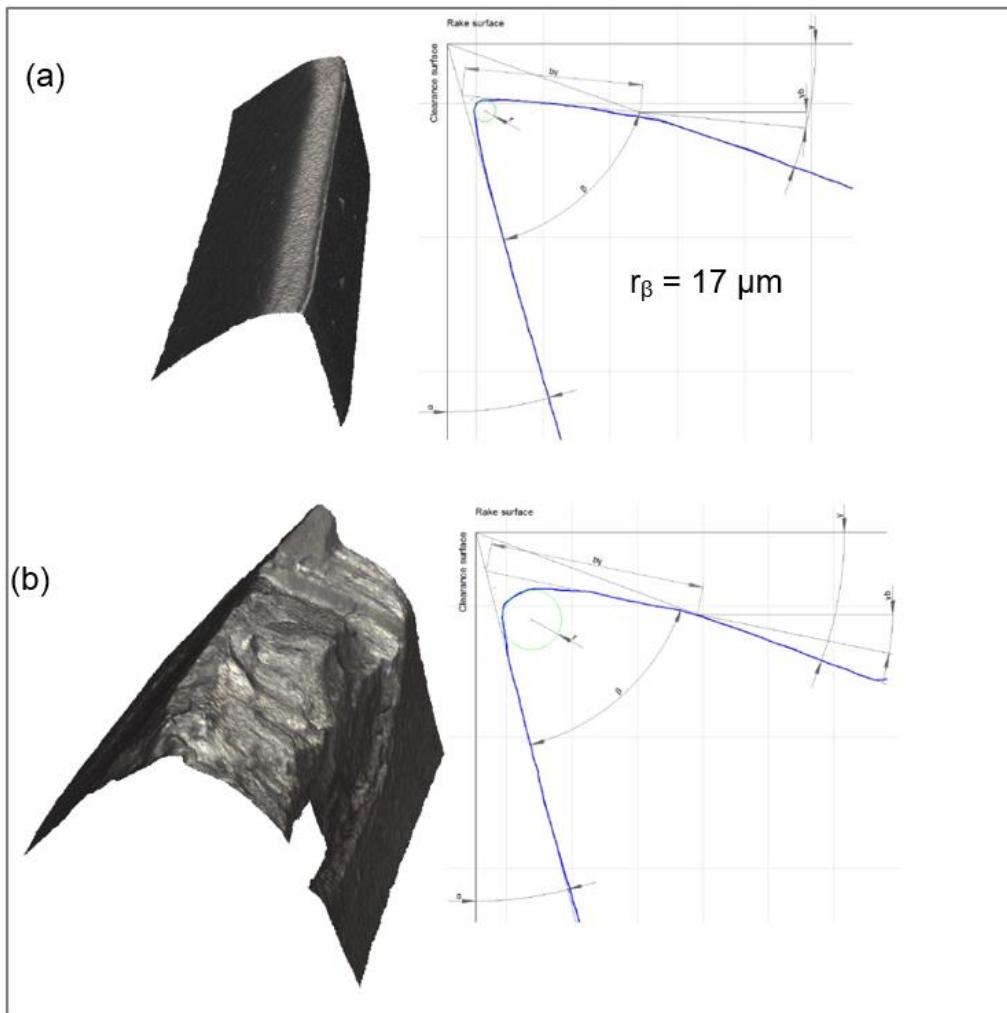


Figure II.36 : Comparaison entre les arêtes de coupe pendant le processus d'usure : (a) arête de coupe après rodage ; (b) arête de coupe en fin de vie

Essai	% Augmentation de F_r	% Augmentation de F_t	% Augmentation de F_z
$V_c = 60 \text{ m/min} ; f_z = 0.2 \text{ mm/dent} ; a_e = 4 \text{ mm}$	61%	21%	109%
$V_c = 60 \text{ m/min} ; f_z = 0.2 \text{ mm/dent} ; a_e = 5 \text{ mm}$	60%	22%	98%
$V_c = 60 \text{ m/min} ; f_z = 0.16 \text{ mm/dent} ; a_e = 6 \text{ mm}$	63%	20%	91%

Tableau II.10 : Pourcentages d'augmentation des efforts de coupe à partir de la fin de la deuxième phase d'usure

II.4.4 Influence des paramètres de coupe sur la durée de vie de l'outil

L'étude est basée sur l'utilisation de l'outil AJX – JL uniquement, puisqu'il est considéré comme l'outil de coupe le plus tenace par rapport à tous les autres outils de coupe.

II.4.4.1 Influence de l'avance par dent

Pour étudier l'influence de l'avance par dent f_z , nous avons réalisé 4 essais différents qui ont la même vitesse de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$ et deux avances par dent différentes. Les deux premiers essais sont menés avec un décalage radial $a_e = 5 \text{ mm}$ et les deux suivants avec $a_e = 6 \text{ mm}$. Les valeurs des couples de paramètres (f_z , a_e) sont choisies pour 2 valeurs de sections de copeaux : (1mm² et 1,5mm²). La Figure II.37 présente les durées de vie des outils lors des différents essais, avec le critère d'arrêt de seuil d'effort.

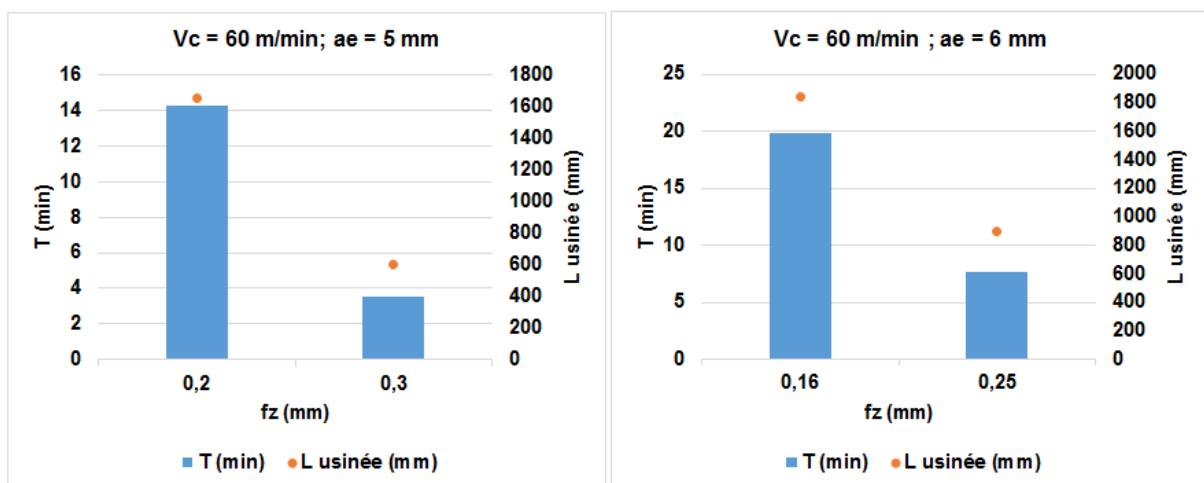


Figure II.37 : Influence de l'avance par dent sur la durée de vie de l'outil AJX – JL

Comme cela est connu et s'explique pour le niveau local des efforts sur l'arête de coupe, pour des conditions de vitesses de coupe et d'engagement radial identiques, les durées de vie des outils sont décroissantes lorsque l'avance augmente. Cette élévation d'efforts cumulée aux chocs du fraisage cause une usure en écaillage plus rapide et ainsi une durée de vie plus réduite. La durée de vie de la plaquette devient rapidement très faible dès que l'avance devient très élevée. On constate que pour des débits identiques, il est préférable de privilégier une utilisation d'arête plus élevée au détriment de l'avance pour obtenir une durée de vie supérieure. L'avance est un facteur prépondérant dans la durée de vie. Ces résultats ont également été constatés dans les travaux de [Cellier, 2013] et [Barelli, 2016].

II.4.4.2 Influence du décalage radial :

Deux essais de durée de vie ont été faits respectivement avec des décalages radiaux a_e de 4 mm et 5 mm, avec une vitesse de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$ et une avance par dent $f_z =$

0.2 mm/dent . Les résultats sont présentés sur la Figure II.38. Même si l'on constate une réduction de la durée de vie de la plaquette lorsque le décalage radial augmente, il apparait que les durées de vie obtenues restent sur des niveaux acceptables. Ces études nous permettent clairement de conclure que lors de la planification des trajectoires de tréflage, nous utiliserons le décalage radial maximal à savoir pour l'outil AJX - JL, 6 mm.

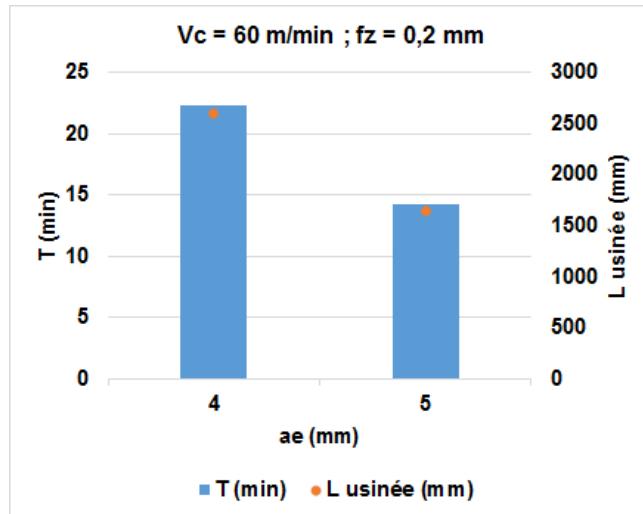


Figure II.38 : Influence du décalage radial sur la durée de vie de l'outil AJX – JL

II.4.5 Influence de la remontée en contact avec la paroi :

Lors de la phase de remontée en tréflage, le dégagement de l'outil se fait avec un contact avec la paroi venant d'être usinée. La Figure II.39 montre un sillon causé par l'outil pendant la remontée de celui-ci avec une vitesse de dégagement rapide.

Cette remontée en contact a été mentionnée dans des études [Al-Ahmad, 2008] [Sun et al., 2015] comme étant un problème qui peut potentiellement accélérer l'usure de l'outil de coupe et causer la diminution de la productivité. La solution proposée par ces références est de modifier légèrement la trajectoire de la remontée de l'outil : dégagement « en arrière » d'une manière inclinée par rapport à l'axe de l'outil (angle $\geq 2^\circ$), remontée suivant une trajectoire non linéaire ou en ajoutant une phase d'éloignement horizontal de la paroi usinée avant la phase de dégagement verticale. Ces solutions ont été introduites comme simples et faciles à programmer dans un cycle de tréflage. Cependant, ce problème de remontée a été simplement mentionné sans être étudié et les solutions proposées, bien que simples en apparence, vont devenir problématiques dans le cadre d'usinage de pièces complexes en 5 axes par exemple.

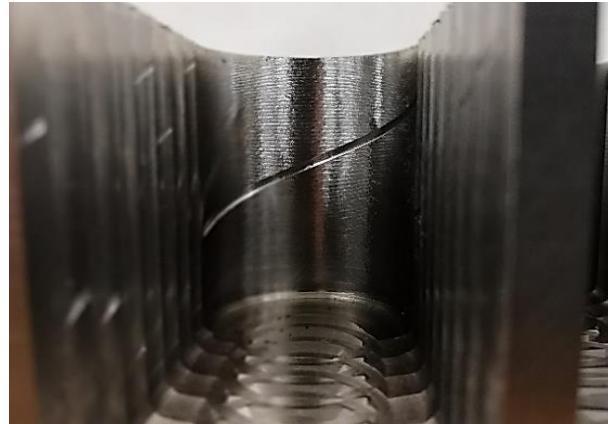


Figure II.39 : Sillon sur la paroi tréflée causé par l'outil lors de la remontée

Grâce à l'étude de l'usure, nous avons voulu vérifier cette affirmation : l'usure principale de la plaquette est causée essentiellement par l'apparition et la propagation des écaillages au niveau de la zone de l'arête de coupe repérée en vert sur la Figure II.40-a, zone correspondant à la partie ayant le plus grand angle de direction d'arête kr avant la partie rayonnée. Cette portion d'arête est logiquement soumise à plus de contraintes de coupe car elle rentre moins progressivement dans la matière, mais aussi car l'épaisseur de copeau générée dans cette zone est plus importante pour une avance donnée. La zone de contact en remontée ne sollicite pas cette zone et n'a donc pas d'influence sur l'apparition ou l'accroissement de cette usure. La Figure II.40-b donne une image réelle de la face de coupe de la plaquette en fin de vie qui montre clairement la zone exacte de l'usure principale.

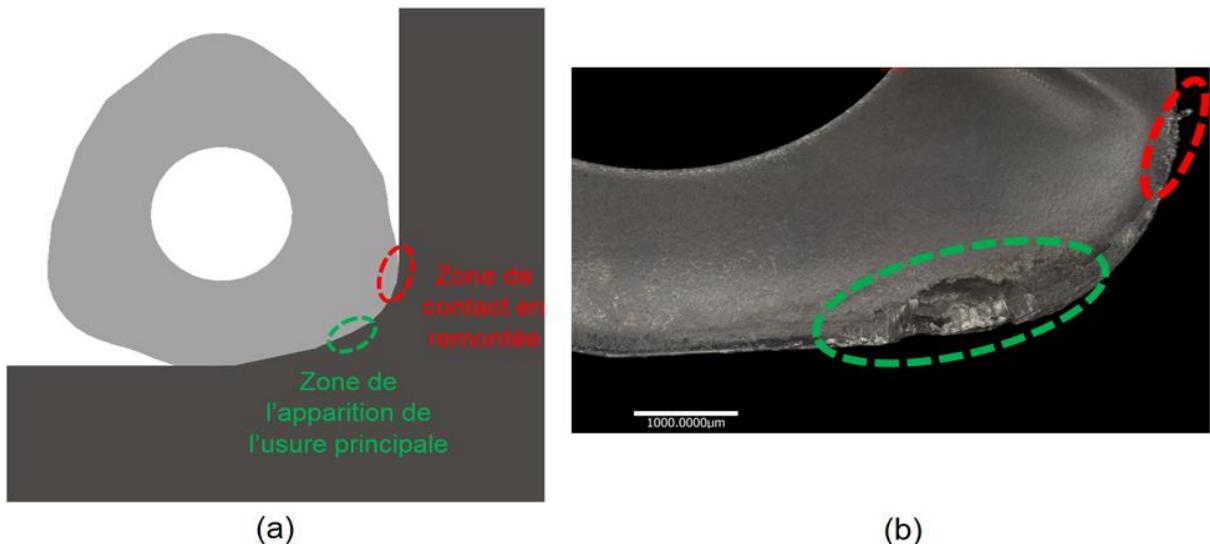


Figure II.40 : (a) Représentation de la zone de l'usure principale et de la zone de contact en remontée ;
(b) image de la face de coupe de plaque JL en fin de vie ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$;
 $a_e = 4 \text{ mm}$)

La distance qui sépare les deux zones peut se réduire si les différentes zones d'usure se rejoignent. Le paramètre f_z qui représente la hauteur de la matière enlevée à chaque tour de fraise peut influer fortement car, pour des valeurs suffisamment élevées, les deux zones peuvent se rejoindre. La Figure II.41 donne des images en fin de vie de la plaquette JL pour deux avances f_z différentes qui sont 0.2 et 0.3 mm/dent. Comme montré par la figure, les deux zones sont presque en contact pour l'avance 0.3 mm/dent, et sont bien séparées pour l'avance 0.2 mm/dent. Donc, l'usure principale reste localisée dans la zone verte qui est près du rayon de bec, en particulier avec les avances qui donnent des niveaux d'efforts admissibles et une durée de vie d'outil acceptable. L'influence de l'usure dans la zone de contact avec la paroi en remontée (zone rouge), sur la durée de vie de la plaquette, peut être considérée négligeable. En conséquence, lors de la définition des stratégies d'usinage en tréflage, un dégagement suivant l'axe Z en vitesse rapide peut être adoptée, ce qui permet de diminuer le temps d'usinage et d'avoir donc une meilleure productivité, tout en offrant plus de possibilités pour définir la stratégie d'enlèvement de matière (possibilité d'usiner en pleine matière près des parois d'une poche fermée par exemple).

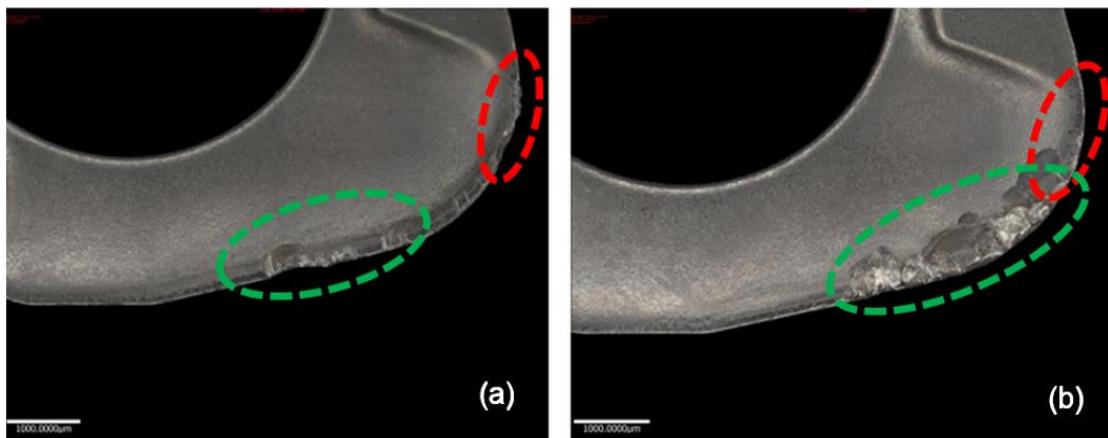


Figure II.41 : Plaquette JL en fin de vie avec les conditions de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$, $a_e = 5 \text{ mm}$ et
 (a) $f_z = 0.2 \text{ mm/dent}$; (b) $f_z = 0.3 \text{ mm/dent}$

II.5 Conclusion :

L'étude des paramètres influents en tréflage menée dans ce chapitre, à travers la campagne expérimentale d'essais élémentaires, la modélisation des pressions spécifiques de coupe et les essais d'usure a permis d'établir différentes conclusions :

- Comme attendu par le procédé de tréflage, l'effort radial est le plus faible par rapport aux autres efforts, ce qui permet potentiellement de réduire les problèmes de vibrations et de flexion d'outil à grand porte-à-faux durant l'usinage des alliages de titane.
- Pour les conditions de coupe, le décalage radial a_e est le paramètre le plus influant sur les efforts de coupe. L'avance par dent f_z possède une influence moins importante, mais qui reste considérable surtout sur les forces tangentielle et radiale. Quant à la dépendance de la vitesse de coupe V_c , elle est négligeable dans le domaine étudié.

- Tous les efforts de coupe sont influencés par l'angle de coupe axial γ_p . En effet, un angle de coupe axial positif permet une coupe par cisaillement et donne un effort moins important par rapport à un angle de coupe négatif qui engendre une coupe par compression et induit un effort plus élevé.
- La force radiale est fortement dépendante de l'angle de coupe radial, dont l'effet s'amplifie avec le décalage radial a_e . Un angle de coupe axial négatif influe notamment aussi sur F_r . L'impact de l'angle de direction d'arête kr et du rayon de bec r_e sur l'effort radial est très important. Cette force peut être minimisée en utilisant un outil de coupe avec un angle de direction d'arête kr inférieur à 90° , un angle de coupe radial γ_f nul et un rayon de bec r_e petit.
- La préparation d'arête de la plaquette joue un rôle essentiel sur les composantes des efforts de coupe. Le ratio f_z/r_β lorsqu'il devient plus grand qu'une valeur limite amène à avoir l'effort tangentiel plus grand que l'effort axial. Le rayon d'arête a également une influence légèrement plus importante que celle de l'angle de coupe axial sur la pression spécifique K_t et donc sur F_t .
- Le rayon d'arête et l'angle de coupe axial négatif ont un impact extrêmement significatif sur l'effort axial. Plus ces paramètres sont importants, plus la force F_z est élevée. En revanche, un angle de coupe axial positif a une faible influence sur F_z .
- En se basant sur les résultats des différents essais d'usure au niveau du temps d'usinage et de la longueur usinée avec l'outil AJX-JL, on peut identifier un choix des conditions de coupe admissibles : avec une vitesse de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$, l'avance par dent f_z peut être prise entre 0.15 et 0.2 mm/dent , et le décalage radial a_e maximal à 6 mm. Le meilleur choix pour avoir le moins de plongées et donc le temps d'usinage le plus rapide est de considérer le décalage radial le plus grand et d'y associer ensuite l'avance par dent la plus haute possible tout en utilisant des conditions acceptables d'un point de vue de la durée de vie de l'outil. Dans notre cas d'étude, cela correspondrait à considérer les paramètres suivants : $f_z = 0.16 \text{ mm/dent}$ et $a_e = 6 \text{ mm}$.
- La remontée en vitesse rapide en contact avec la paroi peut être utilisée lors de la définition des stratégies de tréflage car cette stratégie ne réduit pas la durée de vie de l'outil.

III. Efforts de coupe en fond de poche en tréflage

Certains outils de coupe testés ont mis en évidence une élévation importante des efforts de coupe à la fin de chaque phase de plongée. Ce phénomène est très problématique car il peut provoquer la rupture de l'outil ou une usure accélérée. Nous allons étudier, dans cette paragraphe, les paramètres qui conduisent à cette augmentation des efforts et suggérer des actions correctives qui permettent d'éliminer ou réduire ce phénomène.

III.1 Présentation de la problématique

La maîtrise de l'usinage du fond de poche en tréflage est essentielle car elle conditionne l'amplitude des efforts de coupe et l'état de surface. Dans cette partie, nous allons nous intéresser à l'évolution des forces de coupe dans cette zone. En effet, nous avons constaté pour certains outils une augmentation importante des efforts de coupe en fond de poche. Ce pic d'effort en fin de plongée a été observé pour les outils TANGLUNGE d'Iscar, pour l'AJX de Mitsubishi et pour le Coromill 210 de Sandvik. Cette élévation des efforts de coupe en fond de poche peut s'expliquer principalement de la manière suivante : en fin de plongée, l'outil se retrouve à usiner une matière supplémentaire correspondant à la reprise de la matière laissée par la plongée précédente (Figure III.1– a).

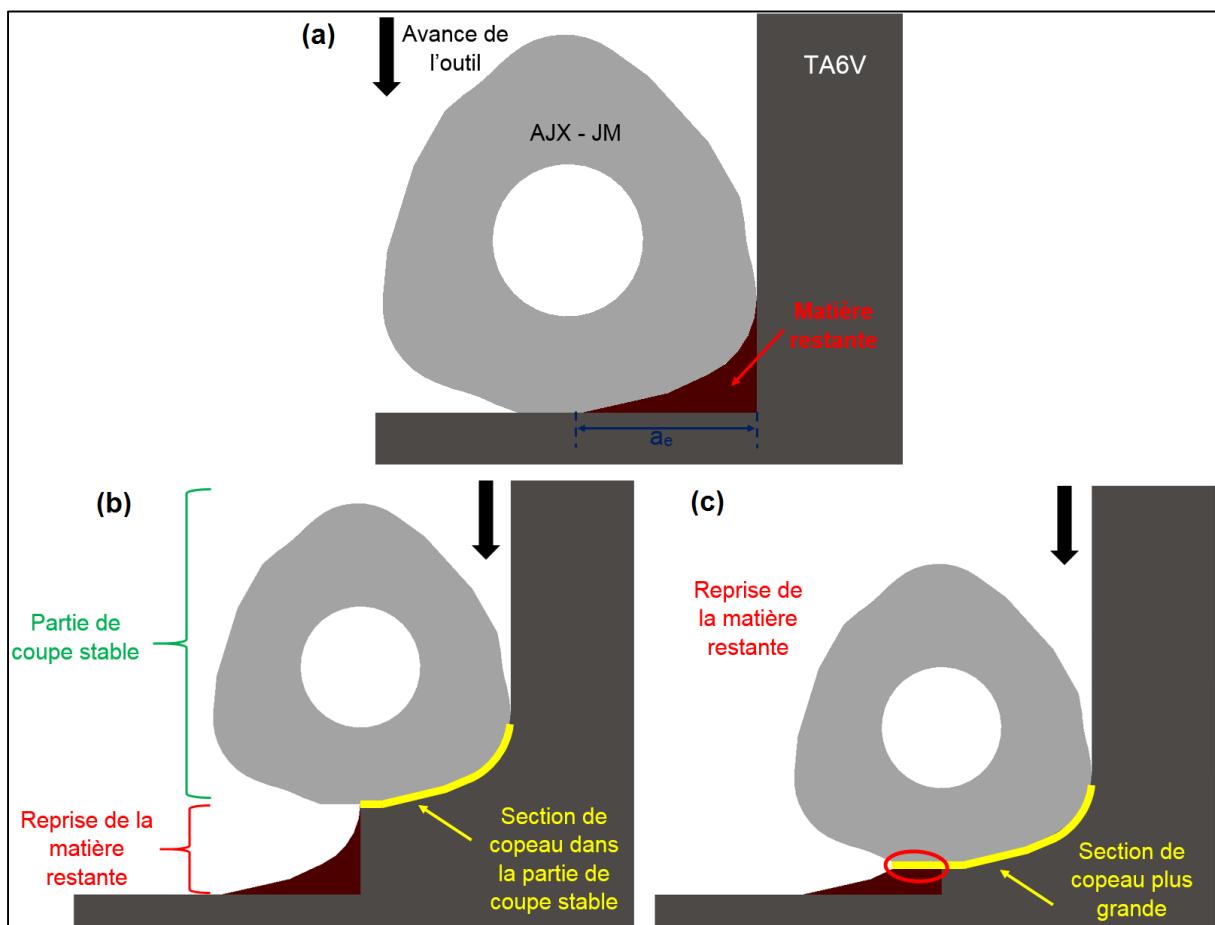


Figure III.1 : Exemple de problématique de l'usinage en fond de poche avec l'outil AJX – JM : Matière restante (a) Parties de coupe stable et de reprise de matière (b) Evolution de la quantité de matière à usiner et de la section de copeau au fond (c)

En effet, avant d'atteindre le fond de poche, la coupe est dite « stable » car l'outil coupe la même quantité de matière à chaque tour de fraise (Figure III.1– b). Puis, en fin de plongée, la plaquette commence à usiner la matière laissée par la plongée précédente et usine donc un surplus de matière (Figure III.1– b, c). Ce supplément de matière à usiner étant présent jusqu'au fond de la pièce, la section de copeau coupée par l'outil devient de plus en plus grande et par conséquence, les efforts de coupe augmentent. En se basant sur la Figure III.1, cette modification de la section de copeau est potentiellement dépendante de l'angle de direction d'arête kr , du rayon de bec, de l'engagement de l'arête donné par a_e , et de la position de la fraise suivant l'axe de la broche. Les outils de coupe testés peuvent se classer, suivant leurs valeurs d'angle de direction d'arête, dans trois types de catégories (kr inférieur, égal ou supérieur à 90°). L'étude suivante portera sur l'influence de ces paramètres sur l'augmentation des efforts de coupe en fond de poche, qui se produisent entre deux plongées successives adjacentes, à savoir entre une (n) -ième plongée et la $(n+1)$ -ième plongée. Un modèle géométrique sera mis en place afin de prédire l'augmentation de la section de copeau en fond de poche, en fonction des conditions opératoires et des paramètres géométriques de la plaquette, entre deux plongées successives.

III.2 Outil TangPlunge d'Iscar ($kr = 90^\circ$)

III.2.1 Analyse et modélisation

L'outil TANGPLUNGE d'Iscar possède un angle de direction d'arête $kr = 90^\circ$. Ceci signifie que l'arête de coupe est engagée sur toute sa longueur (sauf pour le rayon de bec) dès le premier contact avec la matière à usiner et jusqu'à la fin de plongée, et se comporte comme une arête de planage. Ainsi, cet outil permet d'obtenir une excellente planéité de la surface usinée (Figure III.2).

Avec cet outil, la matière restante de la plongée précédente réside au niveau de la partie rayonnée (Figure III.2) : plus le rayon est grand, plus la quantité de matière restante est importante. Le phénomène de pic d'efforts en fond de poche de l'outil TANGPLUNGE est relativement rapide car son rayon de bec est faible ($r_e = 1 \text{ mm}$) (Figure III.3). On constate sur la Figure III.3 une élévation brutale des trois composantes de l'effort de coupe sur le dernier tour de fraise.



Figure III.2: Géométrie et surface usinée générée par l'outil TANGPLUNGE d'Iscar ($kr = 90^\circ$)

Dans les conditions d'usinage de l'essai, la durée pendant laquelle la surface du copeau augmente est de l'ordre de 1 seconde ($V_f = 60 \text{ mm/min}$ et $r_e = 1 \text{ mm}$). Pour étudier l'évolution du pic d'effort en fond de poche, nous allons étudier l'évolution de la section de copeau en fin de plongée par rapport à celle de la partie stable. La Figure III.4 illustre l'évolution de la section de copeau et montre qu'elle tend à devenir plus importante en fond de poche. En effet, durant la phase qui précède l'arrivée en fin de plongée, dite « phase stable », la section de copeau est constante, on l'appelle « section initiale » et sera notée S_{init} :

$$S_{init} = a_e \cdot f_z (\text{mm}^2) \quad (\text{III.1})$$

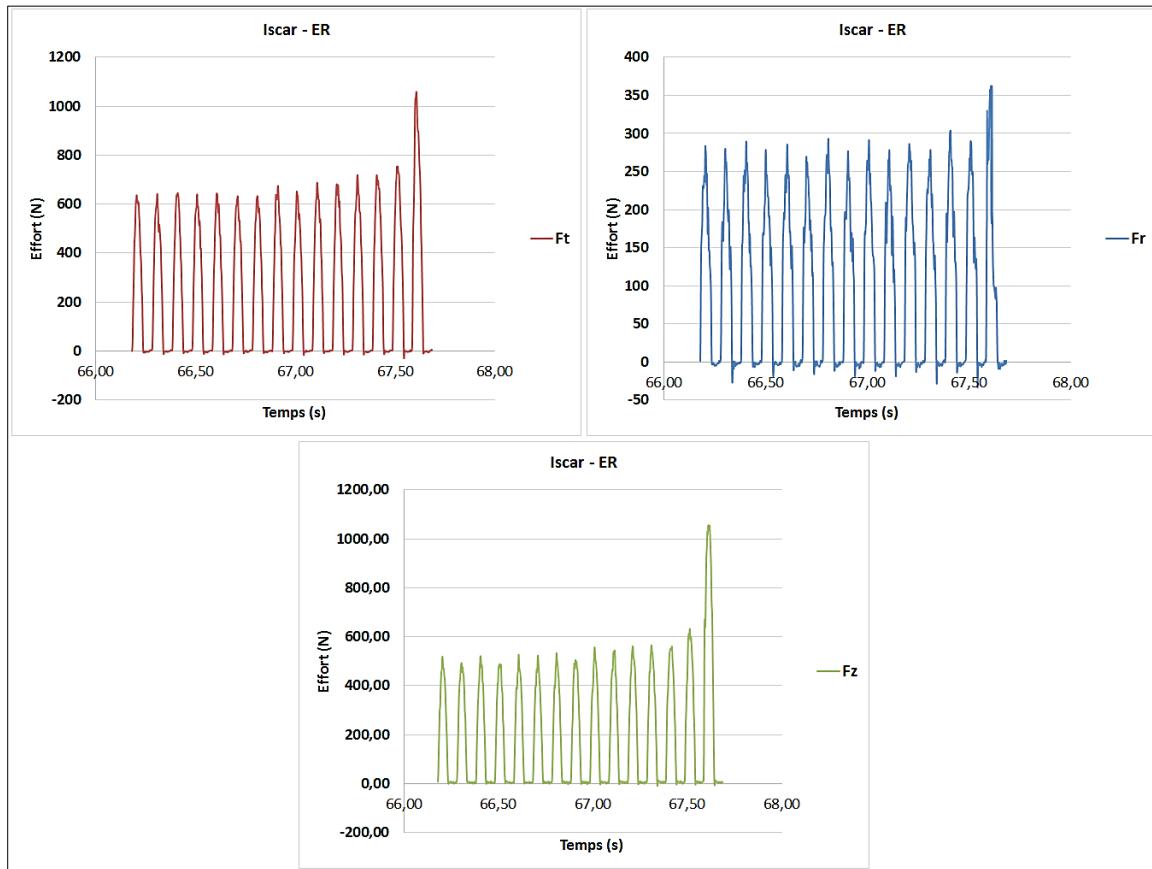


Figure III.3 : Evolution des efforts de coupe à la fin de la plongée pour l'outil TANGPLUNGE – ER ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

Afin de paramétriser la position de l'outil, après la phase stable, on définit un axe vertical z , parallèle à l'axe de l'outil, orienté par le mouvement de plongée de l'outil (Figure III.4). L'origine du repère est donnée par la dernière position de l'outil dans sa phase stable, la position « $z = 0$ » correspond donc à la position à partir de laquelle la section initiale du copeau va augmenter. La valeur maximale du paramètre z sera atteinte en fond de poche. Nous définissons la surface additionnelle $S_a(z)$ (Figure III.4) repérée en rouge par la surface comprise entre l'axe z , la droite horizontale définie à la hauteur z et le cercle du bec de l'outil de la (n)-ième plongée positionné en fond de poche. $S_a(z)$ est obtenue pour cette géométrie d'outil par :

$$S_a(z) = z \cdot r_\varepsilon \cdot \left(1 - \frac{\cos \alpha}{2}\right) - \alpha \cdot \frac{r_\varepsilon^2}{2} \quad (\text{III.2})$$

Avec

$$\sin(\alpha) = z/r_\varepsilon \quad (\text{III.3})$$

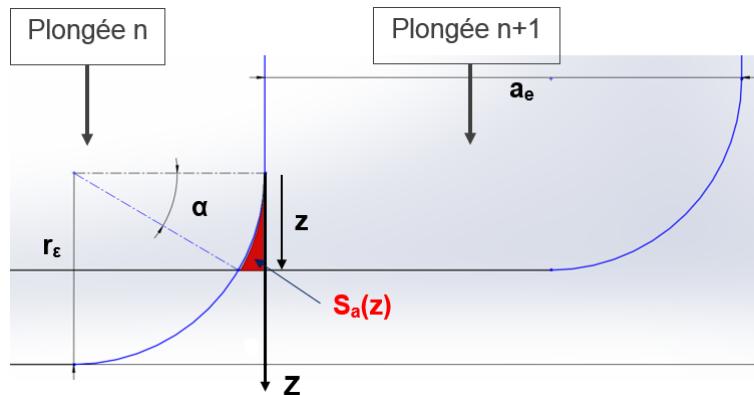


Figure III.4 : Paramètres de la section $S_a(z)$ sous l'outil à la fin de la plongée (n)

On définit la section additionnée du copeau, notée $\Delta S_a(z)$ (Figure III.5) de la manière suivante :

$$\Delta S_a(z) = S_a(z) - S_a(z - f_z) \quad (\text{III.4})$$

Avec

$$z \in [f_z, z_{max}] \quad (\text{III.5})$$

Pour cet outil, $z_{max} = r_\varepsilon$.

Pour simplifier la notation dans le reste du chapitre, $\Delta S_a(z)$ sera notée ΔS_a .

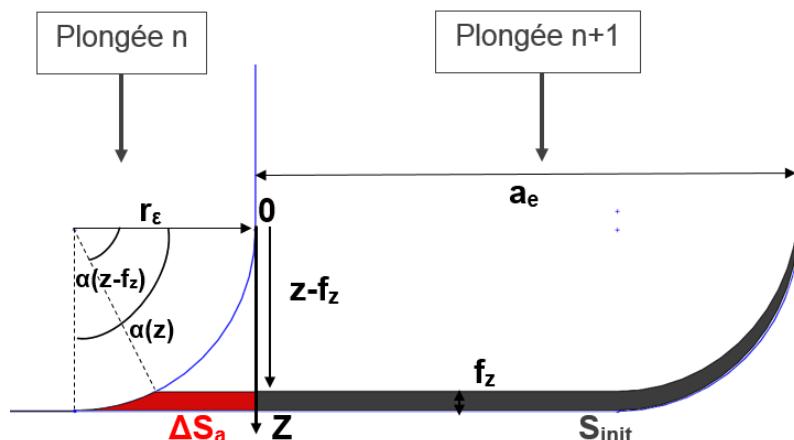


Figure III.5 : ΔS_a et S_{init} au fond de la poche pour l'outil TANGPLUNGE ($kr = 90^\circ$)

La section de copeau à chaque position « z » de l'outil, notée S , devient la somme de la section initiale S_{init} et d'une section additionnée ΔS_a (Figure III.5):

$$S = S_{init} + \Delta S_a \quad (\text{III.6})$$

Pour analyser l'évolution relative des différentes forces de coupe avec l'augmentation de la section du copeau, les équations suivantes seront utilisées :

$$\Delta S_a \% = \frac{\Delta S_a}{S_{init}} \times 100 \% \quad (\text{III.7})$$

$$\Delta F_i \% = \frac{F_i(z) - F_i(0)}{F_i(0)} \times 100 \% \quad (\text{III.8})$$

$$i \in \{t, r, z\} \quad (\text{III.9})$$

$\Delta S_a \%$ représente le pourcentage d'augmentation de la section du copeau à chaque tour d'outil par rapport à la section initiale S_{init} .

$F_i(z)$ correspond à la force maximale mesurée pour chaque composante F_t , F_r , F_z , à chaque rotation de l'outil définie par sa position z .

$F_i(0)$ correspond à la force maximale mesurée pour chaque composante pendant la phase de coupe stable.

$\Delta F_i \%$ représente le pourcentage d'augmentation de chaque composante de la force de coupe de la phase de coupe stable ($F_i(0)$) aux efforts ($F_i(z)$) en position z . La Figure III.6 représente l'évolution de $\Delta S_a \%$ et des trois $\Delta F_i \%$ en fond de poche pour l'outil TANGPLUNGE.

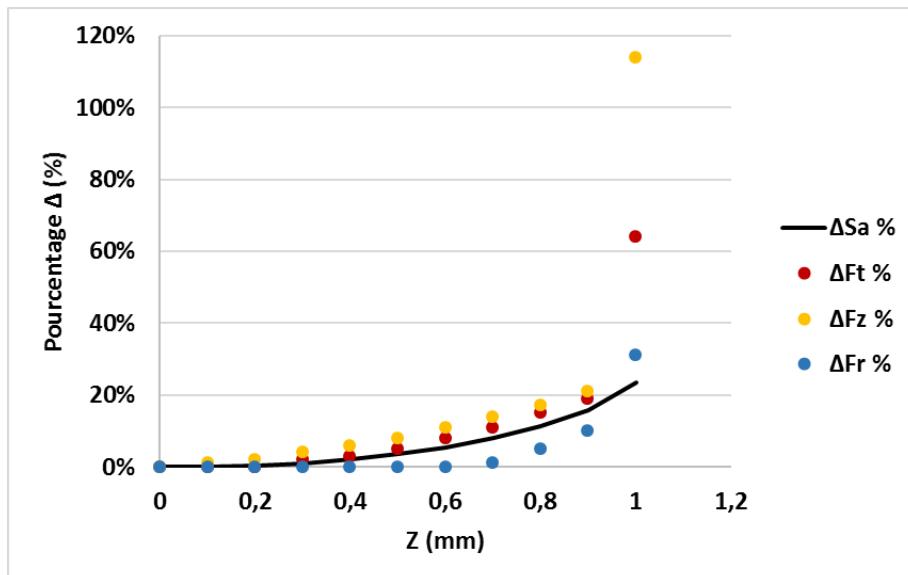


Figure III.6 : Evolution de $\Delta S_a \%$ et des trois $\Delta F_i \%$ en fond de poche pour l'outil TangPlunge ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

On observe, pour chaque composante d'effort de coupe, deux phases distinctes d'augmentation des efforts de coupe en fond de poche (Figure III.7).

Dans la première partie de la reprise de la matière laissée par l'outil lors de la plongée précédente ($z \in [0, 0.9]$), toutes les forces augmentent graduellement avec l'augmentation de la section du copeau. Les forces tangentielles et axiales augmentent de la même manière que la section du copeau. Ces augmentations restent faibles et n'atteignent que 20%. Pour la force radiale, son augmentation n'est pas significative et ne dépasse pas 10%. La quasi non-augmentation de l'effort radial malgré l'augmentation de la section de copeau n'est pas étonnante comme vu dans le paragraphe II.2.1.3 traitant de l'influence des paramètres de coupe sur l'effort radial. La variation de la section de copeau correspond principalement à la variation de la longueur radiale de matière usinée, et cette dernière n'a pas une influence conséquente sur la composante radiale des efforts de coupe.

La deuxième phase correspond à la dernière rotation de l'outil ($z = 1$). On a une très forte augmentation des efforts de coupe, en particulier de F_t et F_z (respectivement 64% et 114%). L'effort F_r augmente modérément de 30%. L'augmentation de 25% de la section du copeau ne peut justifier de telles augmentations des forces de coupe. C'est l'effet du retour élastique de la matière au fond de la poche qui s'applique sur toute la partie horizontale engagée de l'arête de coupe.

Pendant la phase de coupe stable, l'effort axial est inférieur à l'effort tangentiel ($F_z \approx 495 \text{ N}$, $F_t \approx 645 \text{ N}$), mais ils deviennent égaux à la fin de la plongée ($F_z \approx F_t \approx 1055 \text{ N}$ (Figure III.7)). Cela peut s'expliquer comme suit : le rayon d'arête r_β (25 μm) est inférieur à la valeur du retour élastique qui a été estimée à 40 μm par la procédure décrite ci-après. L'effort axial étant fortement dépendant du rayon d'arête (r_β), il augmente beaucoup plus que l'effort tangentiel. L'estimation du retour élastique a été déterminée expérimentalement. Un premier essai de référence a été réalisé à une profondeur H_p . L'essai suivant est réalisé à une profondeur $H_p - \Delta H_p$ (ΔH_p commence à 0,01 mm et est augmenté à chaque autre essai de 0,01 mm). A chaque instant, les efforts de coupe sont mesurés. Le retour élastique est estimé à la valeur ΔH_p liée à l'essai où il n'y a plus d'augmentation des efforts en fond de poche.

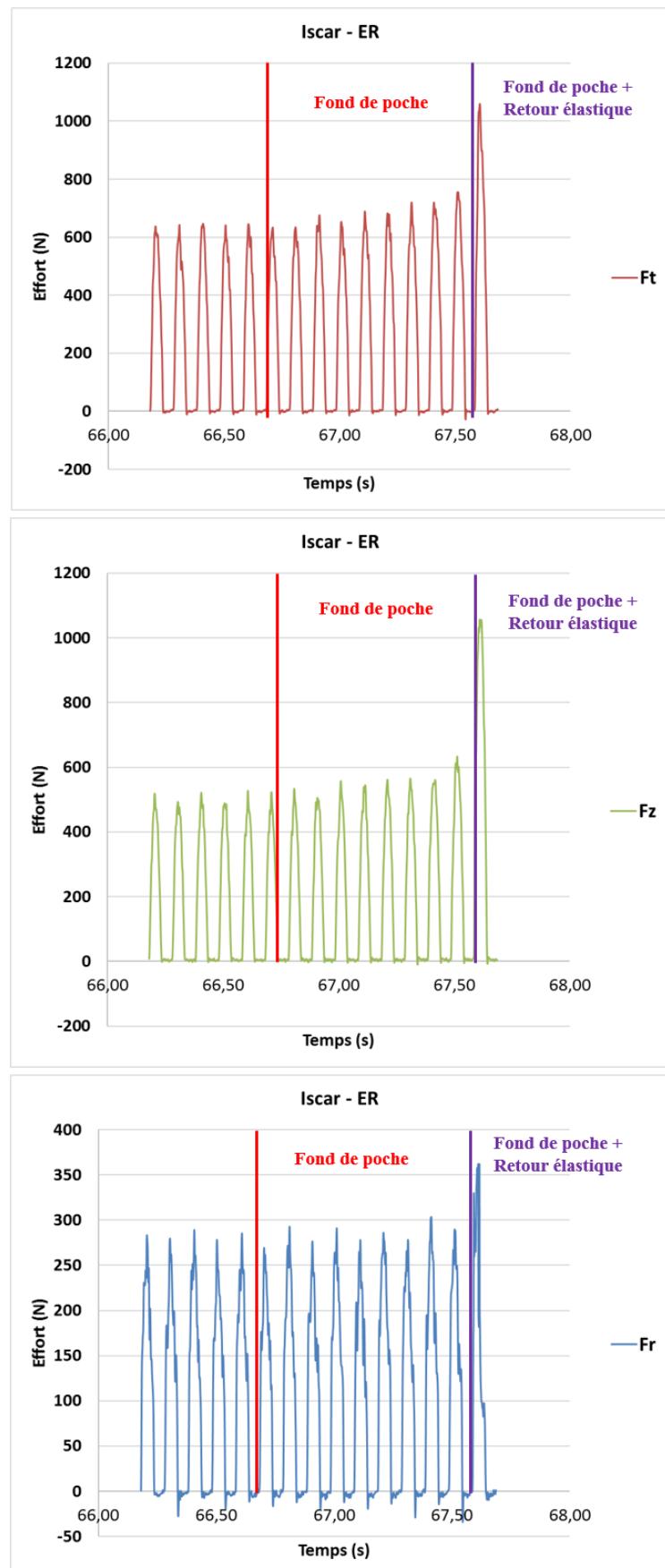


Figure III.7 : Efforts de coupe en fond de poche pour l'outil TANGPLUNGE – ER ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

III.2.2 Action corrective

Il est nécessaire à présent de définir une action corrective pour limiter l'augmentation des efforts en fond de poche.

L'augmentation progressive et limitée des efforts n'est pas suffisante pour impacter significativement l'usure pour ce type de géométrie d'outil. Par contre, l'augmentation du pic d'effort en fond de poche est à éviter car il amène une augmentation de l'effort plus conséquente. Afin d'éviter l'apparition de ce pic d'effort sur le dernier tour d'outil, il est recommandé de réduire la profondeur de plongée entre chaque passe, ceci afin d'éviter l'usinage supplémentaire de matière dû au retour élastique. La valeur de différence de hauteur entre les plongées successives correspond à celle du retour élastique. Cette solution est considérée satisfaisante puisque le pic d'efforts de coupe a été considérablement réduit (Tableau III.1). On peut remarquer que le pourcentage maximal de section de copeau additionnée est moindre après réduction de la profondeur de plongée car il est calculée pour $z = 0.96$ (Figure III.8).

Cette solution, testée expérimentalement, est considérée comme efficace car la proportion de l'augmentation des efforts de coupe ne dépasse pas celle de la section de copeau (19%), bien qu'elle affecte nécessairement l'opération de finition si l'on considère l'ensemble du processus d'usinage de la pièce puisqu'il faut tenir compte de la suppression de la surépaisseur de matière laissée après chaque plongée. Cette méthode semble cependant nécessaire pour ce type d'outil ($kr = 90^\circ$), afin d'éviter un pic d'efforts important pouvant conduire à une rupture prématuée de l'arête de coupe.

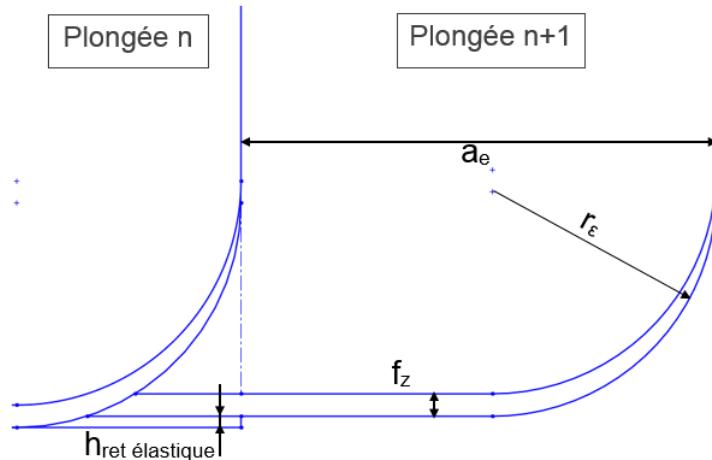


Figure III.8 : Usinage en fond de poche avec réduction de la profondeur de plongée ($kr = 90^\circ$)

z (mm)	S_{init} (mm^2)	$F_i(0)$ (N)	ΔS_a %	$F_i(z_{max})$ (N)	ΔF_i %
0	0,3	$F_t = 646$	0 %	$F_t = 646$	0 %
		$F_r = 275$		$F_r = 275$	0 %
		$F_z = 495$		$F_z = 495$	0 %
0.1	0,3	$F_t = 646$	0 %	$F_t = 646$	0 %
		$F_r = 275$		$F_r = 275$	0 %
		$F_z = 495$		$F_z = 495$	0 %
0.2	0,3	$F_t = 646$	0 %	$F_t = 646$	0 %
		$F_r = 275$		$F_r = 275$	0 %
		$F_z = 495$		$F_z = 500$	1 %
0.3	0,3	$F_t = 646$	1 %	$F_t = 651$	1 %
		$F_r = 275$		$F_r = 275$	0 %
		$F_z = 495$		$F_z = 508$	3 %
0.4	0,3	$F_t = 646$	2 %	$F_t = 655$	1 %
		$F_r = 275$		$F_r = 278$	1 %
		$F_z = 495$		$F_z = 510$	3 %
0.5	0,3	$F_t = 646$	3 %	$F_t = 661$	2 %
		$F_r = 275$		$F_r = 280$	2 %
		$F_z = 495$		$F_z = 525$	6 %
0.6	0,3	$F_t = 646$	5 %	$F_t = 671$	4 %
		$F_r = 275$		$F_r = 283$	3 %
		$F_z = 495$		$F_z = 527$	6 %
0.7	0,3	$F_t = 646$	7 %	$F_t = 687$	6 %
		$F_r = 275$		$F_r = 286$	4 %
		$F_z = 495$		$F_z = 536$	8 %
0.8	0,3	$F_t = 646$	10 %	$F_t = 710$	10 %
		$F_r = 275$		$F_r = 292$	6 %
		$F_z = 495$		$F_z = 558$	13 %
0.9	0,3	$F_t = 646$	13 %	$F_t = 720$	11 %
		$F_r = 275$		$F_r = 298$	8 %
		$F_z = 495$		$F_z = 571$	15 %
0.96	0,3	$F_t = 646$	19 %	$F_t = 749$	16 %
		$F_r = 275$		$F_r = 305$	11 %
		$F_z = 495$		$F_z = 593$	20 %

Tableau III.1 : Comparaison des efforts en fond de poche avec et sans la réduction de la profondeur de plongée pour TangPlunge – ER ($kr = 90^\circ$) ($V_c = 60\text{ m/min}$; $f_z = 0.1\text{ mm/tr}$; $a_e = 3\text{ mm}$)

III.3 Outil AQX de Mitsubishi ($kr < 90^\circ$)

L'outil AQX de Mitsubishi possède un angle de direction d'arête $kr = 86^\circ$. L'outil attaque la matière sur le point le plus bas de sa partie rayonnée, c'est la première zone de contact avec la pièce à usiner (Figure III.9). Le rayon de bec de cet outil est petit, et ne dépasse pas 0,8 mm. Plus le rayon est grand, plus la quantité de matière restante à reprendre est importante. En fond de poche, l'outil de coupe AQX reprend très peu de matière de la passe précédente voire pas du tout. Pour cela, il ne présente pas une augmentation significative des efforts de coupe en fond de poche (Figure III.10), ce qui rend son utilisation plus intéressante pour les opérations de tréflage de ce point de vue.

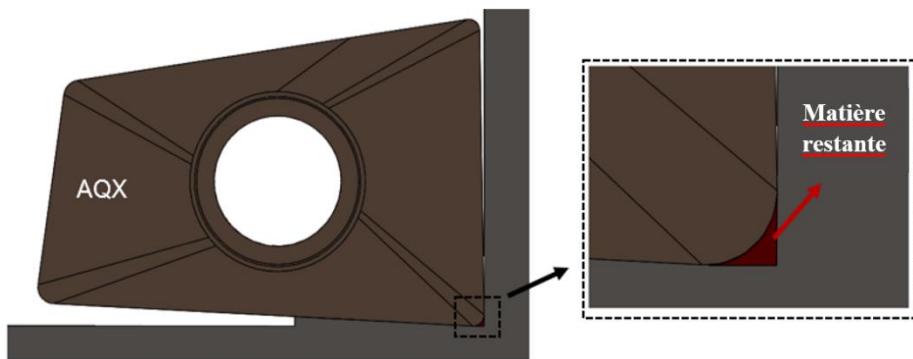


Figure III.9 : Usinage en fond de poche par l'outil AQX de Mitsubishi

On remarque au travers de ces courbes d'efforts que lorsque l'on est au fond de la poche, il y a des forces générées par la dent à l'arrière de l'outil. Cela est dû au retour élastique et à l'usinage du matériau laissé avec le rayon de bec de l'outil. Ceci est confirmé par les rainures présentes sur la Figure III.11.

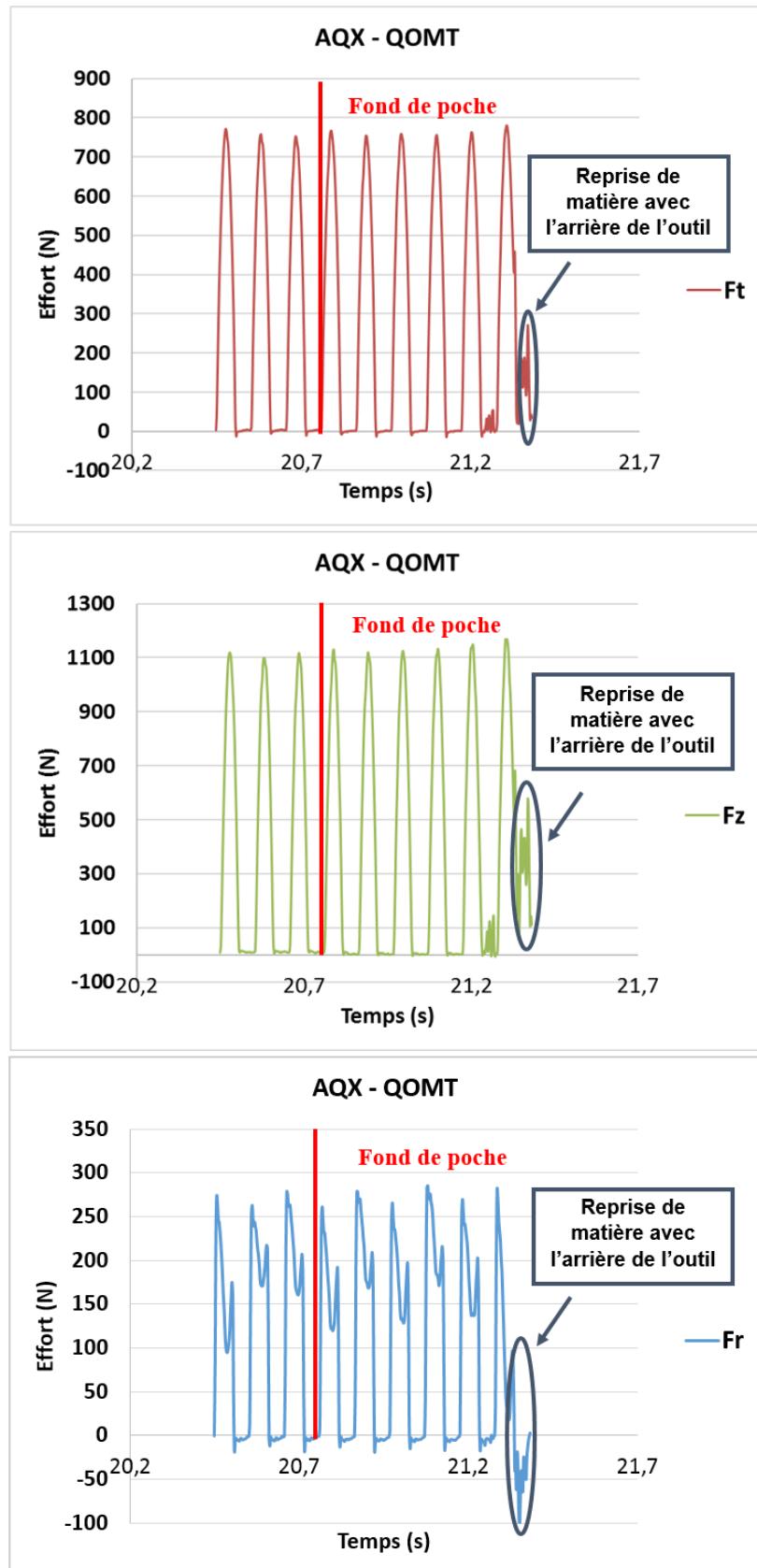


Figure III.10 : Efforts de coupe en fond de poche pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)



Figure III.11 : Surface générée par l'outil AQX ($kr < 90^\circ$) en fond de poche

Le calcul de la section de copeau additionnée a été réalisé de manière numérique. Elle est représentée sur la Figure III.12. On constate que la section de copeau additionnée ΔS_a est négligeable devant la section de copeau initiale S_{init} usinée pendant la phase stable (Figure III.14).

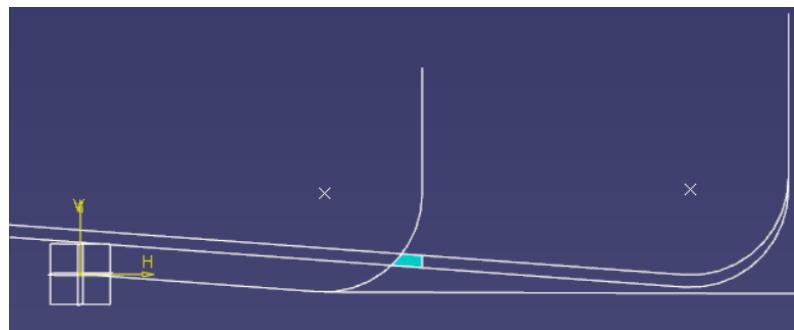


Figure III.12 : Calcul numérique de la section de copeau additionnée pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$)

ΔS_a (Figure III.12 et Figure III.14) est calculée à partir de l'équation (III.4). La valeur maximale du paramètre z , notée z_{max} , est donnée par l'équation suivante (Figure III.13) :

$$z_{max} = r_\varepsilon \cdot \cos \varphi - \tan \varphi \cdot (a_e - r_\varepsilon \cdot (1 + \sin \varphi)) \quad (\text{III.10})$$

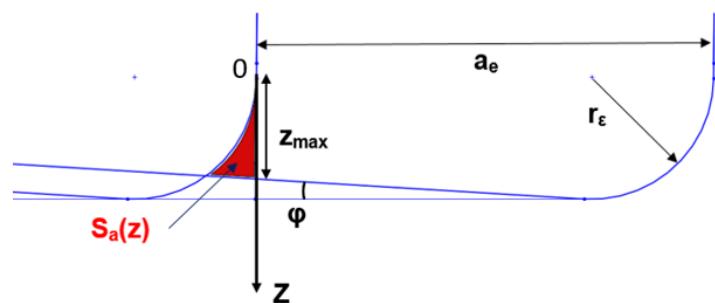


Figure III.13 : $S_a(z)$ et z_{max} pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$)

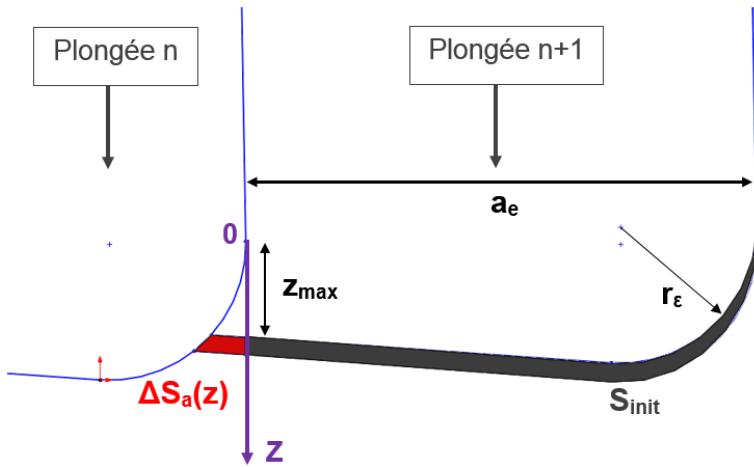


Figure III.14 : ΔS_a et S_{init} en fond de poche pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$)

Les variations des efforts de coupe $\Delta F_i\%$, et la variation de la section des copeaux $\Delta S_a\%$ sont présentées sur la Figure III.15. La position $z = 0$ représente le début de l'usinage de la matière restante de la plongée précédente. z varie sur un intervalle inférieur à r_ε égal à 0.8 mm en raison de l'inclinaison de l'arête de coupe.

Comme mentionné auparavant, très peu de matière est laissée par la plongée précédente de l'outil ce qui conduit à obtenir une surface de copeau supplémentaire ΔS_a négligeable par rapport à la section de copeau initiale S_{init} . $\Delta S_a\%$ reste inférieur à 9% avec ces paramètres de coupe.

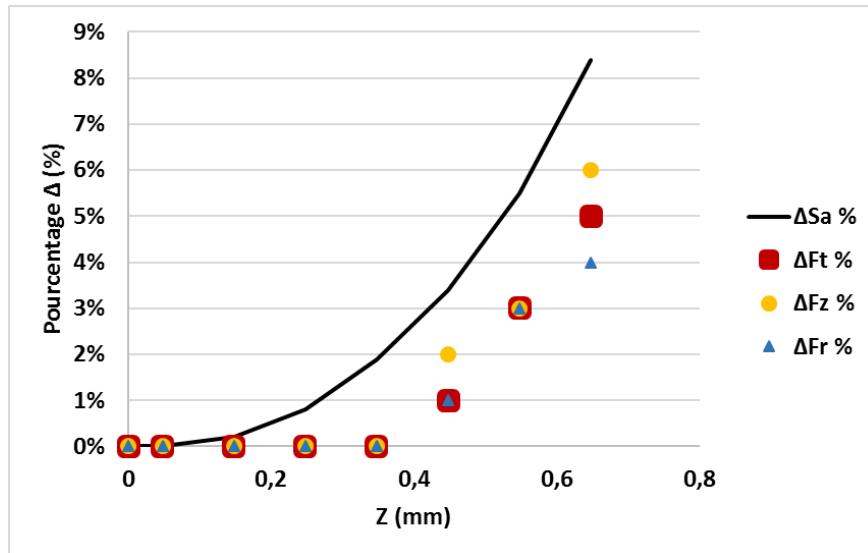


Figure III.15 : Evolution de $\Delta S_a\%$ et des trois $\Delta F_i\%$ en fond de poche pour l'outil AQX ($kr < 90^\circ$)
 $(V_c = 60 \text{ m/min} ; f_z = 0.1 \text{ mm/dent} ; a_e = 3 \text{ mm})$

En conclusion, l'augmentation des efforts de coupe ($\Delta F_t \%$, $\Delta F_r \%$ et $\Delta F_z \%$) en fond de poche est insignifiante et du même ordre que l'augmentation de $\Delta S_a \%$. Ces résultats rendent l'outil AQX intéressant pour les opérations de fraisage en plongée. Avec cet outil, aucune action corrective n'est nécessaire pour réduire le pic d'effort. Cependant, comme l'outil a un angle de direction d'arête $kr < 90^\circ$, la surface usinée au fond de la pièce n'est pas plane et il faudra prendre en compte la matière restante pour la passe de finition.

III.4 Outil AJX de Mitsubishi / Outil COROMILL 210 de Sandvik ($kr > 90^\circ$)

III.4.1 Analyse et modélisation

La plaquette JM de l'outil AJX de Mitsubishi est caractérisée par deux angles de direction d'arête caractérisant deux parties inclinées de l'arête de coupe, respectivement 115° et 103° , avec un angle kr de 90° pour la partie de l'arête la plus basse. La plaquette JL possède un angle de direction d'arête kr de 103° sur sa partie inclinée et un kr de 90° pour l'arête basse. L'outil COROMILL 210 de Sandvik possède un angle de direction d'arête kr également supérieur à 90° qui est de 100° . La matière laissée en fond de poche à chaque fin de plongée dépend directement de cet angle (Figure III.16), la surface générée par cet outil est donnée par la Figure III.17. Dans ce paragraphe, toutes les études seront basées sur l'outil AJX avec sa plaquette JM car elle représente le cas le plus complexe. La plaquette JL est un cas particulier dans lequel on n'utilise qu'une seule partie inclinée entre la partie rayonnée et l'arête horizontale, et l'outil CoroMill 210 de Sandvik représente un cas encore plus simple puisque l'arête de coupe de la plaquette ne possède qu'une partie rayonnée et une partie rectiligne inclinée d'un seul angle φ_r par rapport à l'horizontale.

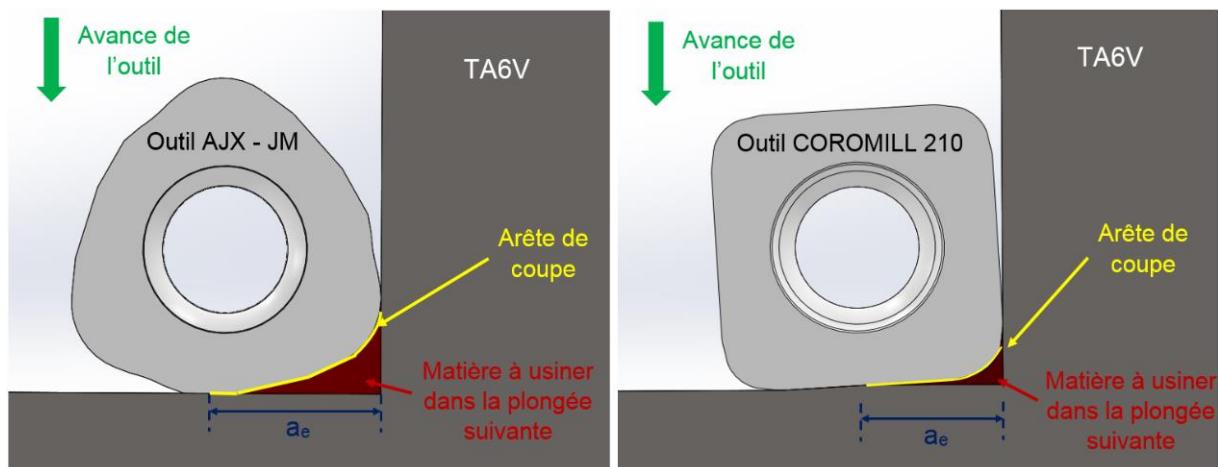


Figure III.16 : Usinage en fond de poche par les outils AJX et COROMILL 210 ($kr > 90^\circ$)



Figure III.17 : Surface générée par l'outil AJX ($kr > 90^\circ$)

L'outil AJX possède un rayon de bec relativement grand ($r_\varepsilon = 2 \text{ mm}$) pour JM et $r_\varepsilon = 2.3 \text{ mm}$ pour JL) et la longueur de son arête de coupe en prise avec la matière est importante, ce qui engendre la présence d'une quantité remarquable de matière restante à usiner en fond de poche. Lorsque la matière est reprise durant la plongée suivante, la section de copeau augmente graduellement jusqu'à arriver à son maximum en fond de poche. Au fur et à mesure que la section devient plus importante, les efforts de coupe s'intensifient (Figure III.18). Plus le rayon de bec r_ε est grand, plus la croissance des forces est progressive.

Les longueurs et les angles caractéristiques de l'outil AJX - JM sont définis dans la Figure III.19. La mesure de la plaquette donne :

$$r_\varepsilon = 2 \text{ mm}, \quad L_2 = 1.61 \text{ mm}, \quad L_3 = 2.46 \text{ mm}, \quad L_4 = 1.76 \text{ mm}, \quad \varphi_{r1} = 25^\circ, \quad \varphi_{r2} = 13^\circ, \quad \varphi_{r4} = 20^\circ.$$

L'arête de coupe définie par L_4 est horizontale.

Les angles de direction d'arête sont supérieurs à 90° et sont définis par : $kr_1 = 90^\circ + \varphi_{r1}$ et $kr_2 = 90^\circ + \varphi_{r2}$.

La section initiale S_{init} et la section additionnée ΔS_a en fond de poche sont représentées sur la Figure III.20. Les forces de coupe en fond de poche vont être influencées par la section de copeau totale S définie dans équation (III.6).

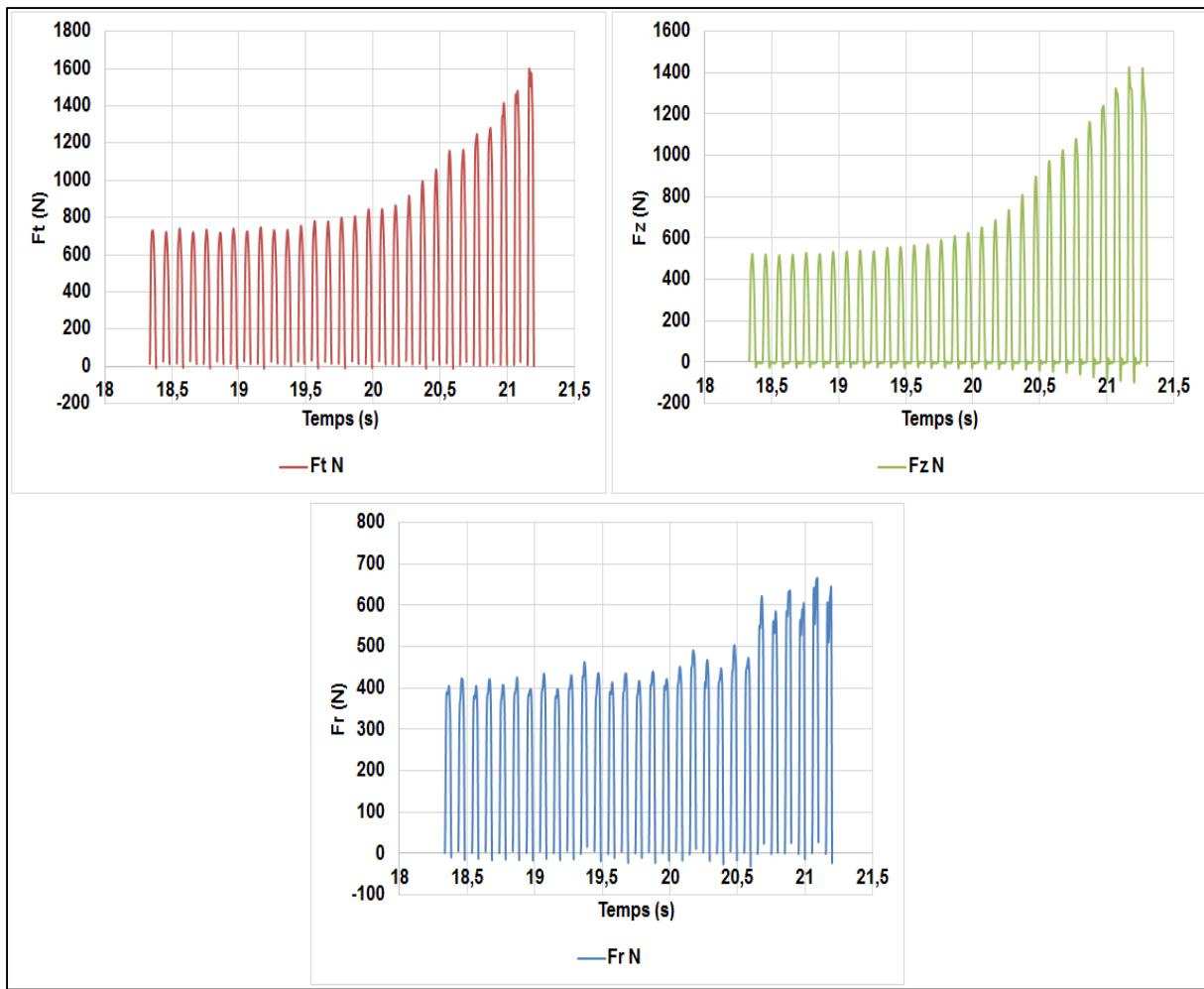


Figure III.18 : Evolution des efforts de coupe à la fin de la plongée pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$)
 $(r_\varepsilon = 2 \text{ mm} ; V_c = 60 \text{ m/min} ; f_z = 0.1 \text{ mm/dent} ; a_e = 3 \text{ mm})$

Pour définir z_{max} utilisé dans l'équation (III.5), différents cas existent dépendant de la valeur du décalage radial a_e :

- L'origine de z ($z = 0$) est définie par l'intersection du cercle de rayon r_ε de la plongée (n) avec le segment de longueur L_4 de la plongée ($n + 1$).
- L'origine de z ($z = 0$) est définie par l'intersection du cercle de rayon r_ε de la plongée (n) avec le segment de longueur L_3 de la plongée ($n + 1$).
- L'origine de z ($z = 0$) est définie par l'intersection du cercle de rayon r_ε de la plongée (n) avec le segment de longueur L_2 de la plongée ($n + 1$).

Le cas où l'origine de z serait donné par l'intersection du cercle de rayon r_ε de la plongée (n) avec le cercle de rayon r_ε de la plongée ($n + 1$) n'est pas étudié car ce cas ne peut pas se produire pour a_e supérieur à 2 mm.

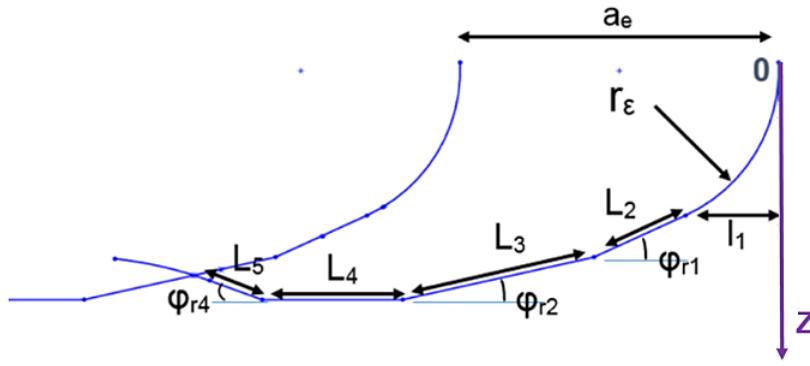


Figure III.19 : Paramètres géométriques de la plaquette de l'outil AJX – JM

Une étude analytique a été menée afin de déterminer dans quel cas nous nous trouvons suivant la valeur prise pour a_e et la valeur correspondante de z_{max} .

- Cas 1 : $a_e \geq L_3 \cos(\varphi_{r2}) + L_2 \cos(\varphi_{r1}) + r_\epsilon(1 - \sin(\varphi_{r1}))$

$$z_{max} = L_3 \sin(\varphi_{r2}) + L_2 \sin(\varphi_{r1}) + r_\epsilon \cos(\varphi_{r1}) \quad (\text{III.11})$$

- Cas 3 : $a_e \leq L_2 \cos(\varphi_{r1}) + r_\epsilon(1 - \sin(\varphi_{r1}))$

$$z_{max} = r_\epsilon \left(\cos(\varphi_{r1}) - \tan(\varphi_{r1})(1 - \sin(\varphi_{r1})) \right) + a_e \tan(\varphi_{r1}) \quad (\text{III.12})$$

- Cas 2 : a_e est compris entre les cas 1 et 2

$$\begin{aligned} z_{max} = & L_2 \sin(\varphi_{r1}) + r_\epsilon \cos(\varphi_{r1}) \\ & - \tan(\varphi_{r2})(L_2 \cos(\varphi_{r1}) + r_\epsilon(1 - \sin(\varphi_{r1})) - a_e) \end{aligned} \quad (\text{III.13})$$

A partir de ces relations, il est possible de déterminer les valeurs de ΔS_a (équation (III.4)) en faisant varier z sur l'intervalle $[0, z_{max}]$. Le calcul de ΔS_a est obtenu numériquement. La section initiale S_{init} , avant l'usinage de la matière laissée à la plongée précédente, est donnée par l'équation (III.1).

La Figure III.20 montre un exemple de matière laissée lors de la plongée (n) et qui sera reprise en partie par la plongée suivante ($n + 1$). Cet exemple illustre le cas n°2.

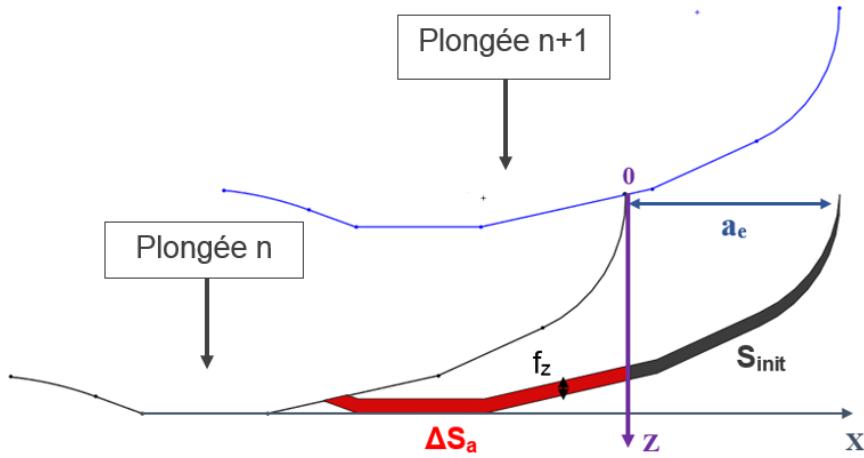


Figure III.20 : ΔS_a et S_{init} en fond de poche pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$)

La Figure III.21 montre les variations des efforts de coupe en fond de poche pour les conditions de coupe : $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$ and $a_e = 3\text{mm}$. Quand la matière laissée (à la plongée (n)) est usinée, la section de copeau augmente jusqu'à atteindre son maximum au fond de la poche. On constate une augmentation importante des efforts de coupe, spécialement F_t et F_z . A la fin de la plongée, les efforts deviennent extrêmement élevés ($F_t \approx 1600 \text{ N}$; $F_z \approx 1350 \text{ N}$).

Pour analyser ces variations d'efforts de manière précise, $\Delta F_i\%$ et $\Delta S_a\%$ sont représentés sur la Figure III.22.

La force tangentielle F_t dépend principalement de la section de copeau, elle augmente donc presque proportionnellement avec l'augmentation de la section de copeau jusqu'à atteindre le fond de la poche. La force axiale F_z augmente également avec approximativement la même pente que l'augmentation de la section de copeau. Lorsque l'arête de coupe horizontale (segment d'arête L_4) atteint le fond de la poche, $\Delta F_z\%$ augmente plus que $\Delta S_a\%$, ce qui est lié à r_β comme expliqué précédemment (retour élastique avec l'outil TangPlunge d'Iscar). Quant à l'évolution de l'effort radial F_r lorsque la section de copeau devient plus grande, il augmente mais de manière beaucoup moins importante par rapport aux efforts tangentiels et axiaux.

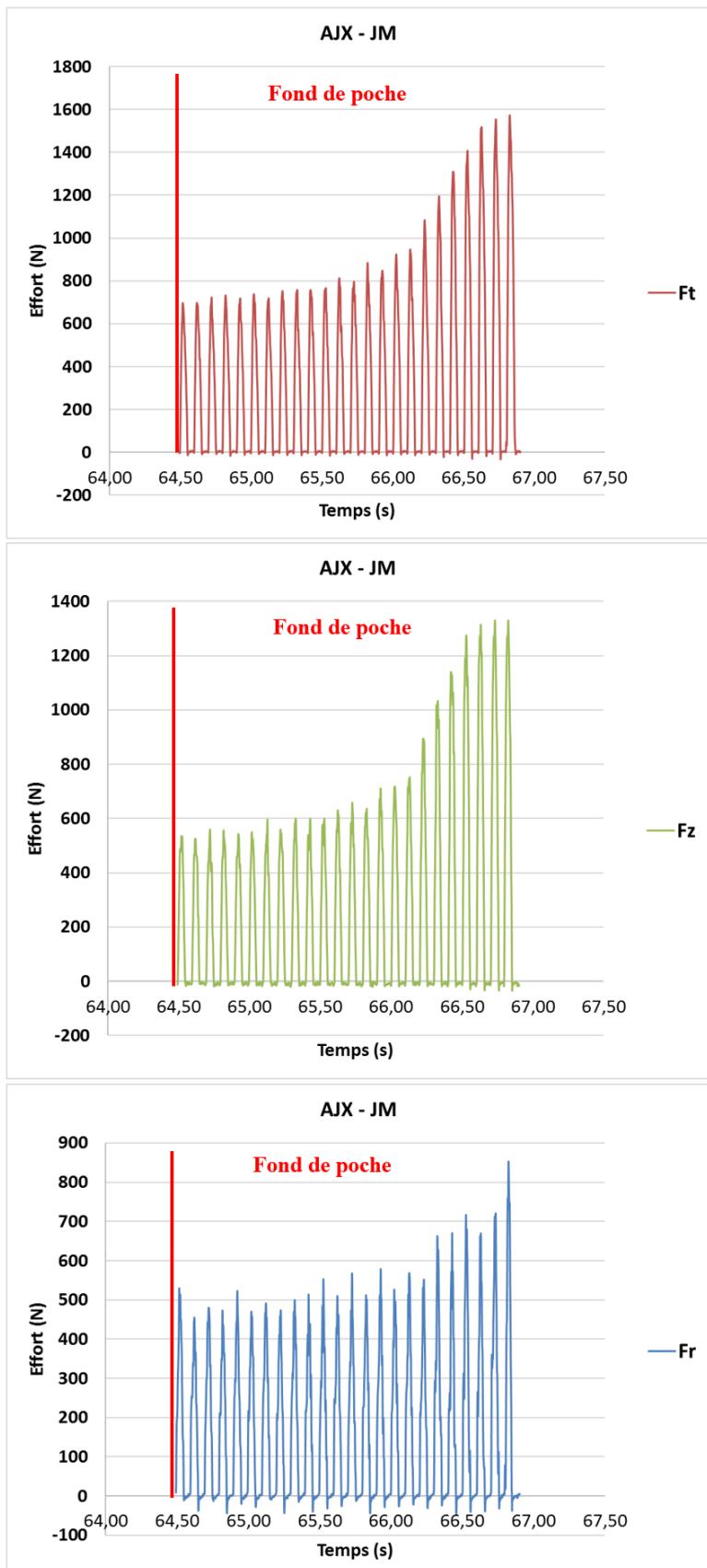


Figure III.21 : Efforts de coupe en fond de poche pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

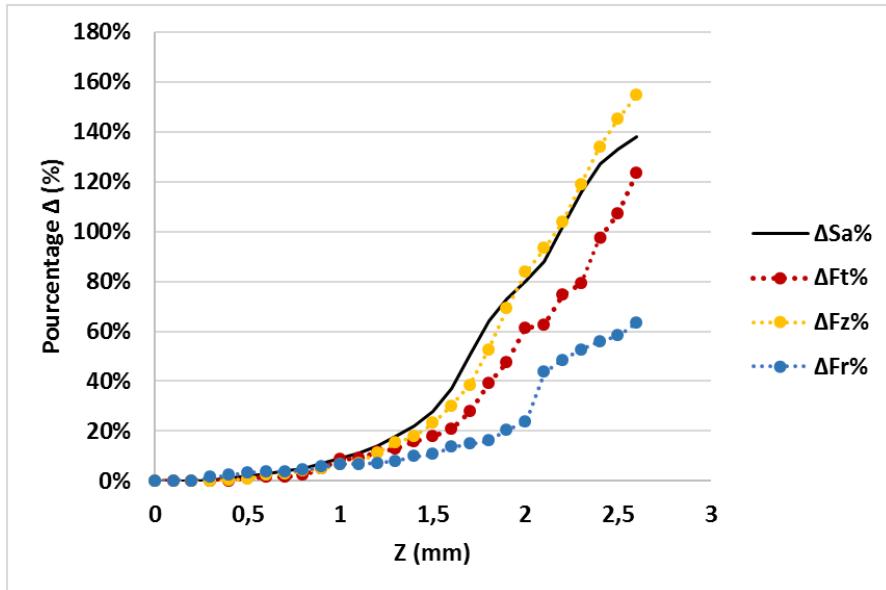


Figure III.22 : Evolution de $\Delta S_a\%$ et des trois $\Delta F_i\%$ en fond de poche pour l'outil AJX – JM ($kr > 90^\circ$) ($V_c = 60 \text{ m/min}$; $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

III.4.2 Actions correctives

III.4.2.1 Première solution envisagée

Pour faire face au problème de la forte augmentation des efforts de coupe en fin de phase de plongée, la première solution étudiée a consisté à diminuer l'avance, à chaque rotation de l'outil, à une valeur qui rend la section totale des copeaux égale à celle pendant la phase de coupe stable. La réduction d'avance $\Delta f_z\%$ dépend de $\Delta S_a\%$, et elle est obtenue par l'équation (III.14) :

$$\Delta f_z\% = \frac{\Delta S_a\%}{1 + \Delta S_a\%} \quad (\text{III.14})$$

Si on note f_{z0} l'avance par dent durant la phase de coupe stable, l'avance par dent f_z à chaque rotation d'outil en fond de poche dépend de $\Delta S_a\%$ et elle est calculée par l'équation (III.15) :

$$f_z = f_{z0} \cdot (1 - \Delta f_z\%) = \frac{f_{z0}}{1 + \Delta S_a\%} \quad (\text{III.15})$$

Cette solution peut être réalisée car les caractéristiques de notre machine (Jerk $J = 40 \text{ m/s}^3$ et accélération maximale $A = 6 \text{ m/s}^2$) permettent ces changements d'avance f_z à chaque tour d'outil (calculs définis en annexe C). Cela a été confirmé avec les relevés de vitesse de l'axe Z donnés par la machine (traces de servo). Ces relevés permettent de s'assurer que la réduction de vitesse envisagée, pour pallier les augmentations d'efforts en fond de poche, sera bien effective. Comme cela est visible sur les relevés de vitesse de l'annexe C, même si la

vitesse d'avance varie autour de la consigne, elle présente le même profil entre deux tours, ce qui signifie que l'épaisseur de copeaux visée est bien respectée.

A partir de l'équation (III.15), nous avons établi sur le Tableau III.2, les avances utilisées pour les dernières rotations de l'outil au fond de la poche dans le cas de la Figure III.22.

Avec cette approche, la section des copeaux reste constante, ce qui est censé générer les mêmes efforts de coupe depuis la phase de coupe stable jusqu'à la fin de la plongée. La Figure III.23 représente la variation programmée de l'avance donnée dans le Tableau III.2.

$z \text{ (mm)}$	$\Delta S_a \%$	$f_z \text{ (mm)}$	$\Delta f_z \%$
0	0%	0.1	0%
0,3	1%	0.099	0%
0,5	2%	0.098	2%
0,7	4%	0.096	4%
0,9	7%	0.093	7%
1,1	11%	0.09	10%
1,3	18%	0.085	15%
1,5	28%	0.078	22%
1,7	51%	0.066	34%
1,9	73%	0.058	42%
2,1	88%	0.053	47%
2,3	116%	0.046	54%
2,4	133%	0.043	57%
2,6	138%	0.042	58%

Tableau III.2 : Avances utilisées pour les derniers tours de rotation d'outil en fond de poche ($f_{z0} = 0.1 \text{ mm/dent}$; $V_c = 60 \text{ m/min}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

Sur le directeur de commande numérique Siemens 840D, la variation de l'avance peut se programmer avec différentes fonctions (FLIN, FCUB, FPO) qui permettent des variations d'accélération sans à-coup. Les fonctions FCUB et FPO permettent de faire varier l'avance sous des formats polynomiaux avec raccords en tangence. Toutes ces fonctions sont parfaitement adaptées à nos besoins pour contrôler la réduction de vitesse sans à-coups. Pour réaliser nos essais, nous avons principalement utilisé la fonction FLIN à chaque bloc. Avec cette fonction de programmation, la valeur de l'avance varie linéairement de la valeur en début de bloc à la valeur en fin de bloc. La courbe de la Figure III.23 a donc été linéarisée par morceaux, en tenant compte d'une erreur de corde, pour définir les différents blocs du programme CN.

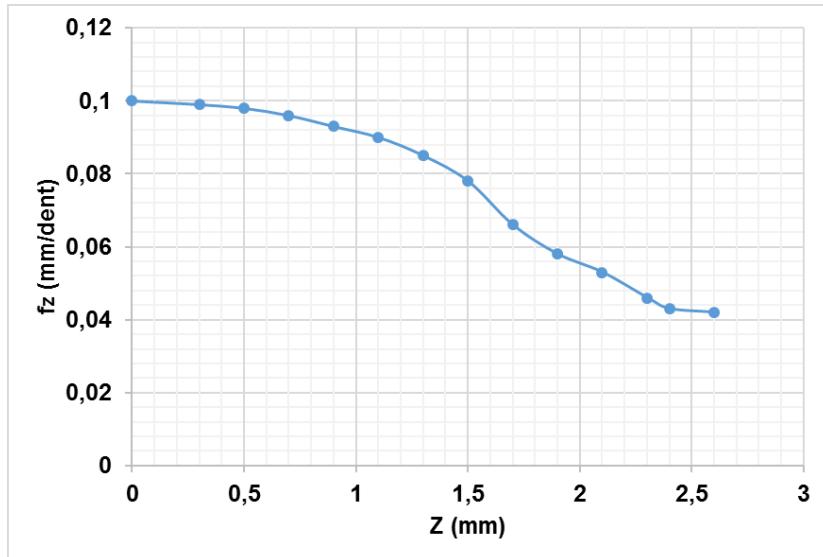


Figure III.23 : Variation programmée de l'avance en fond de poche ($f_{z0} = 0.1 \text{ mm/dent}$; $V_c = 60 \text{ m/min}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

La Figure III.24 illustre la réduction de vitesse enregistrée sur l'axe machine en fond de poche.

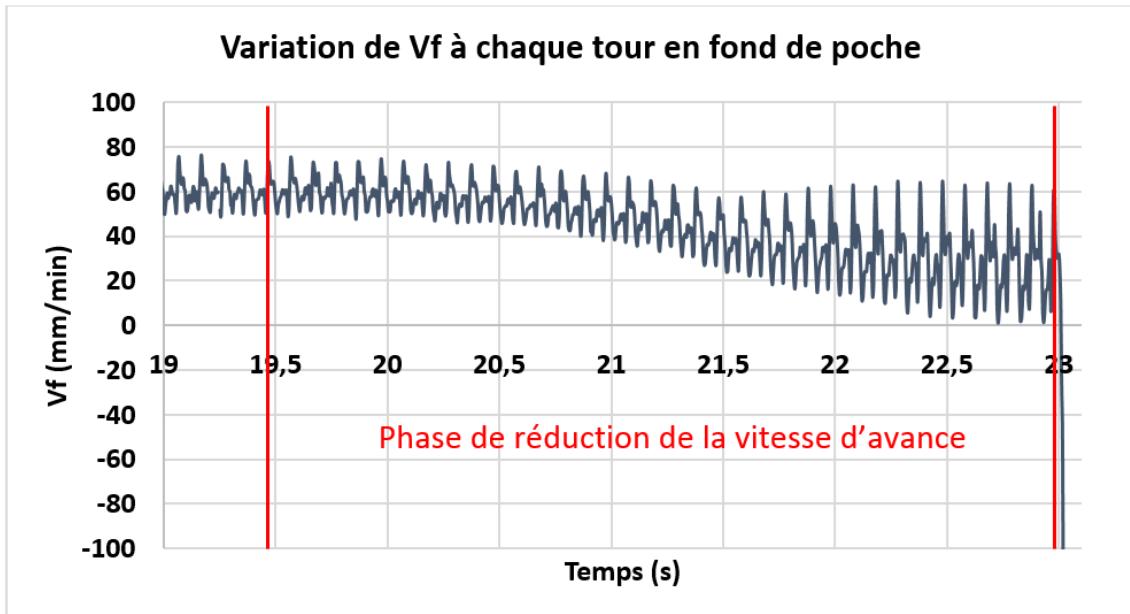


Figure III.24 : Variation à chaque tour de la vitesse programmée pendant la coupe avec FLIN (relevé machine)

Les fluctuations de la vitesse autour de la valeur de consigne (Figure III.24), sont présentées en détail en annexe C. Ces fluctuations sont liées à l'asservissement de l'axe machine soumis aux perturbations entraînées par l'application périodique des efforts de coupe sur l'outil.

Malgré les perturbations de la vitesse, on constate que la valeur moyenne de la vitesse d'avance à chaque tour de fraise est proche de la vitesse consigne.

Nous avons effectué un essai de fraisage en plongée en utilisant la modification d'avance telle que présentée dans le Tableau III.2. Nous avons constaté que l'augmentation du pic d'efforts au bas de la pièce n'était pas totalement éliminée : la force tangentielle maximale F_t et la force radiale maximale F_r ont été considérablement réduites. La diminution de la force axiale F_z a été plus faible (Figure III.25).

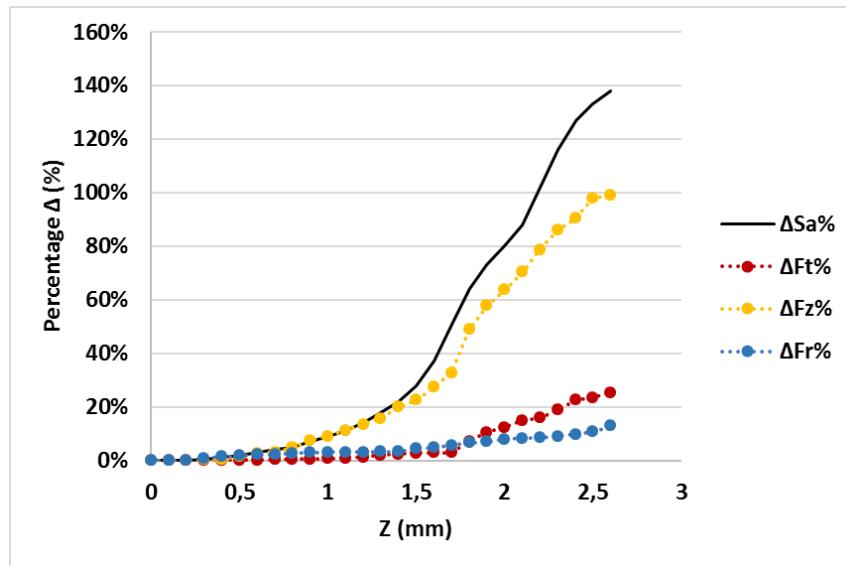


Figure III.25 : Evolution des efforts de coupe avec réduction de l'avance ($f_{z0} = 0.1 \text{ mm}$; $V_c = 60 \text{ m/min}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

La force tangentielle dépend principalement de la section de copeau, de sorte que la modification de l'avance l'affecte nécessairement fortement. Comme l'avance par dent f_z représente la hauteur de la section maximale du copeau, elle indique la partie engagée du rayon de bec de plaquette, ce qui réduit considérablement l'effort radial, et de manière beaucoup moindre l'effort axial. Les pourcentages de réduction des forces radiale et tangentielle sont importants. La diminution de l'avance peut être considérée comme efficace pour réduire le pic d'effort de ces 2 composantes. Le pourcentage de diminution de l'effort axial au fond de la poche est bien inférieur à celui de la section de copeau, comme $\Delta F_z\% \approx -35\%$ pour $\Delta f_z\% \approx 60\%$, ce qui est principalement lié à l'engagement d'une importante partie de l'arête de coupe horizontale. Malgré l'application d'une réduction d'avance pour obtenir une section de copeau égale à S_{init} , l'effort F_z à la fin de la plongée est double par rapport à celui de la phase de coupe stable. Ceci peut s'expliquer par le retour élastique du matériau usiné d'une part, et par la faible valeur de l'avance qui est proche du rayon d'arête r_β d'autre part. Pour cet outil, la diminution de l'avance est essentielle pour réduire les efforts de coupe en fin de plongée, mais il est impossible de compenser toutes les forces augmentées en n'intervenant que sur la réduction de l'avance. Le Tableau III.3 indique les valeurs des forces avant et après l'application de la réduction d'avance.

	F_r	F_t	F_z
Effort maximum en phase stable (N)	480	700	530
Effort maximum au fond de poche sans réduction de l'avance (N)	790	1560	1350
Pourcentage d'augmentation par rapport à la phase stable	64%	123%	155%
Effort maximum au fond de poche après correction de l'avance (N)	540	875	1060
Pourcentage d'augmentation par rapport à la phase stable	12%	25%	100%
$\Delta S_a \%$	138%		

Tableau III.3 : Comparaison entre les efforts en phase stable et les efforts en fin de phase de plongée avec réduction d'avance ($f_{z0} = 0.1 \text{ mm}$; $V_c = 60 \text{ m/min}$; $a_e = 3 \text{ mm}$)

III.4.2.2 Deuxième solution envisagée

On a démontré avec la solution de correction précédente, à savoir la réduction de l'avance par dent à chaque tour de fraise en fond de poche, que celle-ci est efficace pour diminuer les efforts tangential et radial ; l'effort axial étant quant à lui peu réduit. Même si la perte de temps causée par cette réduction d'avance en fond de poche est minime, il peut être intéressant, au lieu d'appliquer une baisse de l'avance à chaque tour de fraise, de l'appliquer à seulement quelques valeurs (deux ou trois valeurs d'avances réduites) pour avoir au final des effets proches de la première solution évoquée, avec une perte de temps réduite au niveau de la phase de plongée, mais surtout une programmation simplifiée.

Par exemple (Figure III.26), pour les conditions de coupe ($V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$, $a_e = 3 \text{ mm}$) : une première diminution de l'avance de -40 % est réalisée lorsque le pourcentage d'augmentation de la section de copeau $\Delta S_a \%$ arrive à 20%. Cette valeur de l'avance est maintenue jusqu'à une augmentation de $\Delta S_a \% \approx 60\%$, une deuxième réduction de -50% est alors appliquée sur l'avance. Cette valeur de l'avance est maintenue jusqu'à une augmentation de la section de copeau $\Delta S_a \% \approx 100\%$, une troisième réduction de l'avance de -60% est alors appliquée jusqu'à la fin de la plongée.

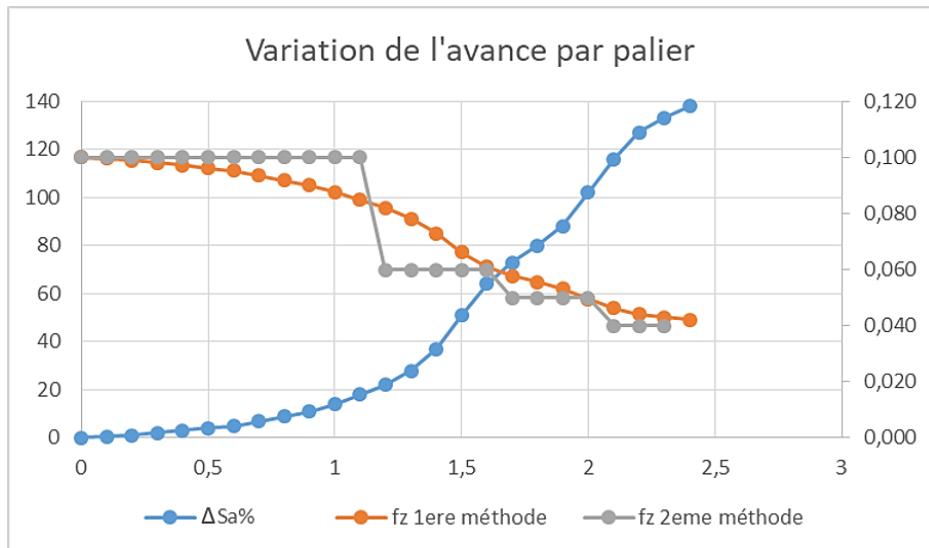


Figure III.26 : Deuxième méthode de réduction de l'avance ($f_{z0} = 0.1 \text{ mm}$, $V_c = 60 \text{ m/min}$, $a_e = 3 \text{ mm}$)

Les résultats obtenus montrent que cette solution donne quasiment les mêmes valeurs d'efforts de coupe en fond de poche. L'intérêt ici n'est pas le gain de temps qui reste très faible mais de pouvoir proposer une solution corrective simple à programmer. La Figure III.27 illustre la réduction de vitesse enregistrée sur l'axe machine en fond de poche, avec une variation en 3 paliers dégressifs. Les trois valeurs réduites de la vitesse d'avance utilisées sont : 36, 30 et 25 mm/min. Nous pouvons constater que lorsque l'avance devient trop faible, la vitesse d'avance a des amplitudes importantes autour de la consigne et peut même s'arrêter. Il est donc inutile d'envisager des vitesses d'avance inférieures à 0.04 mm/tour.

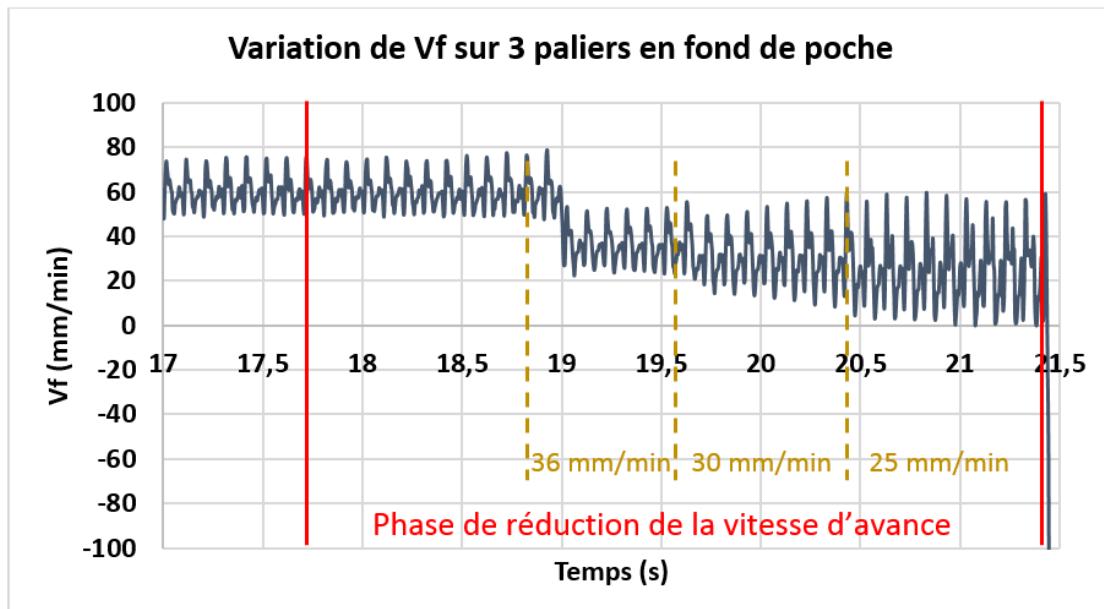


Figure III.27 : Variation en 3 paliers de la vitesse programmée pendant la coupe avec FLIN (relevé machine)

III.5 Influence des paramètres de coupe

La section de copeau additionnelle pour l'outil TangPlunge ($kr = 90^\circ$) dépend essentiellement du rayon de bec r_ε , et celle de l'outil AQX ($kr < 90^\circ$) est relativement négligeable par rapport à la section de copeau initiale. Par conséquent, ce paragraphe ne traite que de l'outil AJX ($kr > 90^\circ$).

L'avance par dent f_z a une faible influence sur l'évolution du pourcentage de section de copeau additionnelle maximale au fond de la poche (Figure III.28). En fait, bien que ce paramètre affecte à la fois les sections de copeau S_{init} et ΔS_a , le ratio $\Delta S_a\%$ reste presque le même.

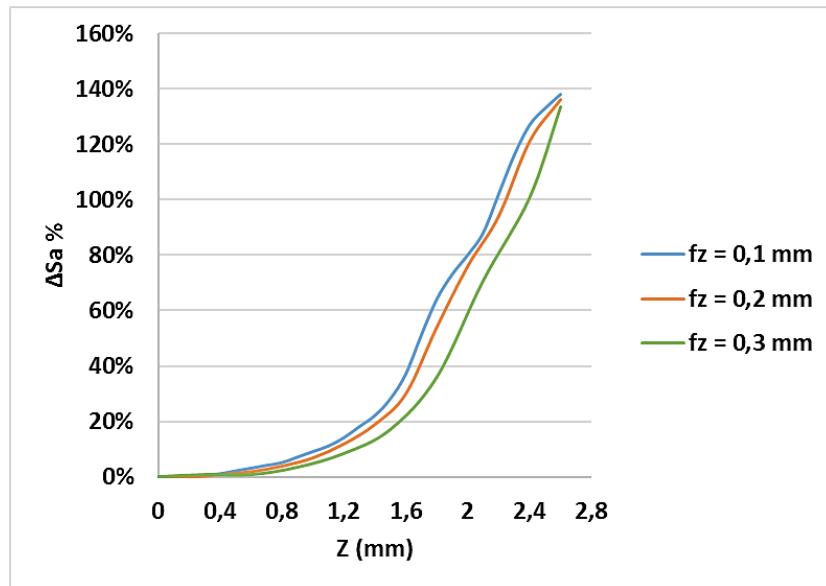


Figure III.28 : Variation du pourcentage supplémentaire de section de copeau ΔS_a avec la variation de l'avance par dent f_z pour l'outil AJX – JM

En ce qui concerne le décalage radial a_e , son influence sur $\Delta S_a\%$ est jugée très importante (Figure III.29). En effet, un décalage radial plus important génère une section supplémentaire plus faible pour toute avance f_z . Sur cette base, l'utilisation d'un décalage radial plus important et d'une avance par dent inférieure peut être plus efficace dans les opérations de fraisage en plongée avec ce type d'outil ($kr > 90^\circ$).

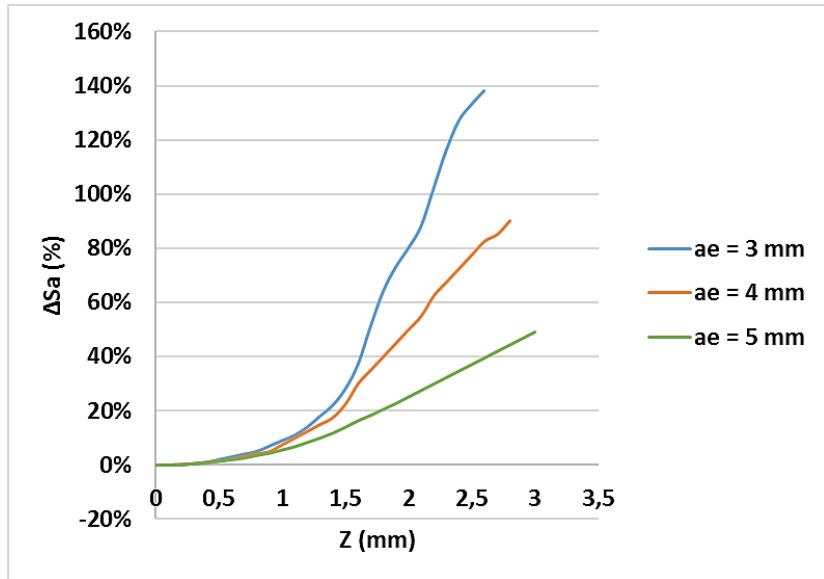


Figure III.29 : Variation du pourcentage supplémentaire de section de copeau ΔS_a avec la variation du décalage radial a_e pour l'outil AJX – JM

La Figure III.30 illustre les principaux cas testés lors de cette étude avec différents décalages radiaux utilisés. Cette figure permet de mieux comprendre les courbes de la Figure III.29. Avec des décalages radiaux faibles, la section additionnée ΔS_a est très importante et il est donc préférable pour limiter les pics d'efforts de travailler avec des décalages radiaux les plus importants possibles entre deux plongées de l'outil.

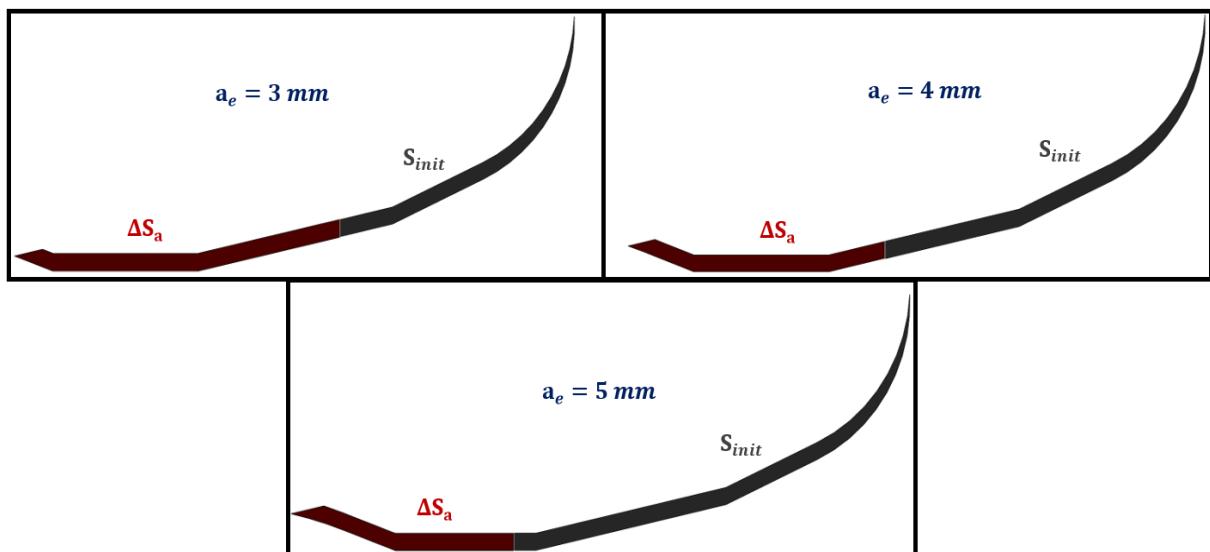


Figure III.30 : Cas de sections de copeau pour différents décalages radiaux pour l'outil AJX – JM

III.6 Conclusion

L'étude menée sur l'évolution des efforts de coupe en fond de poche a montré que ces forces augmentent et peuvent dans certains cas atteindre des niveaux bien plus importants en

fin de plongée que ceux enregistrés en phase stable. La cause essentielle derrière cette évolution des efforts est la reprise de la matière restante laissée par la plongée précédente.

L'amplification des efforts en fin de plongée est liée à deux paramètres. Le premier est le rayon de bec de l'outil qui influe aussi sur la rapidité de la variation d'effort : plus le rayon de bec est grand, plus l'augmentation est progressive, et plus la section de copeau additionnée est importante. Le deuxième paramètre qui influe sur l'augmentation des efforts, avec un effet plus marqué que le rayon de bec, est l'angle de direction d'arête kr . Lorsque cet angle est inférieur à 90° , l'augmentation des efforts de coupe à la fin de la plongée est négligeable. Par contre, lorsque cet angle dépasse 90° , on constate une augmentation importante des forces de coupe en fond de poche à cause de la présence de grandes sections de copeau additionnées. Lorsque kr est égal à 90° , l'outil de coupe est soumis à une amplification des efforts de coupe pilotée essentiellement par le rayon de bec.

Quelle que soit la géométrie de l'outil, un autre phénomène a été constaté : une augmentation très marquée des efforts de coupe sur le dernier tour d'outil en fond de poche, liée à la fois à une section de copeau maximale mais aussi à l'effet du retour élastique du matériau usiné. Par rapport à ce phénomène de retour élastique, le rayon d'acuité d'arête de la plaquette va influer sur l'effort axial résultant en fond de poche. Pour les outils de coupe possédants un angle kr différent de 90° , la quantité de matière restante à usiner en fond de poche diminue lorsque le décalage radial a_e augmente. Ainsi, quelques recommandations peuvent être déduites : une géométrie de plaquette rectiligne, caractérisée par un angle de direction d'arête kr inférieur à 90° et un rayon de bec suffisamment grand pour renforcer localement la plaquette, est privilégiée pour contrôler le problème d'augmentation du pic d'efforts en fond de poche. De plus, la prise de décalage radial plus important et d'avance par dent plus faible est plus adéquate dans le processus de tréflage pour minimiser l'amplification des efforts à la fin de la plongée tout en conservant une charge admissible sur l'outil de coupe et la même productivité.

IV. Optimisation des stratégies en tréflage

Ce dernier chapitre s'intéresse à l'optimisation des stratégies de tréflage de poches. Il débute par un état de l'art sur les méthodes de génération de trajectoires en tréflage et présente leurs limitations. Un état des lieux des logiciels commerciaux de FAO est ensuite mené en présentant leur capacité à construire une stratégie de trajectoires de tréflage cohérente et optimisée. Une démarche d'optimisation des trajectoires de tréflage est ensuite mise en place dans le cadre de l'usinage de poches en titane. Cette optimisation est principalement basée sur la diminution du nombre de plongées afin de minimiser le temps d'usinage tout en maintenant la qualité des surfaces usinées. Ce chapitre se clôture sur la mise en place d'une procédure d'aide au choix des dimensions des outils de coupe.

IV.1 Etat de l'art

La stratégie d'usinage passe par le choix de la géométrie des outils, des trajectoires et des paramètres opératoires. Celle-ci peut être purement géométrique, mais elle peut aussi inclure les capacités cinématiques de la machine-outil ou des aspects dynamiques dépendant des efforts de coupe.

Lors de la réalisation des opérations d'enlèvement de matière en ébauche pour des poches profondes, l'outil doit suivre des trajectoires spécifiques qui prennent en compte plusieurs contraintes : l'obtention d'un débit-copeaux maximal tout en utilisant des conditions de coupe admissibles, et la génération de crêtes sur les parois de la poche avec des valeurs maximales maîtrisées en vue de l'étape de finition. Les trajectoires d'usinage principalement utilisées dans l'ébauche des cavités sont le contour parallèle et le zigzag (Figure IV.1). Dans ce chapitre, nous appellerons pas de plongée, la distance entre deux positions successives de l'outil dans le plan horizontal (de normale Z). Ce pas est égal au décalage radial a_e lorsque l'outil usine en pleine matière.

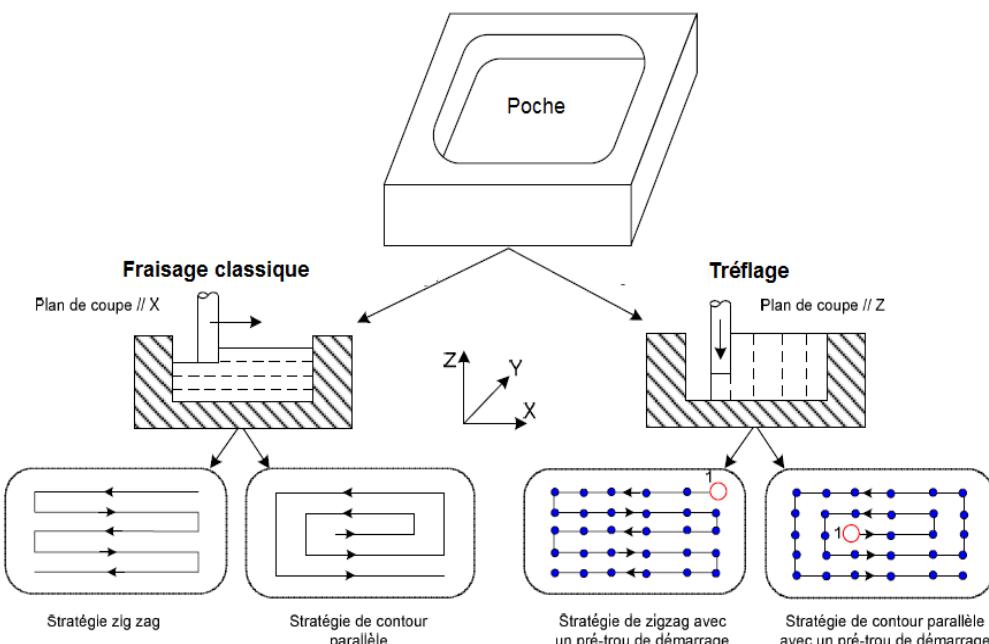


Figure IV.1 : Stratégies d'usinage usuelles en fraisage classique et en tréflage [Al-Ahmad, 2008]

Différents travaux de recherche se sont intéressés à la définition de trajectoires optimisées en tréflage. Rauch [Rauch, 2007] a étudié les trajectoires en tréflage sur les machines-outils à commande numérique (MOCN) à structure parallèle. En effet, le tréflage peut être compétitif par rapport à un procédé plus classique de fraisage par l'utilisation d'une machine-outil « dynamique », présentant de bonnes caractéristiques d'accélération et de jerk. Il a développé un modèle de génération de trajectoires de tréflage codées directement en langage ISO 6983 (code G) reposant sur les trajectoires classiques de zigzag et de contours parallèles avec prise en compte des capacités de la MOCN. Il ressort de cette étude que choisir la machine-outil présentant les meilleures caractéristiques cinématiques du marché ne servirait pas à grand-chose. En effet, Rauch met en évidence que ces paramètres saturent assez vite en fonction des conditions de coupe ou des paramètres géométriques de la poche à éviter, plafonnant ainsi les débits-copeaux atteignables. L'optimisation menée dans ce travail n'a touché quasiment que les trajectoires hors matière en modifiant le trajet de raccordement entre deux plongées (diminution des discontinuités). Ce travail n'a pas donné lieu à l'optimisation des conditions de coupe, ou à la recherche des outils les mieux adaptés à la réalisation d'une poche.

El-Midany et al. [El-Midany et al., 2006] proposent une nouvelle méthode dite « Ocfill » pour l'optimisation de la sélection des points de plongées et l'utilisation d'outils de différents diamètres. Cette méthode repose sur le remplissage d'une grille rectangulaire 2D par des plongées définies par des cercles chevauchés dont les centres représentent les axes de plongées. Les cercles ont un rayon correspondant à celui de l'outil qui usinera la pièce. L'étude de Tawfik [Tawfik, 2009] se base sur la même méthode, et propose l'optimisation de l'angle d'inclinaison de la grille sur laquelle seront définis les points de plongées (Figure IV.2).

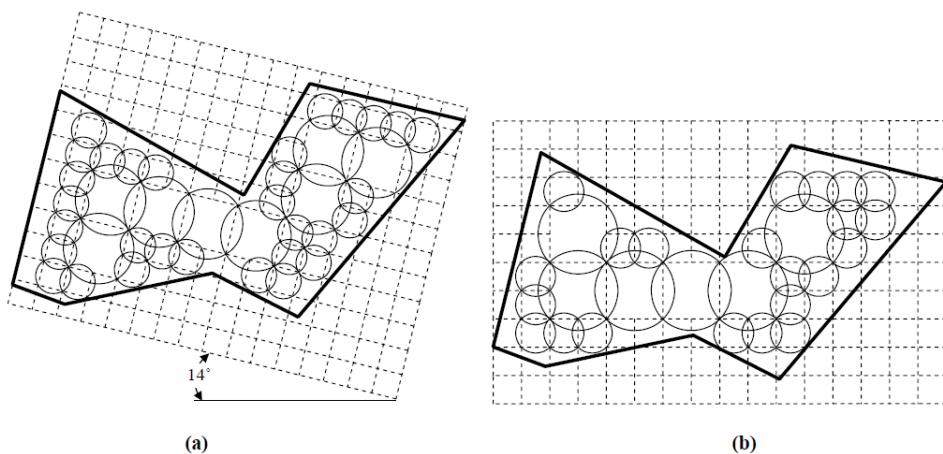


Figure IV.2 : Résultats de remplissage de poche avec la méthode: (a) Ocfill avec angle de remplissage optimisé ; (b) Ocfill non optimisée

Une autre approche similaire à la méthode dite « Ocfill » a été proposée par Sherif [Sherif, 2013]. Un premier algorithme, basé sur la méthode du degré de trou maximal, est destiné à remplir la poche avec des cercles de rayons spécifiques, non-chevauchant et tangents les uns aux autres et aux limites de poche. Un deuxième algorithme a pour but de couvrir les écarts entre les cercles non-chevauchant obtenus par le premier algorithme. Finalement, la méthode

de résolution de problème dite du « voyageur de commerce » (TSP) pour les cercles avec les mêmes rayons permet de donner la stratégie finale. Cette approche (notée CP) a été élaborée pour maximiser l'enlèvement de matière et minimiser le nombre de plongées, et a donné des meilleurs résultats par rapport à la méthode « Ocfill ». La Figure IV.3 présente un exemple d'application de cette méthode.

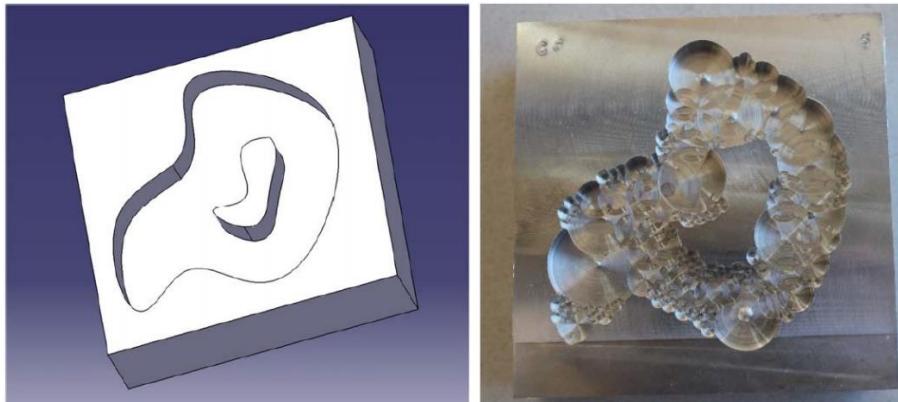


Figure IV.3 : Poche usinée avec la méthode CP

Le seul intérêt notable de ces travaux repose sur l'utilisation de plusieurs outils de diamètres différents pour usiner une poche. Néanmoins, ces méthodes sont inapplicables en pratique dans le domaine de l'usinage. En effet, ces deux méthodes laissent des quantités de matière importantes non usinées près des parois. Dans une stratégie de tréflage standard, l'outil se décale à chaque plongée d'une même trajectoire élémentaire, du pas, ce qui n'est pas le cas ici, les outils utilisés doivent donc obligatoirement avoir une coupe au centre. Cette méthode implique un nombre de changement d'outils conséquent. La charge d'effort sur l'outil sera conséquente et les conditions de coupe devront être réduites. Il n'est donc pas envisageable d'utiliser cette méthode pour l'usinage de pièces en alliage de titane.

Sun et al. [Sun et al., 2015] proposent une nouvelle méthode de génération de trajectoires d'outil en tréflage basée sur le concept mathématique de l'axe médian. Cette méthode est établie dans le but de contrôler le pas afin d'optimiser la coupe et la durée de vie de l'outil. En effet, ces chercheurs indiquent que les méthodes traditionnelles telles que le zigzag peuvent engendrer un pas plus grand localement dans des zones de coupe et des crêtes de matière importantes. La méthode de transformation de l'axe médian passe par plusieurs étapes qui sont : 1) le calcul du décalage du contour, 2) la génération d'axes médians, 3) la génération des cercles inscrits avec le choix d'un point de départ, 4) la génération de trajectoire d'outil, 5) la génération des positions d'outils (plongées) sur les cercles inscrits et leur ordre de réalisation (Figure IV.4). Cette méthode a permis de contrôler le pas, néanmoins elle n'est pas optimale en termes de nombre de plongées. De plus, elle ne prend pas en compte l'utilisation possible de plusieurs rayons d'outil, puisque les positions des plongées générées sur les cercles sont déterminées pour un seul outil de coupe.

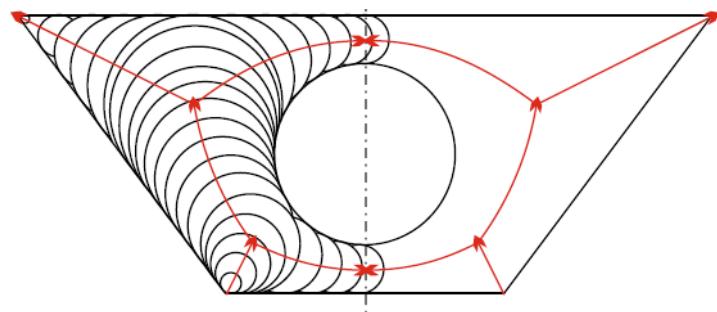


Figure IV.4 : Illustration de l'usinage d'une poche avec la méthode de transformation de l'axe médian

En conclusion de l'état de l'art, on constate que très peu d'études existent sur la planification de trajectoires en tréflage. Les méthodes couramment utilisées sont basées sur les planifications connues type « zig-zag » ou « contours parallèles ». D'autres méthodes, basées sur des concepts mathématiques (Ocfill ou axe médian), se révèlent être très peu efficaces car elles présentent de nombreux défauts : trop ou pas assez de plongées, beaucoup de matière non usinée, nécessité de tréfler pleine matière. Bien que certaines méthodes basées sur le concept « Ocfill » aient essayé de considérer l'usinage d'une poche par plusieurs outils de diamètres différents, la méthode est en pratique inapplicable.

IV.2 Analyse des opérations de tréflage issues de logiciels commerciaux de FAO

La FAO désigne la Fabrication Assistée par Ordinateur. Elle correspond à la programmation de l'usinage des pièces sur les machines-outils à commande numérique à l'aide de logiciels spécifiques à partir d'un modèle CAO de la pièce à réaliser. Dans ces logiciels, on choisit l'outil de coupe, les conditions opératoires (rotation de la broche ou la vitesse de coupe, l'avance) et une stratégie globale permettant de décrire les trajectoires de l'outil. Les solutions liées au procédé de tréflage présentes dans les logiciels FAO sont encore limitées et non optimisées étant donné que les trajectoires proposées sont issues des opérations de fraisage standard. Parmi les logiciels FAO commerciaux, nous allons présenter ci-dessous, deux d'entre eux : Mastercam, et Catia.

IV.2.1 Tréflage sur Mastercam

Le logiciel Mastercam comporte le module « plunge » pour réaliser des opérations de tréflage. Bien que l'utilisateur puisse rentrer les dimensions de l'outil, les conditions de coupe, et les surépaisseurs à laisser sur la pièce, il n'a pas accès à différents choix dans la définition de trajectoires d'outil. En effet, le logiciel propose seulement deux approches : la stratégie Zigzag basée sur l'usinage classique, ou la définition de trajectoires à partir d'un fichier NCI (Toolpath File) qui correspond à un fichier de trajectoires créé par l'utilisateur indépendamment du logiciel. Pour la stratégie de Zigzag, le pas de plongée est constant.

IV.2.2 Tréflage sur Catia V5

Les stratégies de tréflage proposées dans Catia V5 sont définies suivant différentes approches (Figure IV.5) : par points, par grille rectangulaire, par contours, et par décalage.

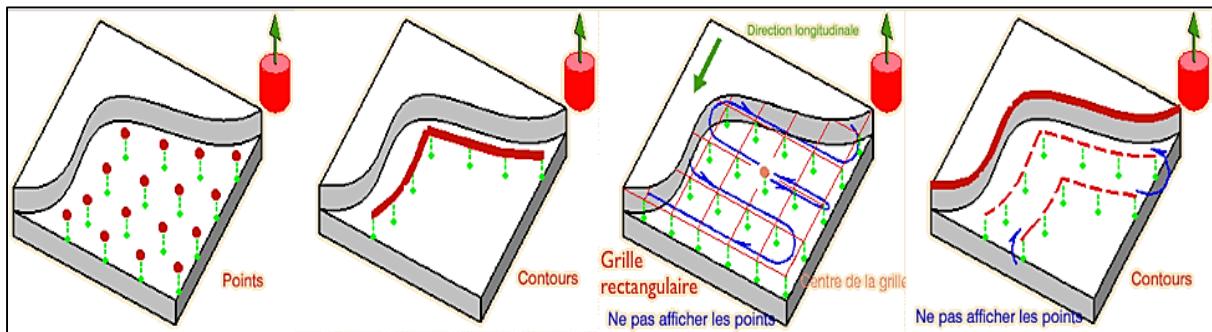


Figure IV.5 : Approches de définition des trajectoires en tréflage sur Catia

Définition par points :

Cette approche repose sur la définition préalable des points de plongées (par une esquisse), puis par la sélection de l'ordre des points à suivre par l'outil. Le plan de sécurité au-dessus de la pièce et la façon de remonter sont à spécifier. Cette méthode demande une longue préparation, surtout dans le cas de pièces de grandes dimensions et les pièces complexes.

Définition par grille rectangulaire :

Pour ce type de définition de stratégie d'usinage, la trajectoire est obtenue automatiquement en fonction de la poche sélectionnée et des paramètres de la grille donnés par le pas de plongée maximal et l'espacement entre les passes. Cette méthode peut être considérée utile et simple à exploiter dans le cas des poches simples. Par contre, dans le cas de poches complexes, des défauts majeurs peuvent être rencontrés : l'outil repasse plusieurs fois dans des zones déjà usinées ou bien il laisse de la matière. En effet la grille n'est pas adaptée en particulier au niveau des zones de contour de la poche.

Définition par contours :

Avec cette méthode, le logiciel crée une courbe guide décalée de la paroi sur laquelle seront définis les points de plongée. La position axiale du plan de sécurité, le mode de remontée et le pas de plongée maximal à ne pas dépasser, sont des données d'entrée. Les contours définis doivent être continus. Cette approche peut s'avérer pratique dans le cas de poches complexes, où les trajectoires peuvent être optimisées. Cependant, il faut noter que les plongées sur un segment se font toujours avec le décalage maximal autorisé, sauf pour la première ou la dernière plongée qui rattrape l'écart entre les n plongées décalées du pas maximal et la longueur réelle du segment. Ceci peut engendrer des très faibles prises de matière.

Définition par décalage :

Cette méthode permet de créer des trajectoires décalées de la paroi à suivre sélectionnée préalablement. Les différentes passes à réaliser sont données par la valeur de décalage. Il faut noter que le nombre de contour décalés est à définir par l'utilisateur.

Remarque : Pour ces stratégies par grille, par contours ou par décalage, le logiciel CATIA permet de distinguer un pas différent près des parois et à l'intérieur de la poche, de manière à contrôler les crêtes de matières laissées sur les parois.

IV.2.3 Temps d'usinage réel vs temps d'usinage indiqué par la FAO

Les stratégies de tréflage présentent de nombreuses discontinuités de trajectoires et de vitesses liées à la nature du cycle de plongée. Effectivement, chaque plongée en tréflage représente un cycle plongée–remontée–décalage dont le temps dépend des capacités cinématiques (accélération, jerk) de la machine utilisée et de la profondeur de la poche [Cafieri et al., 2016].

La plongée se fait à une vitesse d'usinage V_f qui dépend de la fréquence de rotation liée directement à la vitesse de coupe et à l'avance par dent. Le choix de ces paramètres de coupe est lié aux efforts de coupe admissibles, à la durée de vie de l'outil et au débit-copeaux. La remontée ne correspond pas à une opération d'enlèvement de matière. Elle se fait en vitesse rapide. La durée de cette remontée dépend de la hauteur de la pièce et des paramètres cinématiques de la machine (Jerk et accélération maximaux). La programmation sur les machines-outils se fait alors avec la commande $G0$. Le décalage d'une valeur a_e se fait également en vitesse rapide ($G0$) au niveau du plan de sécurité défini par l'opérateur afin de minimiser le temps hors matière.

Ces changements de direction du mouvement et les modifications de la vitesse d'avance doivent être pris en compte pour estimer avec précision la durée d'un cycle complet de tréflage (plongée, remontée et décalage). En effet, les logiciels de FAO peuvent donner un temps d'usinage très différent du temps d'usinage réel en tréflage. Les axes de la machine-outil à commande numérique (MOCN) ne peuvent pas passer instantanément d'une vitesse nulle à la vitesse de consigne et vice versa, tandis que le logiciel suppose que la vitesse est toujours égale à la vitesse de consigne. Les vitesses programmées obéissent à des lois spécifiques à chaque MOCN, et ne sont atteintes que sur les portions de trajet de longueurs suffisamment grandes.

Si nous considérons les modes ‘Brisk’ et ‘Soft’ de la loi de commande qui sont présents sur notre directeur de commande SIEMENS 840D (Figure IV.6), le temps et la façon d'atteinte de la vitesse de consigne sont différents. Le mode Soft est destiné à avoir une accélération qui ne varie pas brusquement, pour cela, la machine est pilotée à jerk constant. Ce mode favorise la précision et tend à ménager la mécanique de la machine. En mode Brisk, l'accélération est constante et le jerk est infini. Ce mode priorise la diminution du temps d'atteinte de la vitesse de consigne, mais par le biais d'échelons d'accélérations brusques.

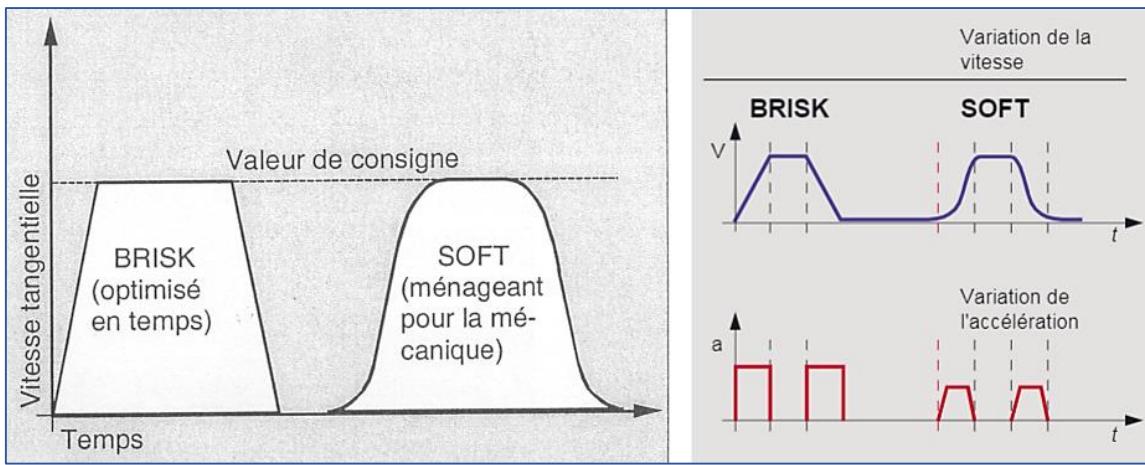


Figure IV.6 : Variations de la vitesse et de l'accélération en modes Brisk et Soft [Siemens, 2015]

IV.2.4 Problématiques liées aux logiciels de FAO

Les logiciels de FAO peuvent présenter des problèmes ou des limitations lors de la génération de l'opération de tréflage :

- Pas d'aide au choix d'outil.
- Pour la première plongée, dans le cas de poches ouvertes, le centre de l'outil se positionne sur le bord de la poche. Ceci implique que l'outil usine sur tout son rayon pendant la première plongée, alors que réellement l'outil devrait être décalé de $(R - a_e)$ à l'extérieur. Pour éviter ce problème (rupture de l'outil), il faut esquisser sur le logiciel une entrée de contour.
- Le logiciel travaillant à partir de contours décalés, peut créer trop de passes. Si l'utilisateur sélectionne tous les contours correspondant aux parois d'une poche ouverte d'un seul côté, le logiciel va générer des trajectoires en trop grand nombre. Un exemple sur Catia V5 illustrant ce problème : si on prend une largeur de poche égale à 100 mm, 3 passes dans le sens long seraient suffisantes pour tout couvrir avec une fraise de 40 mm. Dans cet exemple, le logiciel crée 4 passes (Figure IV.7). Ces passes en trop rendent l'opération de tréflage du logiciel inefficace. Rajouter une passe dans le sens long conduit à augmenter énormément le nombre de plongées donc le temps.
- Le logiciel donne des temps d'usinage sous-évalués, car il ne prend pas en compte les lois de pilotage des axes de la machine et ses caractéristiques de jerk et accélération maximale. Ce problème est remarquable dans le cas d'usinage de matériaux avec des vitesses d'avances élevées, mais il peut être considéré d'importance faible lorsqu'il s'agit de la coupe des matériaux difficile à usiner comme le titane et ses alliages.

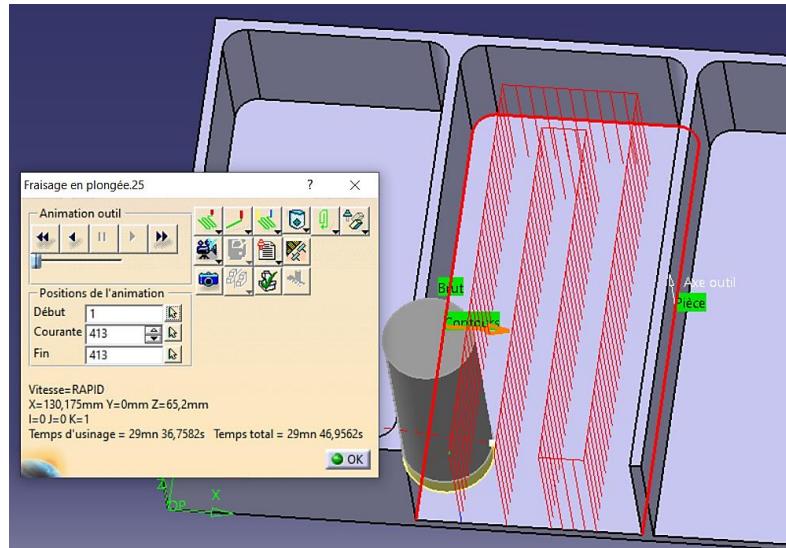


Figure IV.7 : Exemple de surestimation du nombre de passes en tréflage sur CATIA V5

IV.3 Nouvelle stratégie de tréflage optimisée

Nous nous proposons ici d'optimiser l'usinage d'une poche de forme rectangulaire. Elle peut être ouverte ou fermée. Lors de l'usinage des matériaux réfractaires comme les alliages de titane, les vitesses de coupe et l'avance par dent utilisées sont faibles, donnant des vitesses d'avance assez limitées. Cela induit que le temps total d'usinage est proche du temps de tréflage réalisé avec la vitesse d'avance V_f utilisée pendant la phase de plongée. Le temps hors matière calculé avec la vitesse rapide peut être considéré négligeable par rapport au temps total. Ainsi, lors de l'usinage avec le même outil, l'optimisation du tréflage de l'alliage de titane étudié dépend principalement du nombre de plongées, et non pas de la cinématique de la machine. Dans toute l'étude que nous mènerons ensuite, nous comparerons l'efficacité des stratégies entre elles en comparant le nombre de plongées.

IV.3.1 Démarque

La nouvelle stratégie de tréflage proposée est la suivante : on débute la stratégie de tréflage en effectuant un contournage des parois de la poche (avec un outil donné). On décide donc de débuter l'usinage par l'extérieur de la poche et on finit par l'usinage d'un bloc de matière au centre de la poche. Ce choix est justifié par le fait que le tréflage de l'intérieur vers l'extérieur peut conduire à l'usinage de parois fines en fin d'usinage, notamment dans le cas de poches ouvertes. On limite ainsi des problèmes liés à la rigidité de la pièce. Il est à noter que la remontée en contact avec les parois peut être adoptée pendant le cycle de tréflage, suite à l'étude sur l'usure des plaquettes réalisée auparavant (Chapitre 2, paragraphe II.4.5). Il est à noter également que dans le cas de poche fermée, un pré-trou doit être réalisé (avec un foret par exemple) pour permettre à l'outil de tréflage, qui ne possède pas obligatoirement une coupe au centre, de faire la première plongée. Pour les poches ouvertes, cette contrainte n'est pas présente. Le contournage effectué en premier lieu génère des crêtes de matière restante sur les parois, ces dernières seront enlevées lors de l'étape de finition.

Selon les dimensions de la poche et celle de l'outil, il peut être nécessaire, dans un second temps, d'usiner un bloc de matière central laissé par l'outil lors du contournage des parois de la poche (Figure IV.8). La base de l'optimisation est la réduction du nombre de plongées durant cette étape, elle est liée à l'optimisation du pas de plongée. Dans la suite de l'étude nous noterons « l » la largeur et « L » la longueur du bloc de matière restante (Figure IV.8).

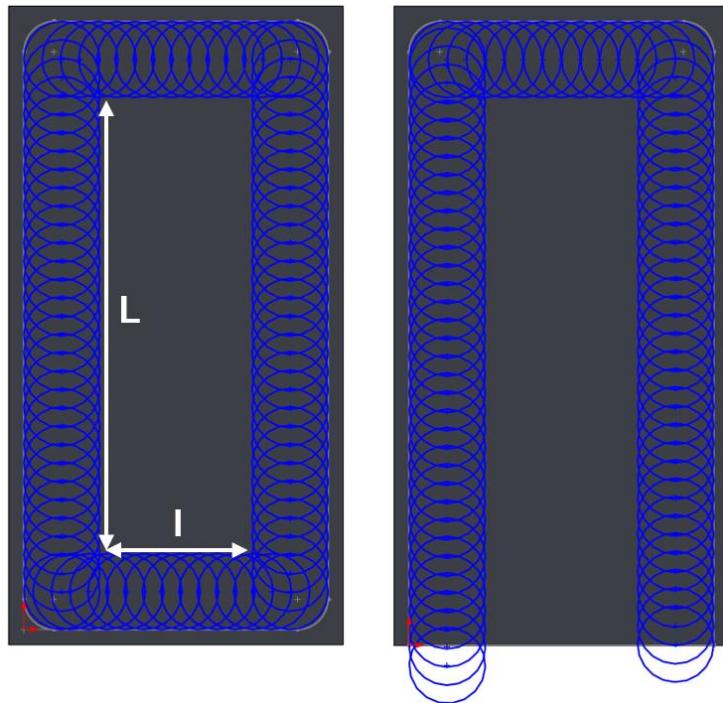


Figure IV.8 : Contournage lors du tréflage d'une poche fermée (à gauche) et d'une poche ouverte (à droite)

Dans le cas général, le tréflage du bloc de matière restante peut être réalisé suivant diverses stratégies : tréflage dans le sens longitudinal, tréflage dans le sens transversal, tréflage mixte qui combine les deux (Figure IV.9). Le nombre de passes à réaliser dépend des dimensions du bloc de matière, de la stratégie adoptée et du diamètre de l'outil de coupe. Le nombre de plongées sur chaque passe doit être optimisé. Pour les passes avec un engagement total de l'outil, l'optimisation du pas est réalisée à la fin de la passe, lorsque l'outil commence à sortir du bloc. Pour la passe finale qui usine la matière restante (matière en rouge sur la Figure IV.9 – (1)), l'optimisation du pas est réalisée le long de la passe, et également lors de la sortie de l'outil comme dans le cas des passes avec engagement total.

Remarque : Dans un premier temps, la hauteur de crête ne sera pas prise en compte dans les différents calculs afin de simplifier la démarche.

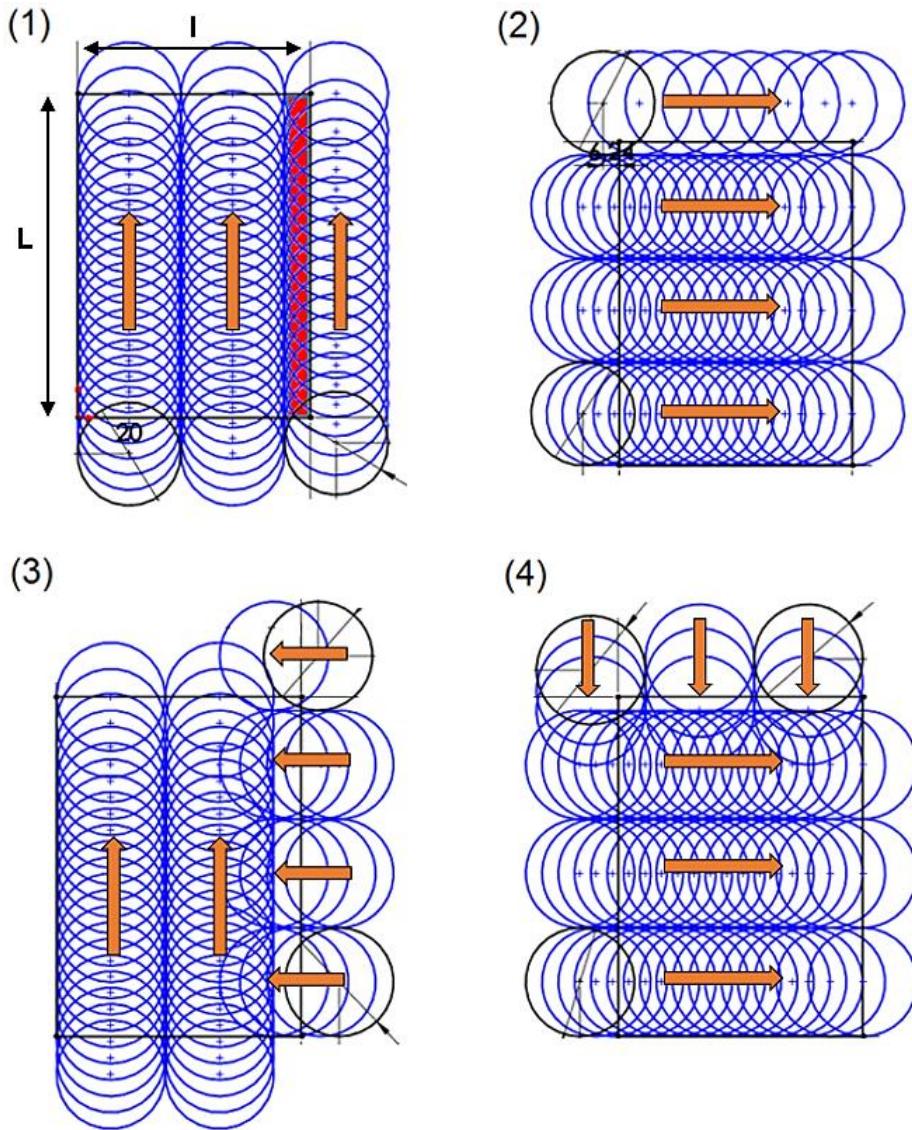


Figure IV.9 : Stratégies de tréflage du bloc de matière restant: (1) sens longitudinal ; (2) sens transversal ; (3) mixte sens longitudinal ; (4) mixte sens transversal

IV.3.2 Optimisation de la sortie de l'outil

On commence par s'intéresser aux passes avec un engagement total de l'outil. Avec un outil de diamètre D , si on note $n_{pass_eng_tot}$ le nombre de ces passes et Ent la fonction partie entière, on a alors :

- Pour des passes dans le sens longitudinal, $n_{pass_eng_tot} = Ent(l/D)$.
- Pour des passes dans le sens transversal, $n_{pass_eng_tot} = Ent(L/D)$.

Lorsque l'outil est totalement engagé dans la matière, l'engagement radial maximal de la plaquette est égal au pas de plongée. Cependant, pendant la sortie de l'outil du bloc de matière, l'engagement radial maximal de la plaquette a_e diminue pour un pas fixe (Figure IV.10). Le Tableau IV.1 donne l'évolution de l'engagement radial pour les dernières plongées avec un pas de 6 mm en considérant un outil de coupe de diamètre $D = 50 \text{ mm}$.

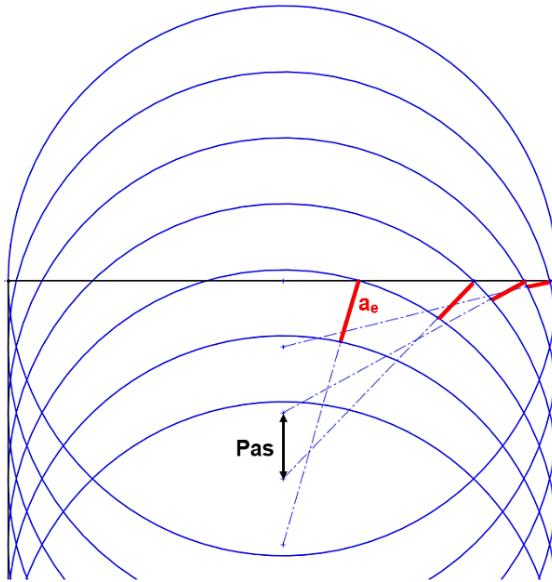


Figure IV.10 : Variation de l’engagement radial maximal de la plaquette (représenté en rouge) pour les dernières plongées pendant la sortie du bloc de matière restante

Plongée en sortie	Pas (mm)	a_e (mm)
0	6	6
1	6	5.78
2	6	4.67
3	6	3.44
4	6	2.13
5	6	0.73

Tableau IV.1 : Variation de l’engagement radial maximal de la plaquette pour les dernières plongées pendant la sortie du bloc de matière restante

Le Tableau IV.1 nous montre qu’il est nécessaire d’augmenter le pas pour les dernières plongées afin de maintenir un engagement radial maximal de la plaquette constant et limiter le nombre de plongées sur l’usinage global.

La démarche de calcul est la suivante : on cherche le pas (correspondant à la distance OA sur la Figure IV.11) tel que l’engagement radial (correspondant à la distance BC) soit égal à la valeur de $a_e = 6 \text{ mm}$. Le point O représente la position de l’axe de l’outil lors de la plongée précédente.

On note $d_{bord} = OD$ la distance entre le centre de l’outil et le bord du bloc. La Figure IV.11 définit également l’angle ϕ qui se calcule comme suit :

$$\cos(\phi) = \frac{AD}{AC} = \frac{d_{bord} - Pas}{R} \quad (\text{IV.1})$$

En appliquant le théorème d'Al Kashi en A dans le triangle OAB , nous avons :

$$OB^2 = OA^2 + AB^2 - 2OA \cdot AB \cdot \cos(\pi - \phi) = OA^2 + AB^2 + 2OA \cdot AB \cdot \cos(\phi) \quad (\text{IV.2})$$

Avec

$$OB = R \text{ et } AB = R - a_e$$

Le pas se déduit de :

$$Pas = \frac{d_{bord}(R-a_e) - \sqrt{-2a_eR^3 + (d_{bord}^2 + 5a_e^2)R^2 + (-2d_{bord}^2a_e - 2a_e^3)R + d_{bord}^2a_e^2}}{R-2a_e} \quad (\text{IV.3})$$

Dans cette configuration, la matière restante dans le coin (EF) peut être calculée par :

$$EF = \sqrt{(H - Pas)^2 + R^2} - R \quad (\text{IV.4})$$

A partir de cette étude, nous pouvons proposer l'algorithme suivant pour optimiser le nombre de plongées en sortie de matière :

Tant que $d_{bord} > 0$

Si $d_{bord} > (R + a_e)$ alors $Pas = a_e$
sinon $Pas = Eq(\text{IV.3})$

$$EF = Eq(\text{IV.4})$$

Si $EF < a_e$ alors $Pas = d_{bord}$
 $d_{bord} = d_{bord} - Pas$

Fin tant que

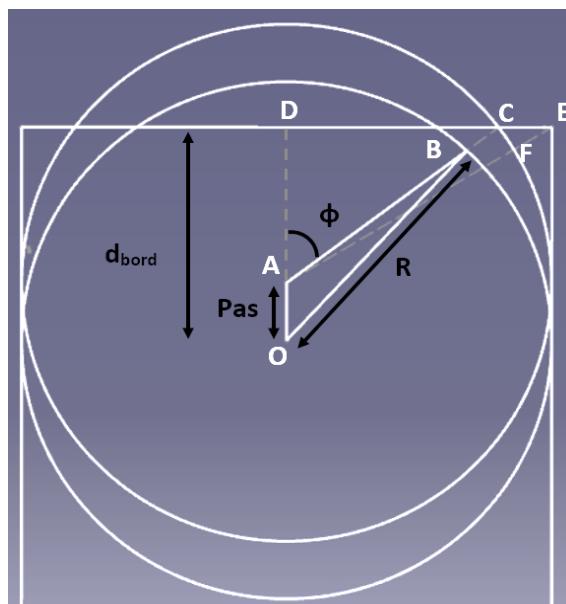


Figure IV.11 : Plongées à la sortie du bloc de matière restante pour un outil en pleine matière

La Figure IV.12 présente un exemple de sortie de l'outil de coupe ($D = 50 \text{ mm}$) du bloc de matière central avec et sans optimisation de la sortie d'outil.

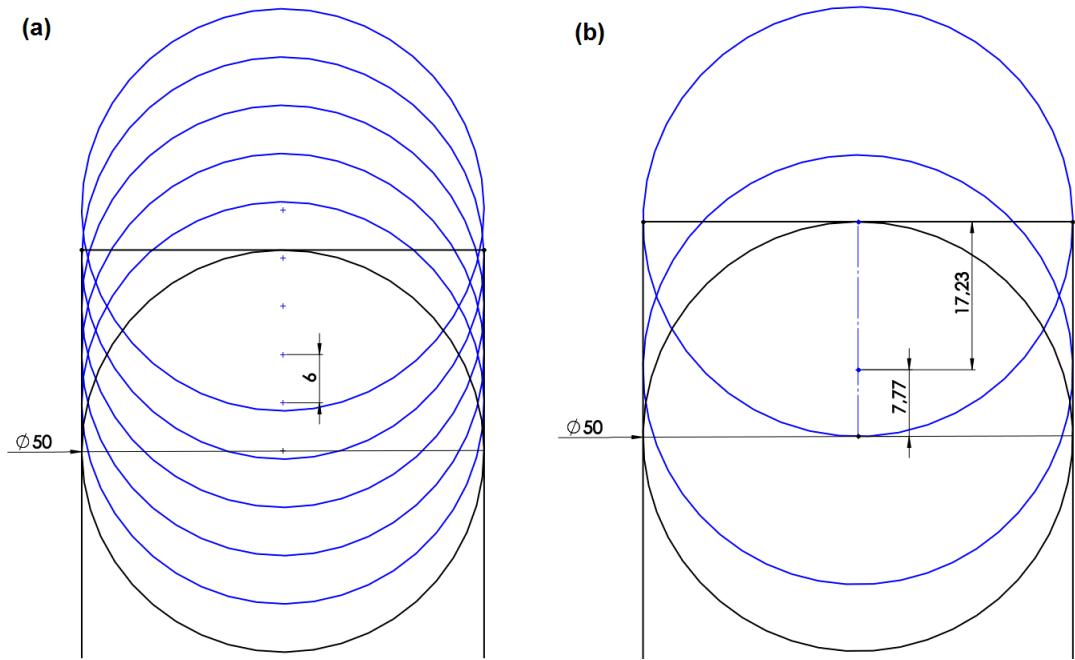


Figure IV.12 : Exemple d'application de l'algorithme d'optimisation du pas pour un outil de diamètre 50 mm: (a) sortie sans optimisation ; (b) sortie avec optimisation

L'exemple montre que le nombre de plongées passe de 5 plongées à 2 plongées seulement, soit un gain de 60 % sur le nombre en sortie du bloc. Ceci permet d'avoir un gain notable sur toute l'opération de tréflage de la poche, surtout lorsque l'usinage de la pièce nécessite un tréflage avec plusieurs passes et/ou l'utilisation d'un outil de grand diamètre. La Figure IV.13 donne le nombre optimisé de plongées en sortie pour différents diamètres d'outil et le gain apporté par l'application de l'algorithme.

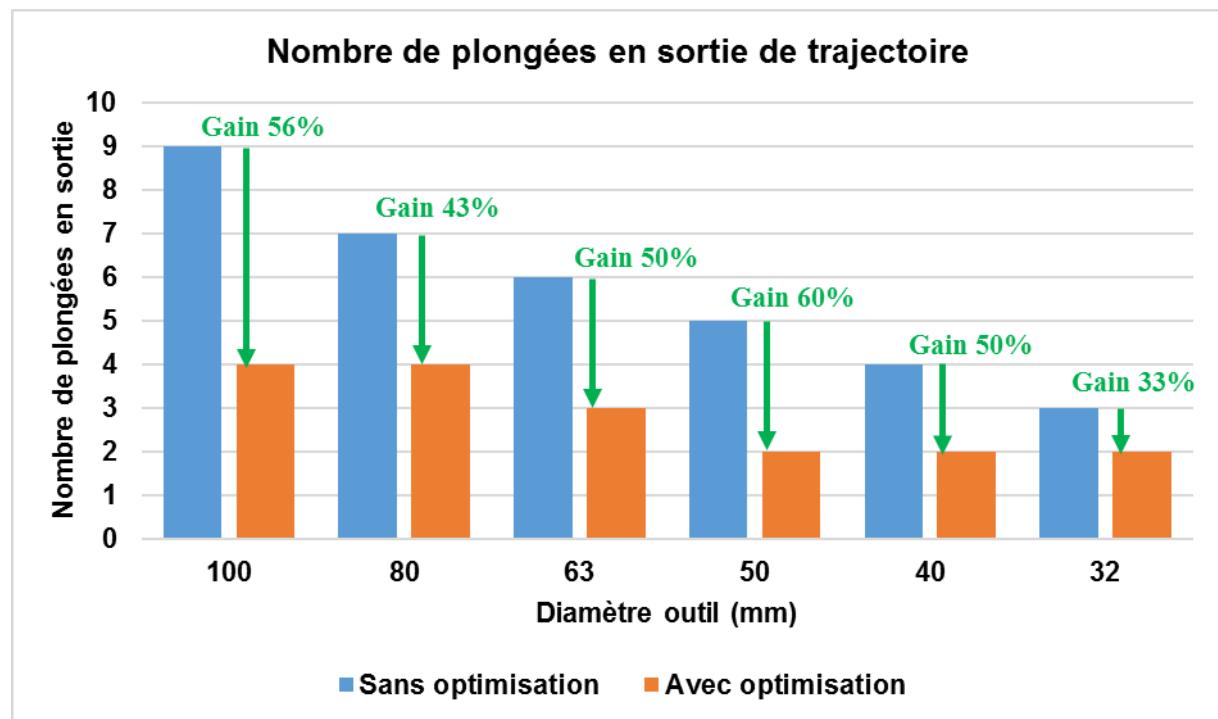


Figure IV.13 : Optimisation du pas en sortie de bloc pour différents diamètres d’outils

Cette première étude a mis en évidence un gain en nombre de plongées lorsque l’outil usine en pleine matière, ceci grâce à l’optimisation du pas en fin de trajectoire lorsque l’outil commence à sortir de la matière. Nous allons maintenant étudier le cas d’une « bande fine », cas correspondant à une bande du bloc de matière initial dont la largeur est inférieure au rayon de l’outil.

IV.3.2.1 Optimisation de la trajectoire pour la bande restante

Lorsque la largeur et la longueur du bloc de matière restante ne sont pas des multiples du diamètre, après usinage des passes en pleine matière, il restera une bande de matière à usiner (Figure IV.14). Dans l’exemple ci-dessous, la stratégie longitudinale a été appliquée et il reste une bande fine représentée en rouge.

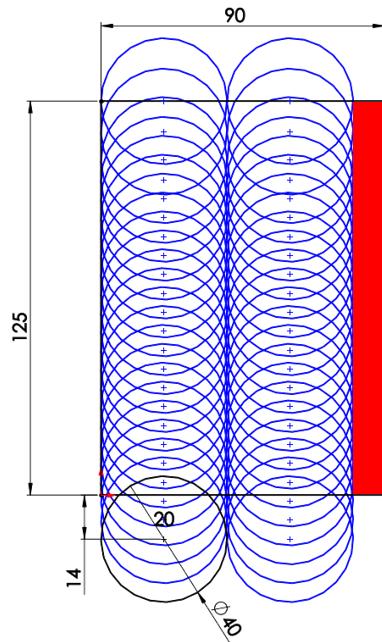


Figure IV.14 : Bande de matière restante en rouge après deux passes en pleine matière

La largeur de la bande de matière restante est notée b . Elle se calcule de la manière suivante :

- Pour des passes dans le sens longitudinal, la longueur de la bande vaut L :

$$b = l - Ent\left(\frac{l}{D}\right).D \quad (\text{IV.5})$$

- Pour des passes dans le sens transversal, la longueur de la bande vaut l :

$$b = L - Ent\left(\frac{L}{D}\right).D \quad (\text{IV.6})$$

La valeur de la largeur de bande conditionne le calcul du pas. Cette bande est considérée comme « fine » lorsque $b < R$. Plus cette bande est fine, plus le pas pourra être important. Dans ce qui suit, nous allons identifier les différents cas pouvant se présenter en fonction de la largeur de la bande fine b et établir l'équation du pas correspondante. Certains cas limites vont être identifiés, constituant des bornes de la largeur de bande.

On note a_s la distance du bord extérieur de l'outil au point le plus près de l'axe de l'outil pouvant usiner (Figure IV.15).

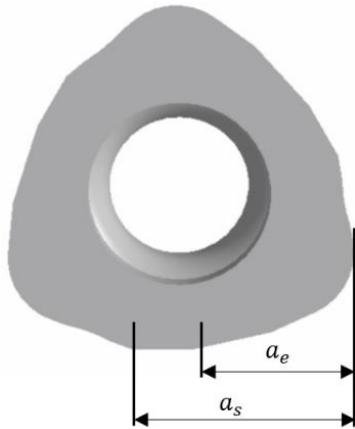


Figure IV.15 : Distance a_s pour la plaquette de l'outil AJX

IV.3.2.2 Cas 1 : Bande « très fine » ($b \leq a_e$)

La Figure IV.16 présente un exemple de bande très fine. Le calcul du pas optimum est mené en utilisant au maximum la zone de la plaquette qui usine, définie par la longueur a_s , pour pouvoir décaler l'outil au maximum et ainsi obtenir un pas important. Plusieurs points sont définis sur cette figure : les points O et B représentent deux positions de plongée adjacente de l'outil, les points C et D correspondent à la projection orthogonale du point B sur chacune des deux frontières de la bande, le point E est l'intersection entre le rayon de l'outil et la droite issue du point B perpendiculaire à la bande (passant par C et D), le point A est une des intersections des deux rayons d'outil centrés en O et B . La distance OB correspond au pas, la distance CD à la largeur de la bande, la distance AB au rayon d'outil et ED à la distance a_s . On note que l'engagement radial maximal de la plaquette a_e reste inférieur à a_s et que la largeur b reste inférieure à a_e .

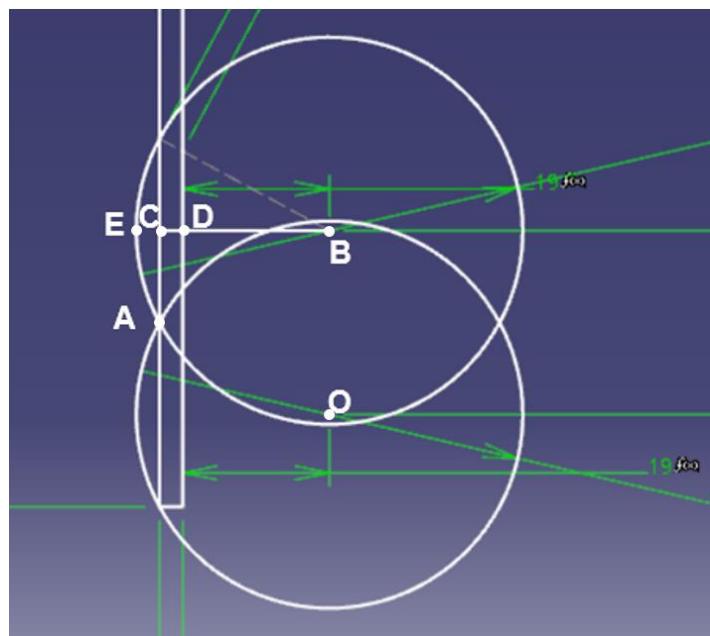


Figure IV.16 : Cas de bande très fine ($b \leq a_e$)

En appliquant le théorème de Pythagore dans le triangle ABC , on en déduit le pas que nous noterons $Pas1$:

$$AC^2 + BC^2 = AB^2 \quad (\text{IV.7})$$

$$Pas1 = 2\sqrt{2R(a_s - b) - (a_s - b)^2} \quad (\text{IV.8})$$

Cette équation (IV.8) n'est valable que pour $a_s \geq b$ (condition vérifiée puisque $a_s \geq a_e \geq b$) et que dans le cas où le pas est suffisamment important pour que la position précédente de l'outil (repérée par le point O) n'ait pas commencé l'usinage de la bande entre les points C et D .

Nous avons représenté sur la Figure IV.17 le cas où la largeur de la bande fine est proche de a_s . Le constat suivant est fait : le calcul du pas ne peut être mené comme précédemment car la matière CD a déjà été partiellement usinée par la position précédente de l'outil. Nous allons donc devoir chercher la limite d'utilisation entre le modèle précédent et le modèle suivant en proposant une nouvelle expression du pas.

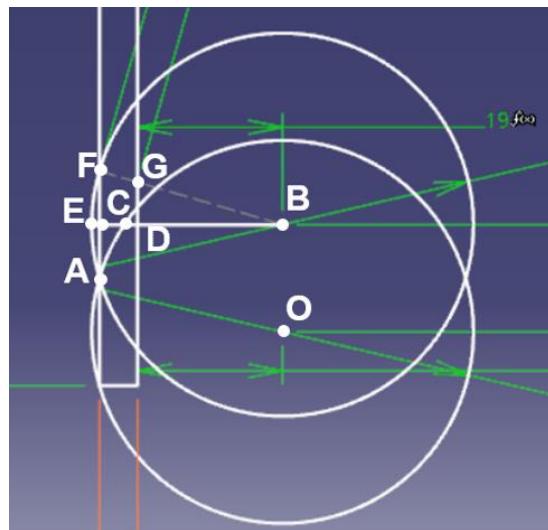


Figure IV.17 : Cas où a_s est proche de b , engagement radial inférieur à a_e

Cas limite n° 1 :

Les points O, A, B, C et E ne changent pas de définition. Le point D est la projection orthogonalement à la bande du point B sur la limite de la matière usinée par la passe précédente. Les points F et G repèrent la zone où l'engagement radial est maximal, la distance FG reste inférieure à a_e dans ce cas d'étude. Nous allons déterminer la largeur maximale de la bande fine, notée b_{11} , qui nous permet d'être dans cette situation et le pas correspondant, noté Pas_{11} .

La Figure IV.18 illustre ce cas limite. La distance est telle que : $BD = R - a_s$. Nous appliquons le théorème de Pythagore dans les triangles OBD et ABC :

$$Pas_{11}^2 + (R - a_s)^2 = R^2 \quad (\text{IV.9})$$

$$\left(\frac{Pas_{11}}{2}\right)^2 + (R - (a_s - b))^2 = R^2 \quad (\text{IV.10})$$

En éliminant Pas_{11} des équations précédentes, nous déterminons la limite de la bande fine b_{11} :

$$b_{11} = a_s + \sqrt{R^2 + \frac{a_s^2 - 2Ra_s}{4}} - R \quad (\text{IV.11})$$

Si $b \leq b_{11}$, le calcul du pas est donné par l'équation (IV.8).

Si $b > b_{11}$, à partir de l'équation (IV.9) nous obtenons le pas :

$$Pas_{11} = \sqrt{2Ra_s - a_s^2} \quad (\text{IV.12})$$

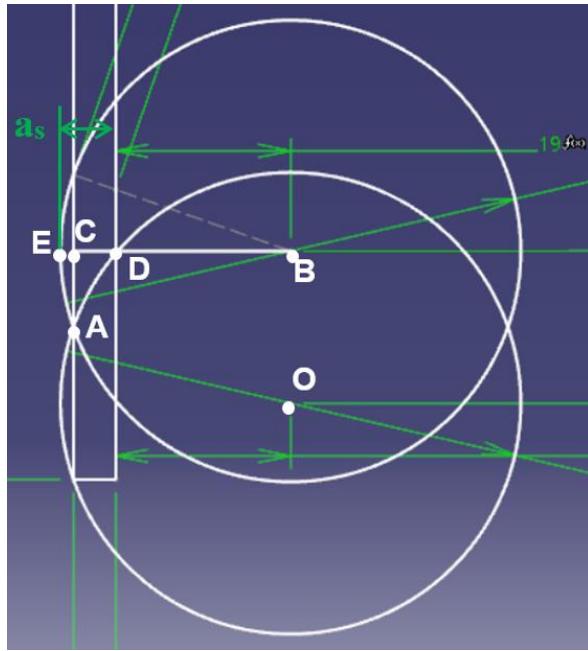


Figure IV.18 : Cas limite n° 1 pour $b \leq a_e$

Dans le cas étudié ci-dessus, nous avons considéré qu'à aucun moment la plaquette n'usine avec un engagement radial supérieur à a_e établi par les essais de coupe.

Cas limite n° 2 :

Nous nous intéressons maintenant au cas donné par la Figure IV.19 où le pas va être limité par la valeur maximale a_e : $FG = a_e$.

Dans le triangle BCF, nous pouvons écrire :

$$\frac{BC}{BF} = \frac{BD}{BG} \quad (\text{IV.13})$$

En considérant $ED = a_s$, $FG = a_e$ et $BD = R - a_s$, nous obtenons l'expression de la largeur de bande, notée b_{12} :

$$b_{12} = \frac{a_e(R - a_s)}{R - a_e} \quad (\text{IV.14})$$

Nous cherchons ensuite l'expression du pas, noté Pas_{12} . En posant que : $\frac{CD}{FG} = \cos(\mu) = b/a_e$, nous en déduisons : $\sin(\mu) = \frac{FC}{BF} = \frac{\text{Pas}_{12}}{R^2}$, et par suite nous obtenons l'expression du pas :

$$\text{Pas}_{12} = 2R\sqrt{1 - (b/a_e)^2} \quad (\text{IV.15})$$

Si $b < b_{12}$, le cas 1 est applicable ($FG < a_e$) et nous utilisons alors Pas_1 défini par l'équation (IV.8). Sinon, nous utilisons Pas_{12} défini par l'équation (IV.15).

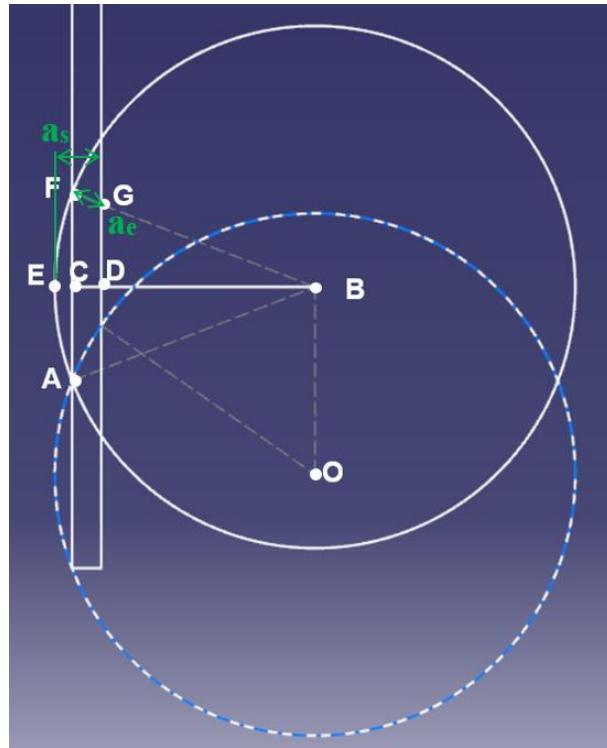


Figure IV.19 : Cas limite n° 2 pour $b \leq a_e$

IV.3.2.3 Cas 2 : Bande fine ($b \geq a_e$)

La largeur de la bande de matière restante dépasse maintenant la valeur de a_e . La Figure IV.20 présente un cas de bande fine sur lequel s'appuie le calcul du pas. Comme précédemment, les points O et B représentent deux positions de l'axe de l'outil après deux plongées successives de l'outil. Le point D est équidistant des points O et B , les points H et E sont les projections orthogonales du point D sur les deux frontières de la bande à usiner. De même, le point A est la projection orthogonale du point B sur la première frontière rencontrée de la bande. Les points F et C définissent la zone où l'engagement radial centré en B est maximal et égal à a_e .

Nous cherchons le pas OB qui permet de respecter un engagement radial maximal égal à a_e : $FC = a_e$.

Par application du théorème d'Al Kashi en B dans le triangle BOC , nous pouvons écrire :

$$\begin{aligned} R^2 &= Pas^2 + (R - a_e)^2 - 2Pas(R - a_e) \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{2}\right) \\ \Leftrightarrow R^2 &= Pas^2 + (R - a_e)^2 + 2Pas(R - a_e) \sin(\alpha) \end{aligned} \quad (\text{IV.16})$$

D'autre part, dans le triangle ABC nous avons :

$$\cos(\alpha) = \frac{AB}{R - a_e} \Rightarrow \sin(\alpha) = 1 - \left(\frac{AB}{R - a_e}\right)^2 \quad (\text{IV.17})$$

Il faut déterminer la distance AB . Pour cela, on procède comme suit :

Les distances AB et DH sont égales ($AB = DH$).

Le théorème de Pythagore dans le triangle ODE nous donne :

$$DE^2 + \left(\frac{Pas}{2}\right)^2 = R^2 \quad (\text{IV.18})$$

Et nous avons aussi :

$$DE = DH + HE = AB + b \quad (\text{IV.19})$$

Donc la distance AB peut être calculée à partir de la relation suivante :

$$AB = DE - b = \sqrt{R^2 - \left(\frac{Pas}{2}\right)^2} - b \quad (\text{IV.20})$$

Finalement, on aboutit à l'équation suivante :

$$R^2 = Pas^2 + (R - a_e)^2 + 2Pas(R - a_e) \left(1 - \left(\frac{\left(\sqrt{R^2 - (\frac{Pas}{2})^2} - b \right)}{R - a_e} \right)^2 \right) \quad (\text{IV.21})$$

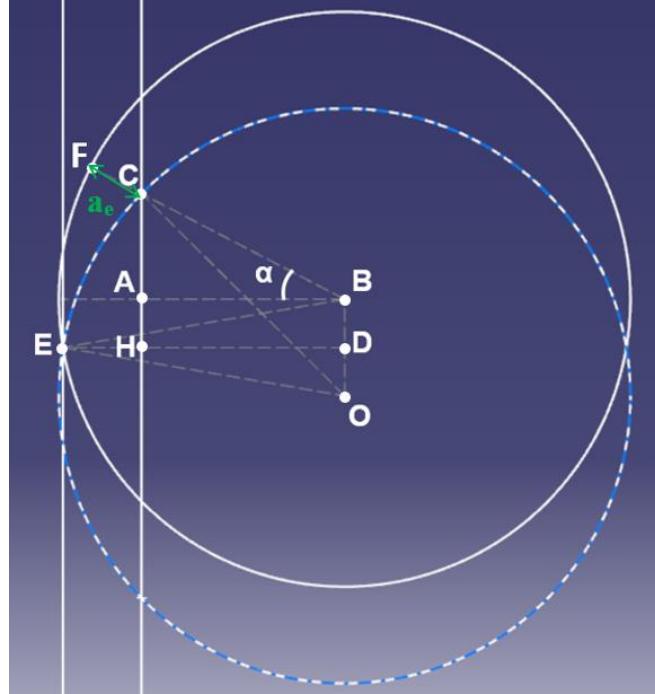


Figure IV.20 : Cas de bande fine ($b \geq a_e$)

Il n'est pas possible d'extraire le pas de l'équation (IV.21) pour obtenir une relation analytique. Afin de la simplifier, nous allons négliger la crête de matière laissée sur le côté et positionner l'outil tangent sur le bord de la pièce comme montré par la Figure IV.21. La même démarche de calcul est appliquée.

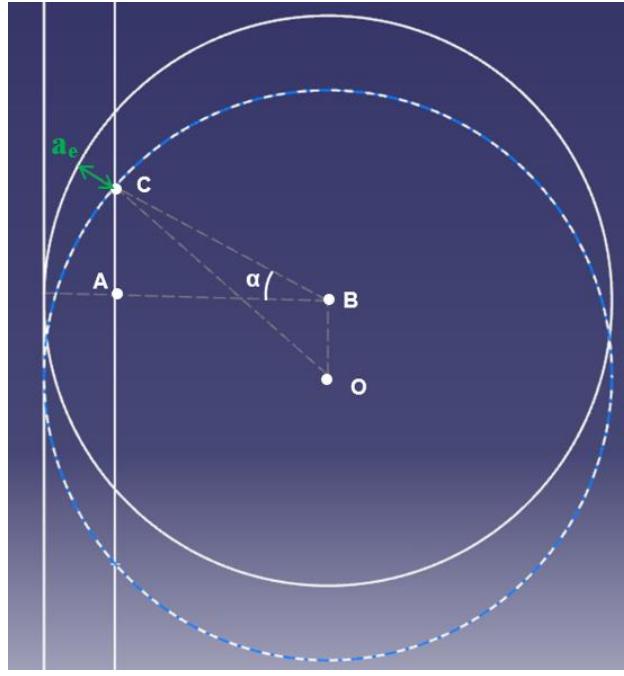


Figure IV.21 : Cas de bande fine ($b \geq a_e$) avec outil tangent sur le bord de la pièce

Le théorème d'Al Kashi en B dans le triangle OBC donne :

$$R^2 = Pas^2 + (R - a_e)^2 + 2Pas(R - a_e) \sin(\alpha) \quad (\text{IV.22})$$

Et dans le triangle ABC nous avons :

$$\cos(\alpha) = \frac{AB}{R - a_e} \quad (\text{IV.23})$$

Or l'hypothèse de négligence de la crête de matière permet d'avoir directement la distance AB :

$$AB = R - b \quad (\text{IV.24})$$

Ceci permet de trouver directement l'angle α :

$$\cos(\alpha) = \frac{R - b}{R - a_e} \Rightarrow \sin(\alpha) = 1 - \left(\frac{R - b}{R - a_e} \right)^2 \quad (\text{IV.25})$$

Finalement le pas peut être déterminé comme suit :

$$\begin{aligned} Pas^2 + 2\sqrt{(2R - a_e - b)(b - a_e)} Pas + a_e^2 - 2Ra_e = 0 \\ \Rightarrow Pas = -\sqrt{(2R - a_e - b)(b - a_e)} \\ + \sqrt{(2R - a_e - b)(b - a_e) + 2Ra_e - a_e^2} \\ \Leftrightarrow Pas = \sqrt{2Rb - b^2} - \sqrt{(2R - a_e - b)(b - a_e)} \end{aligned} \quad (\text{IV.26})$$

IV.3.2.4 Justification de la valeur limite entre le Cas 1 et le Cas 2

Nous avons défini deux cas d'études (« bande fine » et « bande très fine ») sans justifier la valeur définissant le cas dans lequel on se trouve : si la largeur de la bande b est supérieure à a_e , nous sommes dans le cas d'une bande fine ; si elle est inférieure ou égale à a_e il s'agit d'une bande très fine. Nous recherchons la limite de b à partir de laquelle nous passons du cas 1 au cas 2. Pour cela, nous nous appuyons sur la Figure IV.22, la configuration qui y est définie correspond au cas 1 tel que nous l'avons défini : la distance CD étant prise égale à a_e , la largeur de bande est forcément inférieure à a_e .

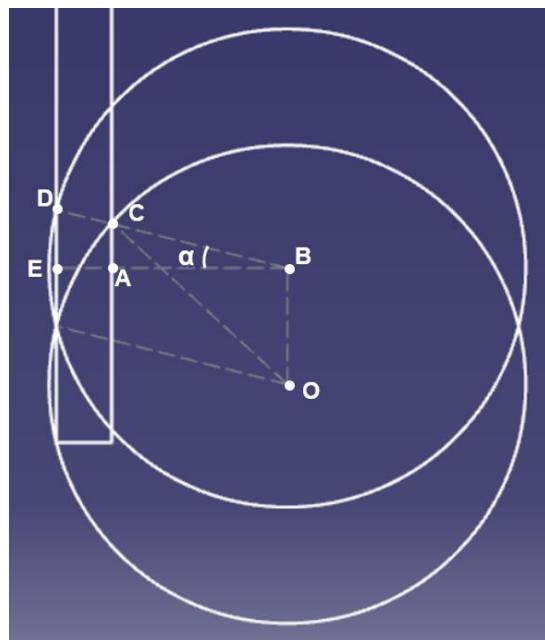


Figure IV.22 : Cas d'étude pour définir la limite de la largeur de bande b à partir de laquelle nous passons au cas de bande fine

On commence par exprimer la valeur de l'angle α défini sur la Figure IV.22 à partir des triangles BCA et BDE :

$$\cos(\alpha) = \frac{BE}{BD} = \frac{BA}{BC} \quad (\text{IV.27})$$

Les distances ED , CD et AE sont définies comme suit : $ED = Pas/2$; $CD = a_e$; $AE = b$

L'application du théorème d'Al Kashi en B dans le triangle OBC conduit à :

$$R^2 = Pas^2 + (R - a_e)^2 - 2Pas(R - a_e) \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{2}\right) \quad (\text{IV.28})$$

Au final on obtient une largeur de bande limite b_2 :

$$b_2 = \frac{a_e}{R} \sqrt{R^2 - \frac{Ra_e}{4}}$$

$$\Leftrightarrow b_2 = a_e \sqrt{1 - \frac{a_e}{4R}} \quad (\text{IV.29})$$

L'expression de la largeur de bande b_2 trouvée nous montre que b_2 est inférieure à a_e , il s'agit du cas 1. Dans la réalité, puisque nous positionnons l'outil tangent au bord, nous prendrons la condition du cas 2 comme étant $b \geq a_e$.

IV.3.2.5 Algorithme du calcul du pas de la bande fine

Nous présentons ci-dessous une synthèse des développements précédents.

Les valeurs limites de la largeur de la bande sont définies par :

$$b_{11} = a_s + \sqrt{R^2 + \frac{a_s^2 - 2R \cdot a_s}{4} - R} \quad (\text{IV.30})$$

$$b_{12} = \frac{a_e(R - a_s)}{R - a_e} \quad (\text{IV.31})$$

$$b_2 = a_e \sqrt{1 - \frac{a_e}{4R}} \quad (\text{IV.32})$$

❖ Cas 1 : Si $b \leq b_{11}$ et $b \leq b_{12}$ et $b \leq b_2$

$$Pas_1 = 2\sqrt{2R(a_s - b) - (a_s - b)^2} \quad (\text{IV.33})$$

❖ Cas de transition :

➤ Si $b_{11} \leq b \leq b_{12} \leq a_e$ ou $b_{11} \leq b_{12} \leq b \leq a_e$

$$Pas_{11} = \sqrt{2R \cdot a_s - a_s^2} \quad (\text{IV.34})$$

➤ Si $b_{12} \leq b \leq b_{11} \leq a_e$ ou $b_{12} \leq b_{11} \leq b \leq a_e$

$$Pas_{12} = 2R\sqrt{1 - (b/a_e)^2} \quad (\text{IV.35})$$

❖ Cas 2 : Si $b \geq a_e$

$$Pas_2 = \sqrt{2R \cdot b - b^2} - \sqrt{(2R - a_e - b)(b - a_e)} \quad (\text{IV.36})$$

❖ Cas 3 : Si $b \geq R$

$$Pas_3 = a_e \quad (\text{IV.37})$$

La Figure IV.23 montre la variation du pas en fonction de la largeur de bande b , avec un outil de diamètre $D = 50 \text{ mm}$, pour $a_e = a_s = 6 \text{ mm}$. Les valeurs limites calculées sont les suivantes : $b_{11} = 4.64 \text{ mm}$; $b_{12} = 6 \text{ mm}$; $b_2 = 5.82 \text{ mm}$. Nous voyons que l'étude des différents cas limites a permis d'effectuer la transition entre les cas 1 et 2 qui sont les plus courants.

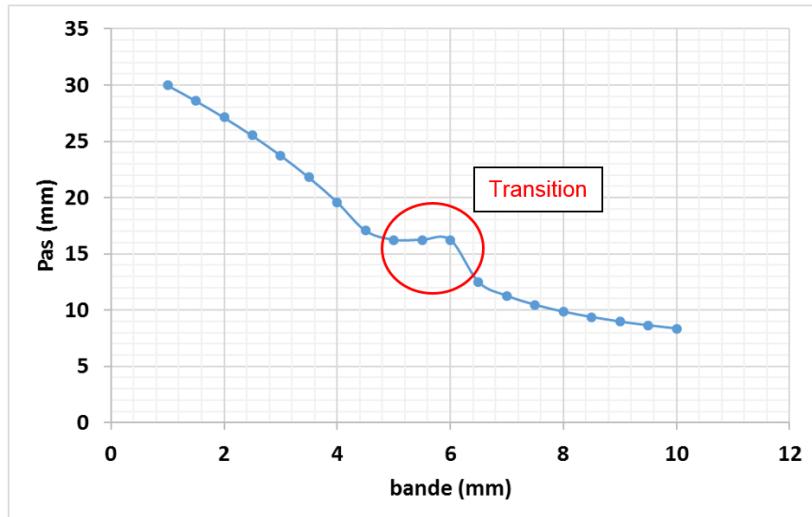


Figure IV.23 : Variation du pas de plongée en fonction de la largeur de bande b ($D = 50 \text{ mm}$, $a_e = a_s = 6 \text{ mm}$)

IV.3.2.6 Gestion des entrée et sortie de la bande fine

Comme précédemment, nous avons défini un pas général sur la trajectoire, mais pour mener l'optimisation à son terme, nous nous intéressons aux positions d'entrée et de sortie des outils lors de l'usinage de la bande fine.

La Figure IV.24 montre la position que doit voir l'outil en entrée de bande afin de respecter la valeur d'engagement radial a_e définie par les essais. Nous avons représenté sur cette figure un exemple où $b > a_e$ mais les différentes équations relatives à tous les cas sont établies ci-dessous. Il est à noter pour la suite du raisonnement que nous étudions le cas d'un usinage longitudinal de la bande.

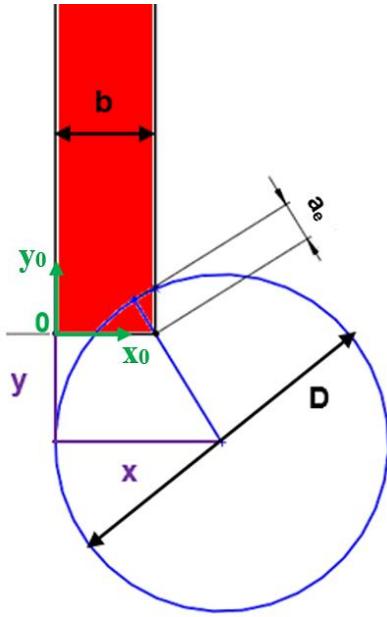


Figure IV.24 : Exemple de position initiale du centre de l'outil lors du tréflage de la bande

La position ($x ; y$) de l'outil dans le repère (O, x_0, y_0) (Figure IV.24) peut être définie en fonction de la largeur de bande b :

❖ Si $b \leq a_e$

$$x = R - a_s + l \quad (\text{IV.38})$$

$$y = \sqrt{R^2 - (R - a_s + l)^2} \quad (\text{IV.39})$$

❖ Si $a_e \leq b \leq R$

$$x = R \quad (\text{IV.40})$$

$$y = -\sqrt{(R - a_e)^2 - (R - l)^2} \quad (\text{IV.41})$$

❖ Si $R \leq b \leq D$

$$x = R \quad (\text{IV.42})$$

$$y = -(R - a_e) \quad (\text{IV.43})$$

En sortie de bande, le même processus d'optimisation peut être mené. Il a été détaillé précédemment dans le paragraphe (IV.3.2) (cas de passes avec engagement total) et peut être appliqué pour une sortie avec engagement partiel (Figure IV.25). Le calcul de matière restante est identique.

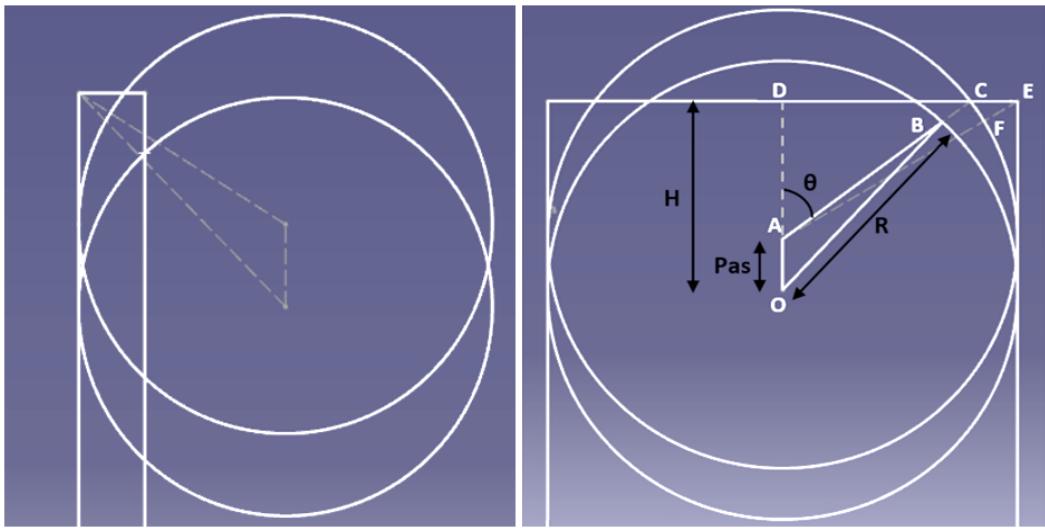


Figure IV.25 : Sortie de l'outil en engagement partiel (à gauche) et en engagement total (à droite)

Toutes les études précédentes ont permis d'optimiser :

- Le nombre de plongée pour une passe en pleine matière,
- Le nombre de plongée pour tous les cas d'une bande fine,
- La gestion des entrées et sorties de l'outil que cela soit en pleine matière ou dans le cas d'une bande fine.

Nous allons maintenant étudier les différentes stratégies que l'on peut choisir pour usiner un bloc. Celles-ci ont été présentées sur la Figure IV.9.

IV.3.3 Etude de cas en fonction des dimensions du bloc de matière restante

A travers divers exemples, nous allons analyser et expliquer pourquoi certaines stratégies sont plus efficaces que d'autres en fonction des dimensions initiales du bloc de matière et des dimensions de l'outil. Les études précédentes ont été codées sous Excel en VBA et ont permis de simuler le nombre de plongées nécessaires pour tréfler un bloc de matière restante rectangulaire quelle que soient ses dimensions. A partir des dimensions d'un bloc (définies par L et l), le nombre de plongées N_p optimisé est représenté sur les figures sous forme d'histogramme pour pouvoir comparer les stratégies. Les différents cas étudiés sont :

- Les dimensions du bloc de matière restante sont des multiples du diamètre de l'outil ;
- Une des dimensions est un multiple du diamètre de l'outil ;
- Aucune des dimensions n'est un multiple du diamètre de l'outil.

Ces différents cas peuvent ou non conduire à l'usinage de bandes fines. Lors de la présence des bandes fines, les stratégies mixtes peuvent être appliquées. Tous les exemples ci-dessous ont été faits avec $R = 25 \text{ mm}$ et $a_s = a_e = 6 \text{ mm}$.

IV.3.3.1 L et l sont des multiples de D

On considère dans ces exemples que les dimensions L et l sont des multiples de D . Nous allons faire des comparaisons entre les nombres de plongées N_p obtenus en fonction de la stratégie choisie : longitudinale et transversale. Les stratégies mixtes ne s'appliquent pas ici. La Figure IV.26 donne un exemple de bloc de matière restante tel que $L/D = 3$. Différents cas sont ensuite testés en faisant varier le rapport l/D de 1 jusqu'à 3. Dans ce dernier cas, le bloc de matière est un carré.

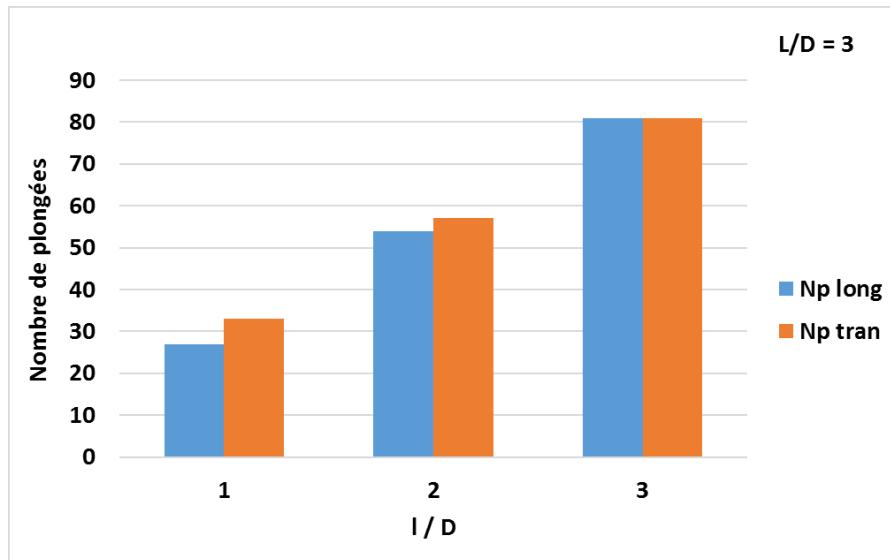


Figure IV.26 : Nombre de plongées pour les différentes stratégies de tréflage du bloc de matière restante pour le cas de L et l multiples de D

La Figure IV.26 montre qu'il est toujours préférable d'usiner suivant la stratégie longitudinale. Même avec l'optimisation de la gestion de sortie de l'outil en fin de trajectoire, il est préférable, pour réduire le nombre de plongées, de limiter le nombre de sorties. En effet, lors de la sortie de l'outil, la surface de matière enlevée reste faible par rapport à une situation de pleine matière. Une analyse présentée ci-dessous permet de comprendre cela.

La surface de matière enlevée entre deux plongées « pleine matière » (Figure IV.27) est :

$$S_{opt} = 2R\alpha_e \quad (\text{IV.44})$$

En arrivant à la limite de la sortie, la surface de la matière restante est :

$$S_{rest} = R^2 \left(2 - \frac{\pi}{2} \right) \approx 0,43R^2 \quad (\text{IV.45})$$

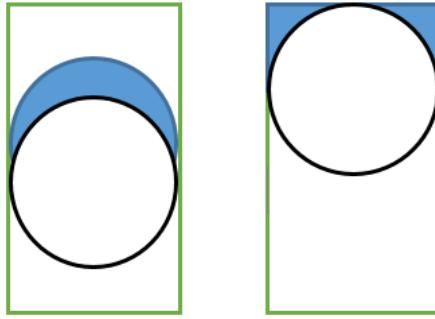


Figure IV.27 : Surface de matière enlevée entre 2 plongées en pleine matière (à gauche), et la surface de la matière restante à la limite de la sortie (à droite)

On peut définir un ratio entre la quantité de matière enlevée en sortie et la quantité de matière enlevée à chaque plongée en pleine matière :

$$\frac{S_{rest}}{S_{opt}} \approx \frac{0,21R}{a_e} \quad (\text{IV.46})$$

Le Tableau IV.2 présente l'évolution de ce ratio pour un $a_e = 6 \text{ mm}$ et pour différents rayons d'outil. On constate, par exemple, que pour un outil de rayon 50 mm, il faut faire 4 plongées en fin de trajectoires pour sortir de la matière alors qu'il reste à enlever 1.66 fois la surface enlevée à chaque plongée en pleine matière. Nous comprenons que la capacité d'enlèvement de matière lors de la sortie est une source d'inefficacité.

On démontre ainsi que même en optimisant la sortie, la surface de matière enlevée étant moindre que sur une plongée en pleine matière, la sortie constitue une perte de temps. A chaque sortie supplémentaire, nous rajoutons entre 1 et 3 plongées. Donc, si la longueur et la largeur sont des multiples de D , nous utiliserons la stratégie longitudinale pour limiter le nombre de sorties.

$R \text{ (mm)}$	16	25	32	40	50
Nombre de sorties optimisé	2	2	3	4	4
$\frac{S_{rest}}{S_{opt}}$	0,53	0,83	1,06	1,33	1,66

Tableau IV.2 : Nombre de sorties optimisé en fonction du ratio pour différents rayons d'outil

IV.3.3.2 Une des dimensions est multiple de D

Cette configuration regroupe deux cas d'étude :

- « l » est un multiple de D : dans ce cas, nous choisissons une stratégie de tréflage longitudinal comme présenté dans le cas précédent car le nombre de sorties est moindre dans ce cas et il ne reste pas de bande fine.

- « L » est un multiple de D : afin de comprendre la stratégie à appliquer dans ce cas, étudions l'exemple présenté sur la Figure IV.28. Nous avons fixé le rapport $L/D = 3$ et nous faisons évoluer le rapport l/D jusqu'à une valeur de 3.

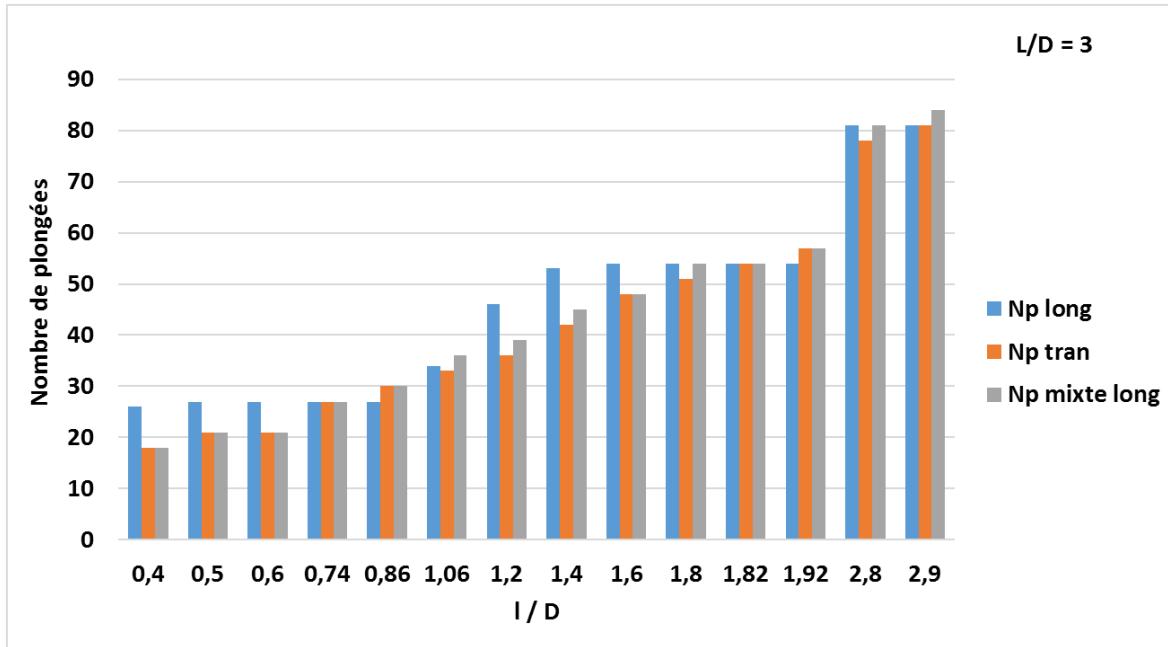


Figure IV.28 : Nombre de plongées pour toutes les différentes stratégies de tréflage du bloc de matière restante pour divers cas de largeur l , avec la longueur L multiple de D

Lorsque le rapport l/D est faible (de 0,4 à 0,6) la stratégie longitudinale est la moins efficace. En effet, pour ces largeurs, le pas est égal à a_e mais l'outil n'usine que sur un quart de tour approximativement. L'usinage transversal avec passes en pleine matière est plus efficace et même si nous avons 3 sorties d'outil. La stratégie longitudinale devient plus efficace lorsque le ratio l/D est proche de la valeur entière supérieure. Si le rapport L/D devient grand, la stratégie transversale a un domaine plus réduit où elle est plus efficace car le nombre de sorties d'outils augmente. La stratégie mixte est souvent du même ordre de grandeur que la stratégie transversale ou longitudinale la plus efficace, mais ça n'est pas systématique. D'une manière générale, cette figure montre qu'il faut favoriser la stratégie transversale sauf dans le cas où la largeur l est légèrement inférieure à un multiple de D . Dans ce cas, le nombre de plongées de sortie sur les passes pour la stratégie transversale de tréflage augmente, ce qui rend la stratégie longitudinale mieux adaptée.

Sur la Figure IV.28, les valeurs du rapport l/D à partir desquelles la stratégie longitudinale devient meilleure sont 0,74 ; 1,82 et 2,9. Le Tableau IV.3 donne plus d'informations sur ces valeurs. Nous voyons que pour les valeurs mentionnées du rapport l/D , le rapport l/a_e est égal respectivement à 6,17 ; 15,17 et 24,17. L'ajout de 17% de a_e a engendré une plongée de plus transversalement alors que le nombre de plongées total pour la stratégie longitudinale reste le même, ce qui donne l'avantage à cette dernière stratégie.

l	L	bande sur l	bande sur L	l/D	L/D	L/l	l/a_e	N_p long	N_p trans	N_p mixte long
37	150	37	0	0,74	3	4,05	6,17	27	27	27
91	150	41	0	1,82	3	1,65	15,17	54	54	54
145	150	45	0	2,9	3	1,03	24,17	81	81	84

Tableau IV.3 : Valeurs de l à partir desquelles la stratégie longitudinale devient meilleure ($D = 50 \text{ mm}$ et $a_e = 6 \text{ mm}$)

IV.3.3.3 L et l ne sont pas multiples de D

Si les deux côtés du bloc donnent des bandes fines au niveau de la planification des passes (inférieures à R et supérieures à a_e), les stratégies mixtes sont à privilégier (Figure IV.29). En effet, les optimisations faites sur la sortie de l'outil du bloc et également sur les passes dans la bande restante dans les cas des stratégies mixtes permettent de minimiser le nombre total de plongées. Un seul exemple est présenté ici mais de très nombreux cas ont été testés et ont montré l'efficacité des stratégies mixtes.

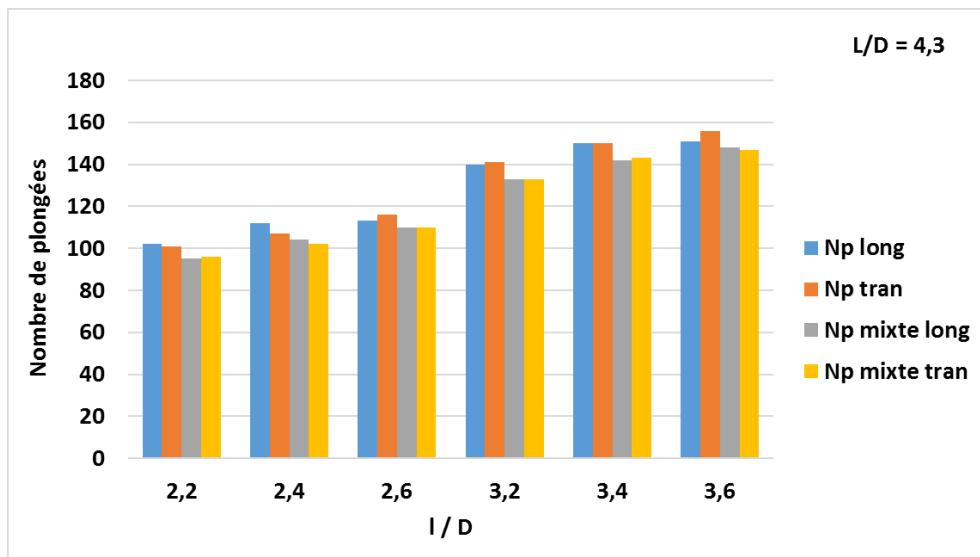


Figure IV.29 : Nombre de plongées pour toutes les stratégies de tréflage du bloc de matière restante, pour des cas de bandes fines sur les deux côtés

La Figure IV.30 montre le cas où un des côté amène à l'usinage d'une bande très fine (largeur de bande inférieure à a_e). Dans ce cas, le tréflage dans le sens de cette bande est la meilleure stratégie car l'augmentation du pas est extrêmement importante, ce qui diminue fortement le nombre de plongées.

Remarque : Plus les dimensions du bloc sont petites, plus le pourcentage d'écart en nombre de plongées entre les stratégies est notable.

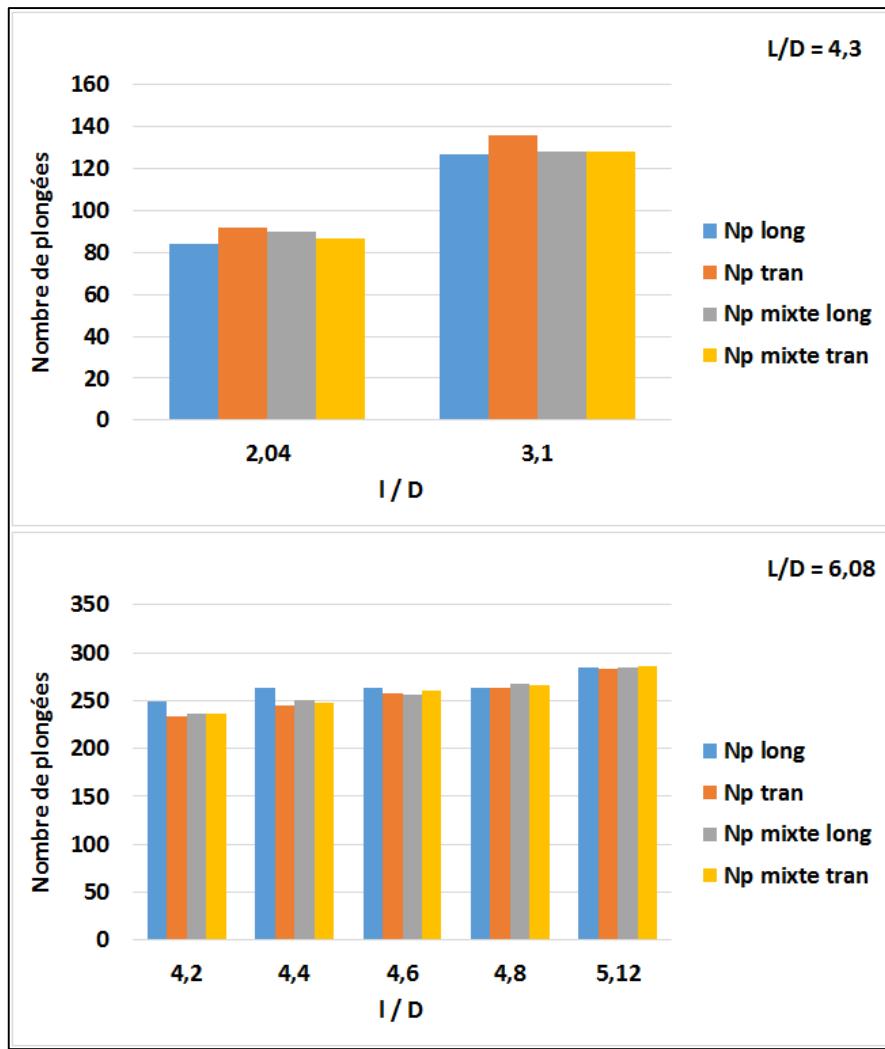


Figure IV.30 : Nombre de plongées pour toutes les stratégies de tréflage du bloc de matière restante, pour des cas de bande très fine sur un seul côté

IV.3.3.4 Conclusion

A travers ces exemples, nous avons pu établir l'efficacité des optimisations menées sur les sorties des outils en pleine matière et sur les bandes fines. Il a ainsi été possible de réduire les pertes lorsque l'outil usine partiellement et donc réduire très fortement le nombre de plongées comparativement avec les logiciels actuels qui ne proposent que des stratégies élémentaires. Enfin nous avons pu expliquer et démontrer l'intérêt des diverses stratégies et ainsi proposer des solutions optimales pour réduire le nombre de plongées pour usiner un bloc de matière rectangulaire.

IV.3.4 Prise en compte des crêtes de matière pour définir les vrais entraxes des passes

Dans les paragraphes précédents, nous avons volontairement décidé de ne pas prendre en compte la hauteur de crête pour définir les entraxes entre les passes d'usinage. Nous allons la considérer maintenant afin de ne pas laisser de matière entre deux passages d'outils adjacents.

En tréflage, lorsque l'outil se décale d'une certaine distance avant de replonger dans la pièce à usiner, la fraise laisse des crêtes caractéristiques dont la hauteur dépend du rayon de l'outil et du pas. La hauteur de crête notée $h_{crête}$ lorsque le tréflage est réalisé le long d'un profil droit est exprimée par :

$$h_{crête} = R - \sqrt{R^2 - \frac{Pas^2}{4}} \quad (\text{IV.47})$$

Cette hauteur augmente lorsque le rayon de l'outil diminue et le pas radial augmente. En négligeant la hauteur de crête, nous avons fait l'hypothèse que les outils entre deux trajectoires adjacentes étaient tangents. La largeur de matière laissée entre deux trajectoires adjacentes vaut le double de la hauteur de crête (Figure IV.31). Pour avoir un recouvrement des crêtes de matière lorsque l'outil est en pleine matière, l'entraxe entre deux passes doit être légèrement inférieur au diamètre de l'outil D et égale à $(D - 2h_{crête})$. Le recouvrement de la crête de matière restante nécessite la prise en compte de la hauteur de crête la plus importante, qui est obtenue durant la sortie de l'outil lorsque le pas de plongée est augmenté. Ceci engendre une modification de la bande de matière restante qui devient plus large et peut, par conséquence, influer sur le nombre de plongées total nécessaire pour tréfler le bloc de matière restante.

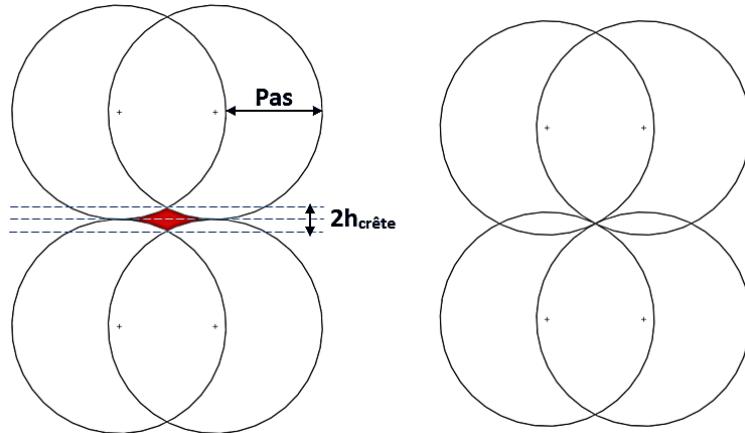


Figure IV.31 : Distance maximale entre deux passes pour ne pas laisser de matière. Le cas de gauche représente le maximum de zone non-usinée (partie rouge)

Afin de voir l'effet de la prise en compte de la crête de matière, l'exemple suivant sera introduit : les dimensions du bloc de matière central sont $L = 205 \text{ mm}$ et $l = 104 \text{ mm}$, et l'outil de coupe est de diamètre $D = 50 \text{ mm}$. Les dimensions données induisent la présence de bandes fines (4 mm pour la stratégie longitudinale et 5 mm pour la stratégie transversale). Le Tableau IV.4 donne les résultats de comparaison entre le calcul du nombre de plongées optimisé sans la prise en compte de la crête, et le calcul avec recouvrement de la crête de matière.

	N_p stratégie longitudinale	N_p stratégie transversale	N_p stratégie mixte longitudinale	N_p stratégie mixte transversale
Calcul sans la prise en compte de la crête	85	86	87	87
Calcul avec la prise en compte de la crête	92	93	92	90
Ecart (%)	8%	8%	6%	3%

Tableau IV.4 : Comparaison entre le calcul du nombre de plongées N_p optimisé sans la prise en compte de la crête, et le calcul avec recouvrement de la crête de matière

L'écart est plus important pour les stratégies longitudinale et transversale car la prise en compte de la crête donne une bande de matière plus large, et par conséquence le pas de plongée optimisé dans cette bande devient plus faible, ce qui augmente le nombre de plongées. Dans l'exemple présenté, l'effet de la prise en compte de la crête de matière sur le nombre de plongées pour les stratégies mixtes est plus faible car l'élargissement de la bande engendre seulement une plongée de sortie supplémentaire pour chaque passe. Ceci montre également que la considération de la crête peut modifier le choix de la meilleure stratégie de tréflage, qui passe dans l'exemple donné de la stratégie longitudinale à la stratégie mixte transversale.

IV.3.5 Validation de la méthode proposée

L'exemple suivant est introduit afin de voir le gain apporté par la stratégie optimisée par rapport à une stratégie à pas constant non optimisée en termes de nombres de plongées dans le bloc de matière central (Figure IV.32). Les dimensions du bloc sont $L = 205 \text{ mm}$ et $l = 104 \text{ mm}$ (comme l'exemple montré précédemment), et le diamètre de l'outil de coupe choisi est $D = 50 \text{ mm}$. Le pas constant maximal choisi pour la stratégie non optimisée est 6 mm.

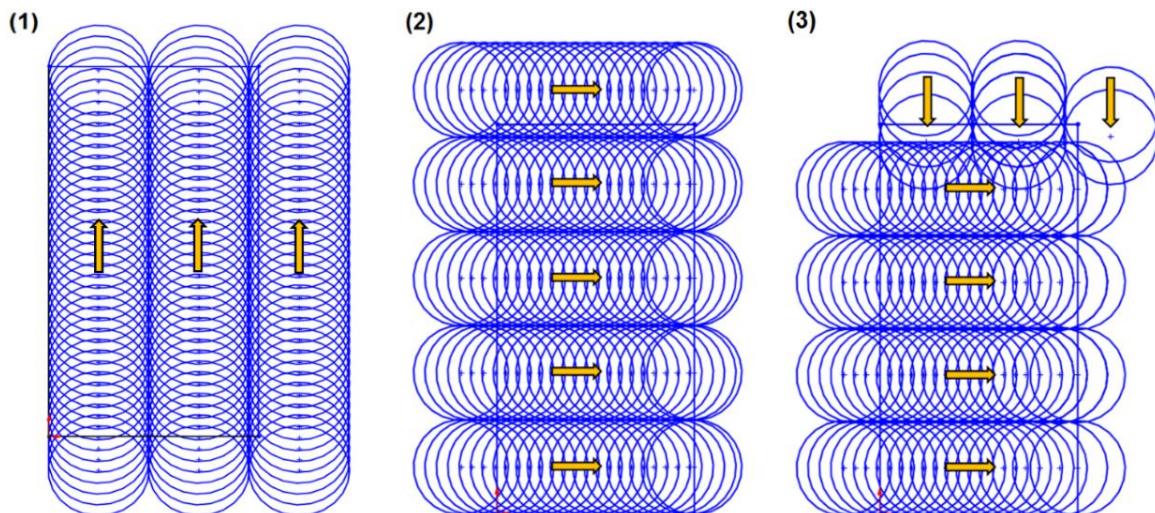


Figure IV.32 : (1) stratégie longitudinale non optimisée à pas constant (2) stratégie transversale non optimisée à pas constant ; (3) stratégie optimisée (mixte transversale)

Les stratégies longitudinale et transversale non optimisées à pas constant donnent des nombres de plongées respectivement de 117 et 110 plongées. Par ailleurs, la démarche d'optimisation emmène à un nombre de plongées de 90 avec la stratégie mixte transversale, soit une diminution de respectivement 23% et 18% en termes de nombre de plongées dans le bloc de matière central. Ainsi, l'optimisation présentée permet d'avoir un gain important sur le nombre total de plongées. Concernant le temps d'usinage, en prenant les conditions opératoires $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0.16 \text{ mm/tr}$ et $a_e = 6 \text{ mm}$, *nombre de dents* = 3 *dents*, $D = 50 \text{ mm}$, *hauteur usinée* = 100 mm, *vitesse rapide* = 40 m/min, $A_{max} = 6 \text{ m/s}^2$ (accélération maximale), $J = 30 \text{ m/s}^3$ (jerk) et le mode SOFT (pilotage à jerk constant), le gain de 27 plongées nous permet d'obtenir un gain de temps de 15 minutes pour une opération, en optimisant seulement les trajectoires (orientation et pas de plongée).

IV.3.6 Aide au choix d'outil pour usiner le bloc de matière restante

IV.3.6.1 Présentation de la méthode

Naturellement, nous aurions tendance à choisir l'outil de diamètre important pour réduire le nombre de plongée puisqu'en pleine matière celui-ci enlève plus de surface de matière. Cependant, il faut tenir compte de la vitesse de consigne de chaque outil afin de pouvoir comparer l'efficacité des outils entre eux.

L'outil de coupe choisi doit assurer le temps d'usinage minimal. Ce temps se base sur la combinaison optimale de nombre de plongées minimal possible avec la vitesse d'avance maximale possible. On peut faire un calcul simple et fiable pour déterminer le meilleur outil suivant les étapes suivantes :

- En fixant la vitesse de coupe V_c et l'avance par dent f_z , on choisit un outil référence considéré comme l'outil de diamètre le plus petit. Dans notre cas les conditions de coupe mentionnées sont $V_c = 60 \text{ m/min}$ et $f_z = 0.18 \text{ mm/tr}$. L'outil de référence est l'outil AJX de diamètre $D = 32 \text{ mm}$ avec un *nombre de dents* = 3 *dents*, pour lequel on affecte le coefficient de vitesse d'avance 100%.
- On détermine les coefficients de vitesse d'avance $coeff V_f$ par rapport aux autres outils de coupe (Equation (IV.48)). Le temps étant inversement proportionnel à la vitesse, le coefficient est plus important pour une vitesse d'avance plus faible par rapport à la référence.

$$coeff V_f (\%) = \frac{1}{\frac{V_f}{V_f \text{ ref}}} \times 100 = \frac{V_f \text{ ref}}{V_f} \times 100 \quad (\text{IV.48})$$

Le Tableau IV.5 donne ces pourcentages en se basant sur les outils de coupe du catalogue de constructeur Mitsubishi.

D (mm)	Nombre de dents	N (tr/mn)	V_f (mm/min)	coefficient V_f (%)
32	3	596	322	100%
35	2	545	196	164%
35	3	545	295	109%
40	3	477	258	125%
40	4	477	344	94%
50	3	382	206	156%
50	4	382	275	117%
50	5	382	344	94%
63	3	303	164	197%
63	4	303	218	148%
63	5	303	273	118%
80	4	239	172	188%
80	5	239	215	150%
80	6	239	258	125%

Tableau IV.5 : Coefficients de V_f par rapport à l'outil de référence

- On calcule le nombre de plongées N_p donnés par les outils potentiellement adaptés au tréflage de la poche donnée en utilisant la démarche d'optimisation présentée précédemment, et on établit pour chaque outil le coefficient du nombre de plongées $coeff N_p$ par rapport à l'outil de référence selon l'équation (IV.49):

$$coeff N_p (\%) = \frac{N_p}{N_{p\ ref}} \times 100 \quad (IV.49)$$

- On calcule finalement le coefficient du temps d'usinage $coeff T$ qui est le produit des coefficients de la vitesse d'avance et de nombre de plongées (Equation) :

$$coeff T (\%) = coeff V_f \times coeff N_p \quad (IV.50)$$

L'outil qui a le coefficient du temps le plus petit, est considéré le meilleur.

IV.3.6.2 Application

L'exemple suivant est introduit afin de valider la méthode : Les dimensions du bloc sont $L = 205\ mm$ et $l = 104\ mm$ (comme l'exemple montré précédemment). Pour chaque diamètre d'outil, la fraise ayant le nombre maximal de dents est choisie pour avoir la vitesse d'avance maximale. Le Tableau IV.6 présente les coefficients de vitesse d'avance et de nombre de plongées calculés, ainsi que le coefficient du temps d'usinage, pour chaque outil de coupe.

D (mm)	Nombre de dents	$coeff V_f$	N_p	$coeff N_p$	$coeff T$
32	3	100%	128	100%	100%
40	4	94%	107	84%	78%
50	5	94%	90	70%	66%
63	5	118%	73	57%	67%
80	6	125%	61	48%	60%

Tableau IV.6 : Calcul du coefficient du temps pour les différents diamètres d'outil de coupe

Le Tableau IV.7 donne le temps d'usinage approximatif pour chaque outil, en prenant comme profondeur d'usinage 100 mm. Le temps de cycle est calculé en considérant uniquement la phase de plongée car la remontée est faite en vitesse rapide et le temps total est quasiment celui donné par le temps des plongées.

D (mm)	Nombre de dents	N_p	Temps de cycle de tréflage (s)	Temps total (min)	% temps
32	3	128	18,62	39,72	100%
40	4	107	17,45	31,13	78%
50	5	90	17,45	26,18	66%
63	5	73	21,99	26,76	67%
80	6	61	23,27	23,66	60%

Tableau IV.7 : Calcul du temps total d'usinage pour chaque outil de coupe (profondeur d'usinage égale à 100 mm)

Le calcul des coefficients du temps d'usinage $coeff T$ (Tableau IV.6) mène au choix de l'outil de diamètre $D = 80\text{ mm}$ avec 6 dents. Cela est confirmé par le calcul des temps d'usinage donné par le Tableau IV.7, ce qui montre l'exactitude de la méthode de choix d'outil proposée.

IV.4 Conclusion

Nous avons cherché à améliorer la stratégie de tréflage d'une poche ouverte ou fermée de forme rectangulaire. Sans avoir pour l'instant, apporté une réponse complète à l'optimisation de l'usinage en tréflage de cette poche, nous avons proposé une nouvelle stratégie optimisée pour l'évidement intérieur de celle-ci avec un outil de coupe fixé. Le parcours d'outil débute par un contour de la paroi de la poche afin de préserver la rigidité de l'ensemble de la pièce au cours des diverses plongées.

Ensuite nous avons étudié comment réduire le nombre de plongées du bloc de matière central restant. Dans un premier temps, nous avons optimisé la sortie de l'outil pour les passes

en pleine matière, et dans un deuxième temps, nous avons étudié les nombreux cas des bandes fines liées à l'engagement radial de l'outil sur sa dernière passe.

Ces approches sont totalement novatrices dans le cadre du tréflage. Notre méthodologie nous permet la modification du pas de plongée (qui n'est plus un paramètre constant) sur chaque passe, de manière à conserver un engagement radial maximal de la plaquette constant dans la matière. Le codage de ces solutions nous a permis de combiner les stratégies longitudinales, transversales et mixtes pour arriver au meilleur choix de balayage de la pièce par l'outil. L'introduction de stratégies mixtes est aussi une nouveauté apportée dans le cadre de cette thèse.

Les comparaisons avec les logiciels de FAO ne font que confirmer qu'aucune optimisation n'a été introduite dans ces logiciels. Nous avons vu au travers d'un exemple traité, que les gains de temps pouvaient être très importants.

Nous avons ensuite ébauché une réflexion sur le choix des outils, solutions qui sont totalement absentes dans les logiciels de FAO. De nombreux travaux restent à mener sur cette partie et cela fait partie des perspectives de cette thèse.

Conclusion générale et perspectives

L'enjeu des travaux présentés dans ce mémoire est d'étudier le procédé de tréflage dans le but de fournir aux futurs utilisateurs de cette technologie des informations pertinentes. Cette étude est focalisée sur l'optimisation de ce procédé appliquée à l'usinage des pièces profondes en alliage de titane.

La première partie de l'étude bibliographique réalisée dans le chapitre 1 nous a permis d'avoir une idée globale sur les propriétés des alliages de titane et les problèmes liés à leur usinabilité. La deuxième partie, qui est la plus importante, s'est axée sur le procédé de tréflage. Elle a introduit le principe du tréflage ainsi que ses avantages par rapport au fraisage classique, en particulier au niveau des efforts de coupe générés. Les outils de coupe destinés aux opérations de tréflage, conçus par des fabricants mondiaux, ont été présentés. L'aspect lié aux forces de coupe en tréflage a été abordé en indiquant les efforts de coupe expérimentaux trouvés dans diverses études, et en s'intéressant à la modélisation analytique et empirique de ces forces. Nous nous sommes également intéressés aux travaux traitant des paramètres influant le procédé (conditions de coupe, paramètres géométriques, capacités cinématiques de la machine, et stratégies d'usinage), en indiquant leurs démarches et résultats d'optimisation des paramètres étudiés.

Le chapitre 2 présente la partie principale de l'étude des paramètres influents en tréflage, à travers l'analyse des efforts de coupe générés (efforts tangentiel, radial et axial) durant l'usinage de l'alliage Ti6Al4V. Pour cela, une campagne expérimentale a été menée en faisant varier les conditions de coupe (4 vitesses de coupe V_c , 6 avances par dent f_z , et 5 pas de plongée ou décalage radial a_e) et en utilisant plusieurs outils à plaquettes caractérisés par des paramètres géométriques différents (angles de coupe, rayon de bec et préparation d'arête). L'effort tangentiel F_t varie d'une manière quasi-linéaire avec f_z et a_e , et il n'est pas dépendant de la vitesse de coupe V_c (sur le domaine étudié entre 50 et 80 m/min). La force axiale F_z dépend fortement du pas a_e avec une relation pratiquement linéaire. Cependant, l'avance par dent f_z a un effet relativement faible, et la vitesse de coupe n'a pas d'influence sur F_z . L'effort radial F_r est influencé par l'avance par dent f_z , contrairement à la vitesse de coupe V_c qui n'a pas d'effet. Le pas a_e impacte cette force, sauf pour l'outil AQX (avec ses plaquettes QOGT et QOMT) qui est caractérisé par un angle de coupe radial γ_f nul. Suite aux essais expérimentaux, des modèles des pressions spécifiques de coupe relatifs aux forces de coupe ont été définis (K_t , K_r et K_z), afin d'estimer avec précision l'influence des principaux paramètres géométriques de l'outil de tréflage. Les résultats obtenus lors de l'étude expérimentale et de la modélisation sont les suivants :

- Les erreurs de simulation sont inférieures à 9% pour K_t , 12% pour K_z et 13.5% pour K_r pour tous les essais.
- Le rayon d'arête r_β et l'angle de coupe axial γ_p impactent d'une manière importante la pression spécifique de coupe tangentielle K_t , et donc l'effort F_t ,
- Le rayon d'arête et un angle de coupe axial négatif sont deux paramètres très influents sur l'effort axial, tandis que l'effet d'un angle de coupe axial positif reste plus limité.
- La force radiale F_r dépend fortement de plusieurs paramètres qui sont : l'angle de coupe radial γ_f , un angle de coupe axial γ_p négatif, l'angle de direction d'arête kr et le rayon de bec r_ε .

Finalement, l'étude d'usure réalisée à la fin de ce chapitre nous a permis d'identifier un choix de conditions de coupe admissibles : $V_c = 60 \text{ m/min}$, une valeur de f_z entre 0.15 et 0.2 mm/dent, et un a_e de 6 mm. De plus, la remontée en vitesse rapide peut être utilisée lors de la définition des stratégies de tréflage pour avoir un temps total d'usinage plus faible.

Le chapitre 3 est axé sur l'analyse de l'évolution des efforts de coupe à la fin de la plongée (en fond de poche). En effet, il a été constaté durant les essais élémentaires de tréflage que les forces de coupe augmentent à la fin de chaque plongée avec les outils de coupe possédant un angle de direction d'arête $kr \geq 90^\circ$. L'analyse de ce phénomène a abouti aux conclusions suivantes :

- Lorsque l'angle $kr < 90^\circ$, les efforts en fond de poche n'augmentent quasiment pas, vu que la section de copeau additionnée est négligeable.
- Pour un outil ayant un angle $kr = 90^\circ$, l'augmentation de la section de copeau est principalement liée au rayon de bec. Plus le rayon est grand, plus la section additionnée est importante, ce qui induit l'augmentation des efforts de coupe en fond de poche. Cette élévation des forces est particulièrement importante au dernier tour de fraise à cause de la reprise de la matière soumise au retour élastique. Pour remédier à ce problème, une réduction de la profondeur à usiner lors de la plongée suivante peut être adoptée.
- Avec un outil possédant un angle $kr > 90^\circ$, l'augmentation des efforts en fond de poche dépend essentiellement du rayon de bec et de la valeur de l'angle kr . Plus ces paramètres augmentent, plus la section de copeau additionnée est grande, et donc plus l'amplification des forces est importante. L'action corrective possible dans ce cas est de réduire l'avance par dent à la fin de la plongée.
- En prenant un décalage radial a_e important, le pourcentage de section de copeau additionnée devient plus faible. Donc, pour une même section de coupe, l'utilisation d'un grand pas a_e et d'une faible avance par dent f_z est plus adaptée en tréflage.

Le dernier chapitre concerne l'optimisation des stratégies en tréflage des poches simples, qu'elles soient ouvertes ou fermées. Avec des solutions limitées dans les logiciels FAO, une nouvelle démarche d'optimisation de la stratégie d'usinage est proposée. Elle commence par un tréflage de contournage dans le but d'assurer la rigidité de la pièce pour les plongées dans le bloc de matière restante. Ensuite, une optimisation du tréflage de ce bloc central est réalisée en minimisant le nombre total de plongées selon deux aspects : le premier concerne l'optimisation de la sortie de l'outil pour les passes avec engagement total de l'outil, et le deuxième est l'optimisation du pas dans les bandes fines si elles existent. A la fin de ce chapitre, l'aide au choix d'outil est abordée, assurant une optimisation globale de l'opération de tréflage des poches simples.

Suite à cette étude, plusieurs perspectives de recherches sont envisagées :

- L'analyse des mécanismes d'usure n'a porté que sur un seul outil, et seul l'effet des conditions de coupe sur la durée de vie de l'outil et la longueur usinée a été étudié. Une perspective serait d'étendre cette analyse à d'autres préparations d'arête et à d'autres conditions de coupe. Avec cela, une modélisation de l'évolution de l'usure d'outil en fonction des conditions de coupe et

des paramètres géométriques peut être abordée, qui a pour but de prédire la durée de vie de l'outil lors des opérations de tréflage d'alliages de titane.

- Etant donné que l'usure impacte fortement les efforts de coupe, la modélisation des pressions spécifiques de coupe proposée peut être encore développée par l'ajout de facteurs correctifs qui prennent en compte l'effet d'usure. En effet, plus l'outil est usé, plus les forces de coupe sont importantes. Ainsi, les modèles seront plus fiables dans la prédiction des efforts quel que soit l'état de l'outil de coupe.

- Plusieurs travaux restent à développer sur la partie de l'optimisation des stratégies de tréflage. En effet, le travail mené n'a porté que sur l'usinage en 2.5 axes des poches simples dont les parois sont de profil droit. Il sera intéressant alors d'étendre l'étude à des poches de forme plus complexes. Egalement, la problématique de choix d'outil est à approfondir, étant donné que le travail réalisé n'a traité que le cas d'utilisation d'un seul outil de coupe, tandis que la majorité des applications réelles nécessitent l'emploi de plusieurs outils, surtout lors de l'usinage des formes complexes.

- De nombreuses études portent sur la finition des surfaces réglées qui sont utilisées pour modéliser les pales des aubes de turbine. Une perspective de ce travail porte sur l'ébauche de ces pièces complexes à très forte valeur ajoutée, qui sont usinées en 5 axes.

Références bibliographiques

- [Abdelmoneim and Scrutton, 1974] Abdelmoneim, M., Scrutton, E. (1974). Tool edge roundness and stable build-up formation in finish machining. ASME Journal of Engineering for Industry, 96 p.1258–1267.
- [Al-Ahmad et al., 2005] Al-Ahmad, M., D'Acunto, A., Martin, P. (2005). Modélisation des efforts de coupe de l'opération de tréflage. In 17ème Congrès Français de Mécanique, Troyes.
- [Al-Ahmad, 2008] Al-Ahmad, M. (2008). Industrialisation de procédé : contribution à la maîtrise de l'opération de tréflage ou fraisage vertical-approches analytique et expérimentale. Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech.
- [Altintas and Ko, 2006] Altintas, Y., Ko, J. (2006). Chatter stability of plunge milling. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 55(1), p.361–364.
- [Arrazola et al., 2009] Arrazola, P., Garay, A., Iriarte, L., Armendia, M., Marya, S., Maître, F. L. (2009). Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti5553). Journal of Materials Processing Technology, 209(5) p.2223–2230.
- [Association, 2012] Association, I. T. (2012). Ti Ultimate Choice.
- [Astakahov, 2006] Astakahov, V. (2006). Tribology of metal cutting. Elsevier Science, 52(1).
- [Bagur, 1999] Bagur, F. (1999). Matériaux pour outils de coupe. Techniques de l'ingénieur, BM7080.
- [Barelli, 2016] Barelli, F. (2016). Développement d'une méthodologie d'optimisation des conditions d'usinage, application au fraisage de l'alliage de titane TA6V. Thèse de doctorat, Université de Toulouse.
- [Barlier, 2010] Barlier, C. (2010). MEMOTECH Plus : Industrialisation & mécanique.
- [Barrow et al., 1982] Barrow, G., Graham, W., Kuramoto, T., Leong, Y. (1982). Determination of rake face stress distribution in orthogonal machining. International Journal of Machine Tool Design and Research, 22 p.78–85.
- [Barry et al., 2001] Barry, J., Byrne, G., Lennon, D. (2001). Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti-6Al-4V alloy. International Journal of machine Tool & Manufacture, 41 p.1055–1070.
- [Bissey, 2005] Bissey, S. (2005). Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement. Thèse de doctorat, ENSAM CER de Cluny.
- [Bissey et al, 2006] Bissey, S., Poulachon, G., Lapujoulade, F. (2006). Integration of tool geometry in prediction of cutting forces during milling of hard materials, vol 220, p.579–587.
- [Bodart, 1990] Bodart, E. (1990) Une méthode rapide de mesure de l'usinabilité et les essais de longue durée. CIRP ANNALES, p.261–263.
- [Bouchnak, 2010] Bouchnak, T. B. (2010). Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique : le Ti5553. Thèse de doctorat, ParisTech Arts et Métiers.
- [Bourdet, 1977] Bourdet, P. (1977). La coupe des métaux. Polycopié CODEGEM.

- [Burns and Davies, 2002]** Burns, T., Davies, M. (2002). On repeated adiabatic shear band formation during high-speed machining. *International Journal of Plasticity*, 18(4) p.487–506.
- [Cafieri et al., 2016]** Cafieri, S., Monies, F., Mongeau, M., Bes, C. (2016) Plunge milling time optimization via mixed-integer nonlinear programming. *Computers and Industrial Engineering*, 98, 434–445.
- [Castany et al., 2007]** Castany, P., Pettinari-Sturmel, F., Crestou, J., Douin, J., Coujou, A. (2007). Experimental study of dislocation mobility in a Ti-6Al-4V alloy. *Acta Materialia*, 55(18) p.6284–6291.
- [Cellier, 2013]** Cellier, A. (2013) Etude du fraisage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V - Influence des angles de coupe et des rayons de bec sur l'intégrité de surface et la limite d'endurance des pièces. Thèse de doctorat, Université François – Rabelais de Tours.
- [Che-Haron, 2001]** Che-Haron, C. (2001). Tool life and surface integrity in turning titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 118(1-3) p.231–237.
- [Che-Haron and Jawaid, 2005]** Che-Haron, C., Jawaid, A. (2005). The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6% Al-4% V. *Journal of Materials Processing Technology*, 166(2) p.188–192.
- [Combres, 2010]** Combres, Y. (2010). Propriétés du titane et de ses alliages. Techniques de l'ingénieur, M4780.
- [Combres, 2013]** Combres, Y. (2013). Traitements thermiques des alliages de titane. Techniques de l'ingénieur, M1335.
- [Danis et al., 2016]** Danis, I., Monies, F., Lagarrigue, P., Wojtowcz, N. (2016) Cutting forces and their modelling in plunge milling of magnesium rare earth alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 84, p.1801–1820.
- [De gélás et al., 1976]** De gélás, B., Armand, M., Séraphin, L., Tricot, R. (1976) Titane et alliages de titane. Techniques de l'ingénieur, M557.
- [Dorlin, 2016]** Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Application aux techniques de tournage et fraisage. Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech.
- [Doyle et al., 1979]** Doyle, E., Horne, J., Tabor, D. (1979). Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 366 p173–183.
- [Elanayar and Shin, 1944]** Elanayar, V., Shin, Y. (1944). Modeling of tool forces for worn tools : flank wear effects. *Materials Issues in Machining-II and The Physics of Machining Processes-II*, p.341–361.
- [El-Midan et al., 2006]** El-Midan, T., Elkeran, A., Tawfik, H. (2006). Optimal CNC Plunger Selection and Toolpoint Generation for Roughing Sculptured Surfaces Cavity. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128, p.1025–1029.
- [Ernst, 1938]** Ernst, H. (1938). Physics of metal cutting in machining of metals. American society for Metals, p.1–34.
- [Ezugwu and Wang, 1997]** Ezugwu, E. O., Wang, Z. M. (1997). Titanium alloys and their machinability - a review. *Journal of Materials Processing Technology*, 68(3) p.262–274.

[Ezugwu et al., 2003] Ezugwu, E. O., Bonney, J., Yamane, Y. (2003). An overview of the machinability of aeroengine alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 134(2) p.233–253.

[Ezugwu, 2005] Ezugwu, E. (2005). Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(12-13) p.1353–1367.

[Felder, 2008] Felder, E. (2008). Procédés d’usinage. Techniques de l’ingénieur, B7000.

[Germain, 2011] Germain, D. (2011). Développement d’un modèle d’efforts de coupe intégrant le contact en dépouille : application au tournage de superfinition du cuivre Cu-c2. Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech.

[Gradisek et al., 2004] Gradisek, J., Kalveram, M., Weinert, K. (2004). Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end-mill. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(4), p.401–414.

[Gunay et al., 2004] Günay, M., Aslan, E., Korkut, I., Seker, U. (2004). Investigation of the effect of rake angle on main cutting force. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(9), p.953–959.

[Hartung and Kramer, 1982] Hartung, P., Kramer, B. (1982). Tool wear in titanium machining. *CIRP Annals*, 1 p.75–80.

[Hou and Komanduri, 1995] Hou, Z., Komanduri, R. (1995). On a thermomechanical model of shear instability in machining. *CIRP Annals*, 44(1) p.69–73.

[Hua and Shivpuri, 2004] Hua, J., Shivpuri, R. (2004). Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 150(1–2) p.124–133.

[Imani et al., 1998] Imani, BM., Sadeghi, MH., Elbestawi, MA. (1998). An improved process simulation system for ball-end milling of sculptured surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 38(9), p.1089–1107.

[Iscar, 2017] Iscar. (2017). Rotating Tool Lines catalogue.

[Kathleen, 2007] Kathleen, L. H. (2007). Black Sand : The History of Titanium. Metal Management Inc., ISBN 0-935297-43-X.

[Kienzle, 1952] Kienzle, O. (1952). Prediction of forces and power in machine tools for metal-cutting (in german). *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, 94, p.299–305.

[Ko and Altintas, 2007] Ko, J., Altintas, Y. (2007). Time domain model of plunge milling operation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(9), p.1351–1361.

[Koenigsberger and Sabberwal, 1961] Koenigsberger, F., Sabberwal, A. (1961). An investigation into the cutting force pulsations during milling operations. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 1(1), p.15–33.

[Konig, 1978] Konig, W. (1978). Applied research on the machinability of titanium and its alloys. Proceedings of 47th Meeting of AGARD Structural and Materials Panel, Florence, Italy, p1.1–1.10.

[Laakso, 2015] Laakso, S. (2015) Development of Material Models and Acquisition of Model Parameters for Metal Cutting Simulations. PhD thesis, Aalto University.

[Li et al., 2000] Li, Y., Liang, S. Y., Petrof, R. C., Seth, B. B. (2000). Force modelling for cylindrical plunge cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 16(12), p.863–870.

[Liu et al., 2002] Liu, XW., Cheng, K., Webb, D., Luo, XC. (2002). Prediction of cutting force distribution and its influence on dimensionnal accuracy in peripheral milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(7), p.791–800.

[LesEchos investir, 2018] LesEchos investir (2018). Matières premières métaux. Site internet : <https://investir.lesechos.fr/marches/matieres-premieres/metaux.html>

[Leyens and Peters, 2003] Leyens, C. and Peters, M. (2003). Titanium and Titanium Alloys : Fundamentals and Applications.

[Louvigné, 2017] Louvigné P.-F. (2017). Etude de veille sur le marché du titane 2015–2017.

[Lutjering, 1998] Lutjering, G. (1998). Influence of processing on microstructure and mechanical properties of (α/β) titanium alloys. *Materials Science and Engineering A*, 243(1–2) p.32–45.

[Lutjering and Williams, 2003] Lutjering, G., Williams, J. C. (2003). Titanium. Springer, Berlin, New-York.

[Lutze, 2008] Lutze, S. (2008) State of the Art and Expectations for the Future of Orbital Drilling. PhD thesis, Leuphana University Lüneburg School III.

[Machado and Wallbank, 1990] Machado, A. R., Wallbank, J. (1990). Machining of titanium and its alloys - Ia review. ARCHIVE : Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture 1989-1996 (vols 203-210), 204(12) p.53–60.

[Manyindo and Oxley, 1986] Manyindo, B., Oxley, P. (1986). Modeling the catastrophic shear type of chip when machining stainless steel. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 200 (5) p.349–358.

[Merchant ME, 1945(a)] Merchant, M. (1945). Mechanics of the metal cutting process. I. orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5), p.267.

[Merchant ME, 1945(b)] Merchant, M. (1945b). Mechanics of the metal cutting process. II. plasticity conditions in orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics*, 16(6), p.318.

[Mitubishi, 2012] Mitsubishi, M. (2012). Catalogue Outils rotatifs.

[Movahhedy et al, 2002] Movahhedy, MR., Altintas, Y., Gadala, MS. (2002). Numerical analysis of metal cutting with chamfered and blunt tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(2), p.178–188.

[Nouari et al., 2008] Nouari, M., Calamaz, M., Girot, F. (2008). Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V. *Comptes rendus. Mécanique*, 336 p.772–781.

[Nabhani, 2001] Nabhani, F. (2001). Machining of aerospace titanium alloys. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 17(1-2) p.99–106.

[Noordin et al., 2004] Noordin, MY., Venkatesh, VC., Sharif, S., Elting, S., Abdullah, A. (2004). Application of response surface methodology in describing the performance of coated carbide tools when turning AISI 1045 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 145(1), p.46–58.

[Otkur and Lazoglu, 2007] Otkur, M., Lazoglu, I. (2007) Trochoidal milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47(9), p.1324-1332.

- [Piquet, 2012] Piquet, R. (2012). Cours de matériaux composites. Université de Toulouse.
- [Pomey, 1971] Pomey, J. (1971). Phénomènes de mécanique physique qui régissent la coupe des métaux. Méca. Mat. Elect., 256 p.8–36.
- [Qin et al., 2007] Qin, X., Zhao, J., Liu, H., Zhang, J., Zhao, W., Tian, Y., Tom O, M., Ni, W., Liu, Y. (2007). Mathematical model and simulation of cutting force in plunge milling process. Transactions of Tianjin University, 13(4), p.303–307.
- [Rafanelli et al., 2015] Rafanelli, F., Campatelli, G., Scippa, A. (2015) Effects of cutting conditions on forces and force coefficients in plunge milling operations. Advances in Mechanical Engineering 7 (6), p.1–9.
- [Rauch, 2007] Rauch, M. (2007). Optimisation de la programmation des MOCN-Application aux machines à structure parallèle. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes-ECN.
- [Rauch et al., 2008] Rauch, M., Lavernhe, S. et Hascoet, J. (2008). Connaissance du comportement de la machine pour la programmation - nouvelles stratégies d'usinage et simulation.
- [Rauch and Hascoet, 2011] Rauch, M., Hascoet, J. (2011). Selecting a milling strategy with regard to the machine tool capabilities : application to plunge milling. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 59(1-4), p.47–54.
- [Ren et al., 2009] Ren, J. X., Yao, C. F., Zhang, D. H., Xue, Y. L., Liang, Y. S. (2009). Research on tool path planning method of four-axis high-efficiency slot plunge milling for open blisk. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 45(1-2), p.101–109.
- [Rey, 2016] Rey, P-A. (2016) Caractérisation et optimisation du perçage orbital du Ti6Al4V et d'empilages CFRP / Ti6Al4V. Thèse de doctorat, Université de Toulouse.
- [Sabberwal, 1961] Sabberwal, AJP. (1961). Chip section and cutting force model during the milling operation. Annals of the CIRP 10, p.197–203.
- [Saglam et al., 2007] Saglam, H., Yaldiz, S., Unsacar, F. (2007). The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature. Materials and Design, 28(1), p.101–111.
- [Sandvik, 2015] Sandvik Coromant (2015), Catalogue Outils rotatifs.
- [Seco, 2017] Seco. (2017). Catalogue et guide technique, Fraisage.
- [Shaw and Vyas, 1993] Shaw, M., Vyas, A. (1993). Chip formation in the machining of hardened steel. CIRP Annals, 42(1) p.29–33.
- [Shaw and Vyas, 1998] Shaw, M., Vyas, A. (1998). The mechanisms of chip formation with hard turning steel. CIRP Annals, 47(1) p.77–82.
- [Sherif, 2013] Sherif, A. (2013). A New Approach to CNC Programming of Plunge Milling. PhD thesis, Concordia University, Canada.
- [Siekman, 1955] Siekman, H. (1955). How to machine titanium. Tool Engineer, p.78–82.
- [Siemens, 2015] Siemens (2015). Technical online-documentation for SINUMERIK, SINAMICS and SIMOTICS – ID: 109476679 – industry support Siemens.
- [Sun et al., 2015] Sun, C., Bi, Q., Wang, Y., Huang, N. (2015) Improving cutter life and cutting efficiency of five-axis plunge milling by simulation and tool path regeneration. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 77(5-8), p.965–972.

[Sun et al., 2015] Sun, C., Wang, Y., Huang, N. (2015) A new plunge milling tool path generation method for radial depth control using medial axis transform. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 76(9-12), p.1575–1582.

[Sun et al., 2016] Sun, T., Fu, Yu-can., He, L., Chen, Xue-mei., Zhang, Wen-guang., Chen, Wei., Su, Xu-bin. (2016) Machinability of plunge milling for damage-tolerant titanium alloy TC21. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 85, p.1315–1323.

[Tawfik, 2009] Tawfik, H. (2009). A New Algorithm to Calculate the Optimal Inclination Angle for Filling of Plunge-milling. Technology Development Branch, Specialized Studies Academy, Workers' University, Egypt.

[Tlusty and MacNeil, 1975] Tlusty, J., MacNeil, P. (1975). Dynamics of cutting forces in end milling. Annals CIRP, 24, p.21–25.

[Toumine et al., 2003] Toumine, A., Grousson, M., Salgas, P. (2003). Cours d'usinage INSA Lyon 1er cycle GCP.

[Tschatsch, 2009] Tschatsch, H. (2009). Applied machining technology. Springer, Berlin.

[Turley and Doyle, 1982] Turley, D., Doyle, E. (1982). Calculation of Shear Strains in Chip Formation in Titanium, Materials Science and Engineering, 55 p.45–48.

[U.S. Geological Survey, 2017] U.S. Geological Survey. (2017) Mineral Commodity Summaries, Titanium mineral concentrates, p.178–179

[Vasques, 2008] Vasques, B. (2008). Etude du comportement du rayon d'arête et de son influence sur l'intégrité de surface en tournage à sec. Thèse de doctorat, Université François Rabelais de Tours.

[Venkatesh et al., 1996] Venkatesh, VC., Kattan, IA., Hoy, D., Ye, CT., Vankirk, JS. (1996). An analysis of cutting tools with negative side cutting edge angles. Journal of Materials Processing Technology, 58(4), p.351–361.

[Wagner, 2011] Wagner, V. (2011). Amélioration de la productivité en usinage d'un titane réfractaire : le Ti5553. Thèse de doctorat, Université de Toulouse.

[Wagner et al., 2012] Wagner, V., Vissio, A., Chanal, H., Duc, E. (2012). Etude de la relation entre les conditions de coupe et la morphologie des copeaux en fraisage de l'aluminium 2050. In MUGV 2012.

[Wagner et al., 2015] Wagner, V., Baili, M., Dessein, G. (2015). The relationship between the cutting speed, tool wear, and chip formation during Ti-5553 dry cutting. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 76 p.893–912.

[Wakaoka et al., 2002] Wakaoka, S., Yamane, Y., Sekiya, K., Narutaki, N. (2002). Highspeed and high-accuracy plunge cutting for vertical walls. Journal of materials processing technology, 127(2), p.246–250.

[Witty et al., 2012] Witty, M., Bergs, T., Schäfer, A., Cabral, G. (2012) Cutting Tool Geometry for Plunge Milling – Process Optimization for a Stainless Steel. In 5th CIRP Conference on High Performance Cutting, p.506–511. Procedia CIRP 1, Zurich, Switzerland.

[Zhen-Bin and Komanduri, 1995] Zhen-Bin, H. and Komanduri, R. (1995). On a thermomechanical model of shear instability in machining. CIRP Annals – Manufacturing Technology, 44(1), p.69–73.

[**Zhuang et al., 2012**] Zhuang, K., Zhang, X., Zhang, X., Ding, H. (2012). Force prediction in plunge milling of inconel 718. In ICIRA'12 Proceedings of the 5th international conference on Intelligent Robotics and Applications, volume II, p.255–263.

[**Zhuang et al., 2013**] Zhuang, K., Zhang, X., Zhang, D., Ding, H. (2013). On cutting parameters selection for plunge milling of heat-resistant-super-alloys based on precise cutting geometry. Journal of Materials Processing Technology, 213(8), p.1378–1386.

Annexes

A. Calcul de l'aire de la lunule en tréflage

A chaque tour de fraise en plongée, la forme de copeau est décrite par la lunule rouge sur la Fig A.1. Son aire peut être calculé en faisant la somme de l'aire du secteur de centre O' ($sec_{O'}$) (orange clair sur la Fig A.1) et de l'aire du losange AOBO' (bleu sur la Fig A.1), et en soustrayant l'aire du secteur de centre O (sec_O) (vert sur la Fig A.1).

$$Aire_{lunue} = Aire_{sec_{O'}} + Aire_{AOBO'} - Aire_{sec_O}$$

$$\begin{cases} Aire_{sec_{O'}} = \frac{1}{2}R^2 \cdot (\pi + 2|\theta_e|) \\ Aire_{AOBO'} = R \cdot a_e \cdot \cos(\theta_e) \\ Aire_{sec_O} = \frac{1}{2}R^2 \cdot (\pi - 2|\theta_e|) \end{cases}$$

D'où

$$Aire_{lunue} = 2R^2|\theta_e| + R \cdot a_e \cdot \cos(\theta_e)$$

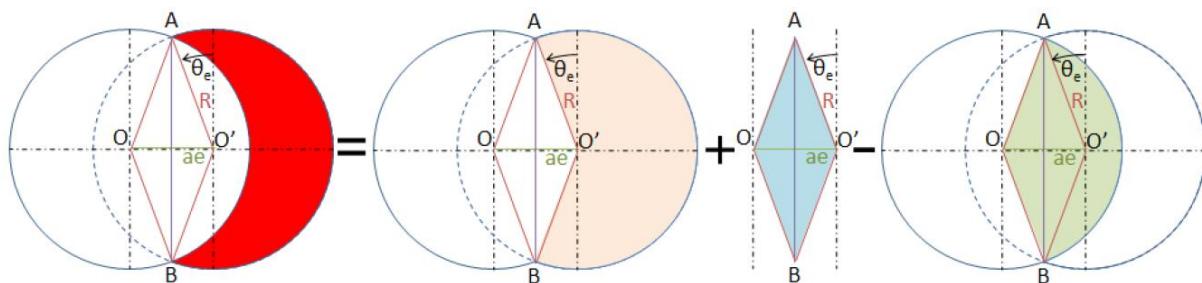


Fig A.1 : Calcul de l'aire de la lunule rouge

B. Pressions spécifiques de coupe expérimentales et simulées

Validation outil Tangplunge – ER										
f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_t \text{ exp}$ (MPa)	$K_t \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_t	$K_z \text{ exp}$ (MPa)	$K_z \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_z	$K_r \text{ exp}$ (MPa)	$K_r \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_r
0.2	2	1733.24	1639.51	5.41	933.68	974.63	-4.39	773.04	674.35	12.77
0.4	2	1288.39	1254.43	2.64	546.96	503.15	8.01	559.11	514.14	8.04
0.07	3	2350.69	2325.11	1.09	2292.74	2038.92	11.07	926.07	905.45	2.23
0.1	3	2092.56	2037.65	2.62	1603.21	1511.60	5.71	851.32	787.58	7.49
0.15	3	1753.79	1753.79	0.00	1075.71	1075.71	0.00	672.12	672.12	0.00
0.2	3	1588.82	1576.70	0.76	839.27	845.03	-0.69	600.70	600.61	0.01
0.25	3	1486.42	1451.75	2.33	680.20	700.75	-3.02	559.83	550.43	1.68
0.3	3	1372.99	1357.05	1.16	601.40	601.36	0.01	521.25	512.56	1.67
0.15	4	1783.60	1728.14	3.11	1174.95	1040.38	11.45	614.98	602.18	2.08
0.2	4	1574.43	1553.65	1.32	909.80	817.27	10.17	546.35	538.11	1.51
0.25	4	1399.88	1430.52	-2.19	704.57	677.74	3.81	448.93	493.15	-9.85
0.1	5	1973.56	2023.40	-2.53	1584.97	1610.02	-1.58	632.04	629.97	0.33
0.15	5	1741.37	1741.52	-0.01	1201.21	1145.76	4.62	569.87	537.61	5.66
0.2	5	1585.36	1565.67	1.24	941.39	900.05	4.39	508.78	480.41	5.58
0.07	6	2212.58	2294.55	-3.70	2423.35	2141.30	11.64	740.85	641.41	13.42
0.1	6	2082.62	2022.06	2.91	1863.71	1646.01	11.68	621.92	557.99	10.28
0.15	6	1767.12	1730.73	2.06	1177.65	1129.73	4.07	525.43	476.12	9.38

Validation outil Tangplunge – ETR										
f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_t \text{ exp}$ (MPa)	$K_t \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_t	$K_z \text{ exp}$ (MPa)	$K_z \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_z	$K_r \text{ exp}$ (MPa)	$K_r \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_r
0.2	2	1833.04	1746.48	4.72	1065.08	1144.30	-7.44	872.67	802.29	8.06
0.4	2	1388.48	1351.40	2.67	682.06	639.70	6.21	682.06	611.83	10.30
0.07	3	2559.13	2504.73	2.13	2667.23	2592.00	2.82	1071.95	1086.31	-1.34
0.1	3	2250.35	2195.07	2.46	2094.90	1921.64	8.27	957.56	944.90	1.32
0.15	3	1948.74	1889.27	3.05	1407.96	1367.52	2.87	802.93	806.37	-0.43
0.2	3	1740.10	1698.50	2.39	1136.77	1074.26	5.50	765.73	720.58	5.90
0.25	3	1546.71	1563.90	-1.11	930.45	890.84	4.26	666.22	660.38	0.88
0.3	3	1434.90	1461.88	-1.88	784.91	764.48	2.60	592.75	614.94	-3.74
0.15	4	1935.17	1861.60	3.80	1420.10	1322.51	6.87	718.55	729.51	-1.52
0.2	4	1667.12	1673.62	-0.39	1080.33	1038.91	3.83	654.50	651.90	0.40
0.25	4	1552.91	1541.00	0.77	867.19	861.53	0.65	540.22	597.43	-10.59
0.1	5	2168.28	2143.22	1.16	2062.25	1820.27	11.73	757.04	771.16	-1.86
0.15	5	1881.27	1844.65	1.95	1461.56	1295.37	11.37	621.52	658.10	-5.88
0.2	5	1630.43	1658.39	-1.71	1106.89	1017.59	8.07	569.32	588.08	-3.30
0.07	6	2420.40	2430.40	-0.41	2886.63	2583.13	10.51	783.70	802.83	-2.44
0.1	6	2130.59	2129.93	0.03	2168.04	1915.06	11.67	677.93	698.32	-3.01
0.15	6	1852.17	1833.20	1.02	1541.74	1362.83	11.60	607.46	595.94	1.90

Validation outil AJX – JL										
f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_t \text{ exp}$ (MPa)	$K_t \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_t	$K_z \text{ exp}$ (MPa)	$K_z \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_z	$K_r \text{ exp}$ (MPa)	$K_r \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_r
0.2	2	1624.41	1557.33	4.13	490.35	519.96	-6.04	748.56	816.58	-9.09
0.4	2	1328.53	1218.93	8.25	305.56	334.94	-9.62	563.19	558.55	0.82
0.07	3	2187.14	2263.62	-3.50	1294.88	1363.18	-5.27	1152.62	1252.69	-8.68
0.1	3	2003.67	1983.76	0.99	1023.96	1010.62	1.30	958.28	1003.76	-4.75
0.15	3	1740.16	1707.40	1.88	709.98	719.20	-1.30	764.89	790.46	-3.34
0.2	3	1571.98	1535.00	2.35	538.11	564.97	-4.99	600.64	672.42	-11.95
0.25	3	1485.02	1413.36	4.83	471.26	468.51	0.58	525.64	595.57	-13.30
0.3	3	1412.83	1321.16	6.49	406.64	402.05	1.13	476.99	540.68	-13.35
0.15	4	1765.27	1674.73	5.13	627.30	688.37	-9.74	627.81	655.70	-4.44
0.2	4	1576.02	1505.63	4.47	518.06	540.76	-4.38	524.65	560.24	-6.78
0.25	4	1467.12	1386.31	5.51	418.83	448.43	-7.07	482.76	497.79	-3.11
0.1	5	1983.42	1922.41	3.08	970.80	941.14	3.05	739.02	684.29	7.41
0.15	5	1728.68	1654.60	4.29	700.51	669.75	4.39	532.90	544.94	-2.26
0.2	5	1549.68	1487.53	4.01	540.65	526.13	2.69	476.07	466.94	1.92
0.07	6	2090.54	2175.51	-4.06	1319.90	1245.82	5.61	736.19	671.82	8.74
0.1	6	1910.43	1906.55	0.20	969.19	923.62	4.70	605.94	547.44	9.65
0.15	6	1731.45	1640.94	5.23	684.24	657.28	3.94	502.31	438.75	12.65

Validation outil AJX – JM										
f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_t \text{ exp}$ (MPa)	$K_t \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_t	$K_z \text{ exp}$ (MPa)	$K_z \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_z	$K_r \text{ exp}$ (MPa)	$K_r \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_r
0.2	2	1872.25	1721.96	8.03	993.38	1009.14	-1.59	1186.05	1135.45	4.27
0.4	2	1430.23	1332.42	6.84	550.85	564.14	-2.41	775.85	803.95	-3.62
0.07	3	2565.72	2502.95	2.45	2328.18	2356.52	-1.22	1795.53	1716.80	4.38
0.1	3	2235.13	2193.51	1.86	1761.27	1747.07	0.81	1500.12	1404.89	6.35
0.15	3	1917.85	1887.93	1.56	1269.79	1243.28	2.09	1179.09	1130.80	4.10
0.2	3	1719.68	1697.30	1.30	1029.11	976.66	5.10	976.01	975.53	0.05
0.25	3	1577.79	1562.79	0.95	850.75	809.91	4.80	845.81	872.74	-3.18
0.3	3	1479.59	1460.84	1.27	744.01	695.03	6.58	771.49	798.37	-3.48
0.15	4	1924.78	1865.81	3.06	1193.44	1210.50	-1.43	964.03	955.79	0.85
0.2	4	1703.90	1677.42	1.55	1000.75	950.92	4.98	825.96	827.86	-0.23
0.25	4	1592.87	1544.49	3.04	805.22	788.56	2.07	723.25	742.72	-2.69
0.1	5	2234.24	2149.35	3.80	1745.20	1668.33	4.40	1115.22	988.21	10.22
0.15	5	1945.92	1849.92	4.93	1326.03	1187.25	10.47	890.56	803.56	8.58
0.2	5	1685.73	1663.13	1.34	1043.73	932.65	10.64	731.20	697.68	3.33
0.07	6	2530.31	2477.27	2.10	2557.26	2519.23	1.49	1302.36	1139.17	12.53
0.1	6	2243.99	2171.00	3.25	1793.47	1867.69	-4.14	964.69	947.77	1.75
0.15	6	1956.21	1878.63	3.97	1501.91	1382.01	7.98	889.55	775.65	12.80

Validation outil AQX – QOGT										
f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_t \text{ exp}$ (MPa)	$K_t \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_t	$K_z \text{ exp}$ (MPa)	$K_z \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_z	$K_r \text{ exp}$ (MPa)	$K_r \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_r
0.2	2	1623.43	1491.95	8.09	837.08	904.95	-8.10	369.99	340.53	7.96
0.4	2	1268.31	1154.45	8.97	526.34	505.89	3.88	347.08	302.67	12.79
0.07	3	2363.54	2168.30	8.26	2307.92	2112.50	8.46	432.73	407.72	5.78
0.1	3	1969.71	1900.23	3.52	1690.24	1566.15	7.34	360.88	317.32	12.06
0.15	3	1715.01	1609.48	6.15	1045.65	995.67	4.77	302.70	305.06	-0.78
0.2	3	1537.66	1446.96	5.89	757.41	782.15	-3.26	258.75	290.18	-12.14
0.25	3	1428.57	1332.29	6.73	648.49	648.61	-0.01	245.75	276.62	-12.56
0.3	3	1386.62	1265.52	8.73	587.25	623.05	-6.09	253.27	264.77	-4.53
0.15	4	1753.79	1623.35	7.43	1108.99	1095.85	1.09	369.33	324.32	12.18
0.2	4	1519.84	1436.21	5.50	711.52	769.04	-8.08	248.39	255.48	-2.85
0.25	4	1441.28	1322.40	8.24	700.07	637.74	8.90	247.18	241.45	2.32
0.1	5	1992.22	1847.71	7.25	1508.71	1361.62	9.74	212.45	237.38	-11.73
0.15	5	1650.12	1590.30	3.62	971.94	968.98	0.30	216.15	218.27	-0.98
0.2	5	1482.73	1429.72	3.57	692.20	761.19	-9.96	201.90	203.10	-0.59
0.07	6	2226.88	2135.96	4.08	2081.44	2041.73	1.90	210.42	208.63	0.84
0.1	6	1964.45	1871.89	4.71	1490.50	1513.68	-1.55	217.71	196.09	9.93
0.15	6	1690.35	1585.47	6.20	1028.28	962.32	6.41	193.36	178.59	7.64

Validation outil AQX – QOMT										
f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_t \text{ exp}$ (MPa)	$K_t \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_t	$K_z \text{ exp}$ (MPa)	$K_z \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_z	$K_r \text{ exp}$ (MPa)	$K_r \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_r
0.2	2	2013.13	1916.96	4.78	1861.24	1944.95	-4.50	617.84	572.99	7.26
0.4	2	1495.69	1476.29	1.30	952.50	1066.02	-11.92	418.33	452.54	-8.18
0.07	3	2840.39	2829.13	0.40	4957.59	4930.15	0.55	631.20	672.34	-6.52
0.1	3	2572.37	2479.35	3.62	3845.42	3655.08	4.95	645.76	605.08	6.30
0.15	3	2118.56	2133.95	-0.73	2639.70	2601.10	1.46	546.59	531.97	2.68
0.2	3	1913.56	1918.48	-0.26	2025.32	2043.30	-0.89	467.57	483.37	-3.38
0.25	3	1737.66	1766.45	-1.66	1672.19	1694.44	-1.33	443.20	447.84	-1.05
0.3	3	1651.80	1651.22	0.04	1450.14	1454.09	-0.27	385.19	420.30	-9.11
0.15	4	2047.64	2103.95	-2.75	2633.29	2518.90	4.34	456.59	439.15	3.82
0.2	4	1878.28	1891.51	-0.70	2011.07	1978.74	1.61	376.94	398.37	-5.68
0.25	4	1672.80	1741.61	-4.11	1642.78	1640.89	0.11	349.04	368.70	-5.63
0.1	5	2470.32	2423.33	1.90	3674.44	3470.48	5.55	364.21	397.77	-9.22
0.2	5	1861.50	1875.13	-0.73	2102.28	1940.11	7.71	313.73	315.38	-0.53
0.07	6	2909.46	2850.08	2.04	5512.36	5265.92	4.47	353.40	330.10	6.59
0.1	6	2650.51	2497.72	5.76	4281.96	3904.01	8.83	317.01	294.98	6.95

Validation outil CoroMill 210 – PM										
f_z (mm/dent)	a_e (mm)	$K_t \text{ exp}$ (MPa)	$K_t \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_t	$K_z \text{ exp}$ (MPa)	$K_z \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_z	$K_r \text{ exp}$ (MPa)	$K_r \text{ sim}$ (MPa)	% erreur K_r
0.2	2	1698.37	1629.94	4.03	702.60	736.86	-4.88	700.17	663.60	5.22
0.4	2	1391.56	1289.32	7.35	514.94	498.06	3.28	517.39	481.27	6.98
0.07	3	2349.65	2338.65	0.47	1868.17	1670.82	10.56	1118.85	980.24	12.39
0.1	3	2094.09	2049.52	2.13	1362.68	1238.70	9.10	888.02	815.08	8.21
0.15	3	1797.26	1764.00	1.85	957.13	881.51	7.90	674.52	666.65	1.17
0.2	3	1617.62	1585.88	1.96	694.77	692.47	0.33	527.37	580.87	-10.14
0.25	3	1512.29	1460.21	3.44	605.83	574.24	5.21	483.82	523.30	-8.16
0.3	3	1437.65	1364.95	5.06	539.93	492.79	8.73	440.47	481.22	-9.25
0.15	4	1794.84	1738.61	3.13	926.64	853.00	7.95	530.34	587.65	-10.81
0.2	4	1617.62	1563.05	2.44	747.47	670.07	10.35	470.88	512.46	-8.83
0.25	4	1517.86	1439.19	5.18	619.18	555.67	10.26	471.84	461.93	2.10
0.1	5	2105.44	2001.96	4.92	1306.10	1174.47	10.08	690.40	633.90	8.18
0.15	5	1782.60	1723.06	3.34	916.43	835.80	8.80	597.01	519.56	12.97
0.2	5	1583.20	1549.08	2.16	745.63	656.57	11.94	462.75	453.31	2.04
0.07	6	2303.64	2270.46	1.44	1746.14	1562.38	10.52	759.29	662.63	12.73
0.1	6	2131.44	2011.93	5.61	1398.11	1279.40	8.49	628.91	552.47	12.15
0.15	6	1858.16	1722.10	7.32	976.29	867.38	11.16	519.84	453.07	12.85

C. Analyse de la vitesse d'avance de la machine

C.1. Analyse cinématique de la variation de la vitesse d'avance :

Notre méthode de correction est basée sur un changement rapide de la valeur de l'avance par dent, elle est donc dépendante des capacités cinématiques de la machine. Nous allons donc regarder si notre méthode est compatible avec les capacités cinématiques et dynamiques de la machine.

Les relations entre la vitesse de l'axe Z machine, l'accélération et le jerk sont données par :

$$A = J \cdot t \text{ (mm.s}^{-2}\text{)}$$

$$V = \frac{1}{2}J \cdot t^2 + V_0 \text{ (mm.s}^{-1}\text{)} \Leftrightarrow t = \sqrt{2 \times \frac{V - V_0}{J}} \text{ (s)}$$

Avec V_0 l'avance de l'axe machine initiale, t le temps nécessaire pour passer de V_0 à V .

Dans le cas d'un outil de diamètre $D = 32 \text{ mm}$, avec une vitesse de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$, une avance par dent $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$, la vitesse de rotation de la broche est de 10 tr/s et l'avance de la broche correspondante est $V_f \approx 1 \text{ mm/s}$. Avec un jerk $J = 40 \text{ m/s}^3$, l'accélération maximale est $A_{max} = 6 \text{ m/s}^2$.

Les temps nécessaires pour réduire l'avance de l'axe machine de 50% et de 75% dans le cas d'une vitesse $V_f = 1 \text{ mm/s}$ sont respectivement 0.005 s et 0.006 s. A partir de la rotation broche, le changement de vitesse d'avance se fait approximativement en 1/20 de tour, c'est-à-dire instantanément pour la réduction d'avance à chaque tour de fraise.

Nous avons également réalisé un suivi de la vitesse d'avance pendant l'usinage afin de s'assurer du respect de la consigne en vitesse. Les conditions de coupe sont inchangées : $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$ et $\alpha_e = 3 \text{ mm}$. La machine CNC permet d'enregistrer les valeurs de la vitesse d'avance avec la fréquence souhaitée (La fréquence utilisée est 250 Hz). La Fig C.1 montre la variation de la vitesse d'avance enregistrée pendant la phase de coupe stable.

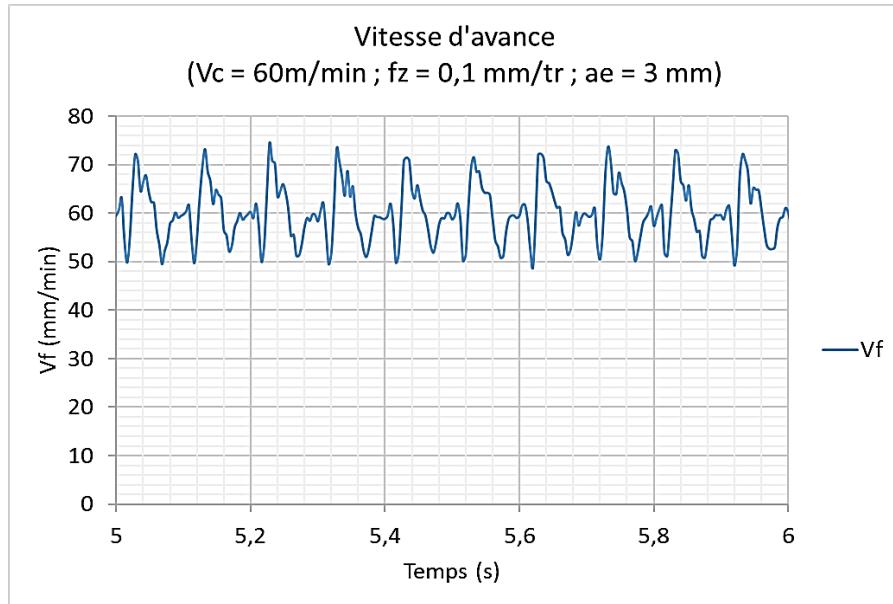


Fig C.1 : Variation de la vitesse d'avance en fonction du temps pendant la phase de coupe stable ($V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$ et $a_e = 3 \text{ mm}$)

Avec la vitesse d'avance de consigne $V_{f \text{ consigne}} = 60 \text{ mm/min}$, on constate que la vitesse fournie par la machine varie entre 50 et 74 mm/min de manière périodique. Cette différence provient de la compensation par la machine des sollicitations périodiques encaissées : lorsque les efforts de coupe augmentent, on a une baisse de la vitesse d'avance puisque la coupe freine instantanément la fraise, cette baisse est ensuite compensée cinématiquement par la machine, la vitesse d'avance augmente pour atteindre la consigne, la dépasse et ralentit jusqu'à se stabiliser (Fig C.2).

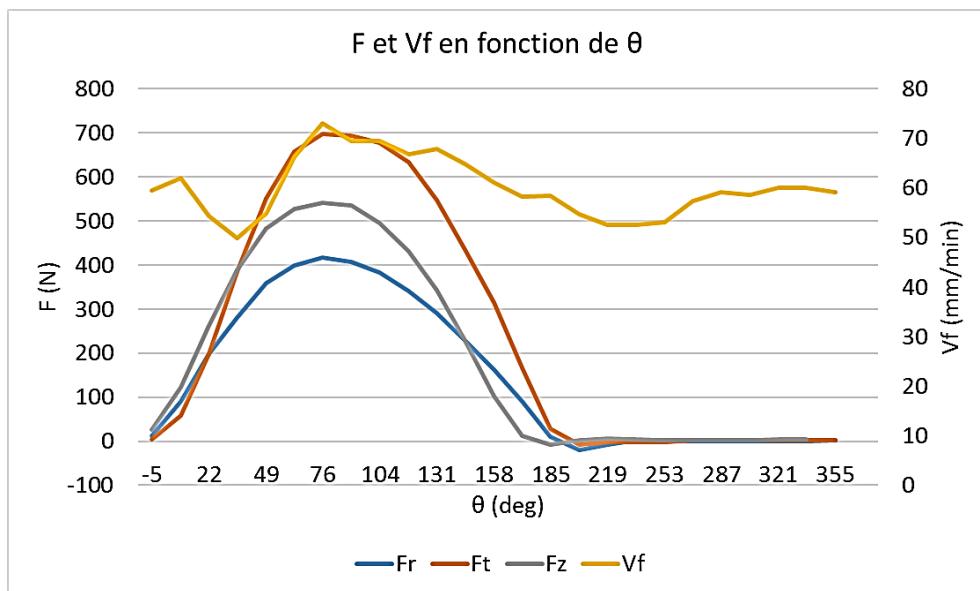


Fig C.2 : Variation des efforts de coupe et de la vitesse d'avance en fonction de la position angulaire θ de la dent en prise, en phase de coupe stable, pour les conditions de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0.1 \text{ mm/dent}$ et $a_e = 3 \text{ mm}$

C.2. Etude du phasage de la vitesse d'avance

Une fois que la capacité de réponse cinématique de la machine a été vérifiée, que le respect de la consigne en vitesse a été vérifié du point de vue de son amplitude, il faut s'assurer que le respect de la consigne en vitesse du point de vue du déphasage sera lui-aussi respecté.

Pendant la phase de coupe stabilisée, la variation de la vitesse d'avance est quasi-périodique et synchronisée, ce qui implique que l'épaisseur de copeau est constante entre deux tours d'outil. Pour la phase de coupe en fond de poche, l'étude du phasage se fait avant et après la mise en place de la correction envisagée, ceci afin de connaître l'impact de la correction dans ce domaine.

La Fig C.3 montre l'évolution de la vitesse d'avance au cours du temps. On peut faire un premier constat : l'erreur en vitesse par rapport à la consigne est moindre lorsque la correction est mise en application. Ceci s'explique de la manière suivante : en appliquant la correction, les efforts de coupe diminuent, le ralentissement constaté sur la broche est moindre et la correction dynamique en vitesse est plus rapide. Sans correction, les efforts prennent de l'amplitude, leurs impacts cinématique sur le système usinant est plus important et la consigne en vitesse a plus de mal à être respectée. Un deuxième constat peut être effectué : pour les deux cas, on obtient des variations parfaitement en phase (Fig C.3).

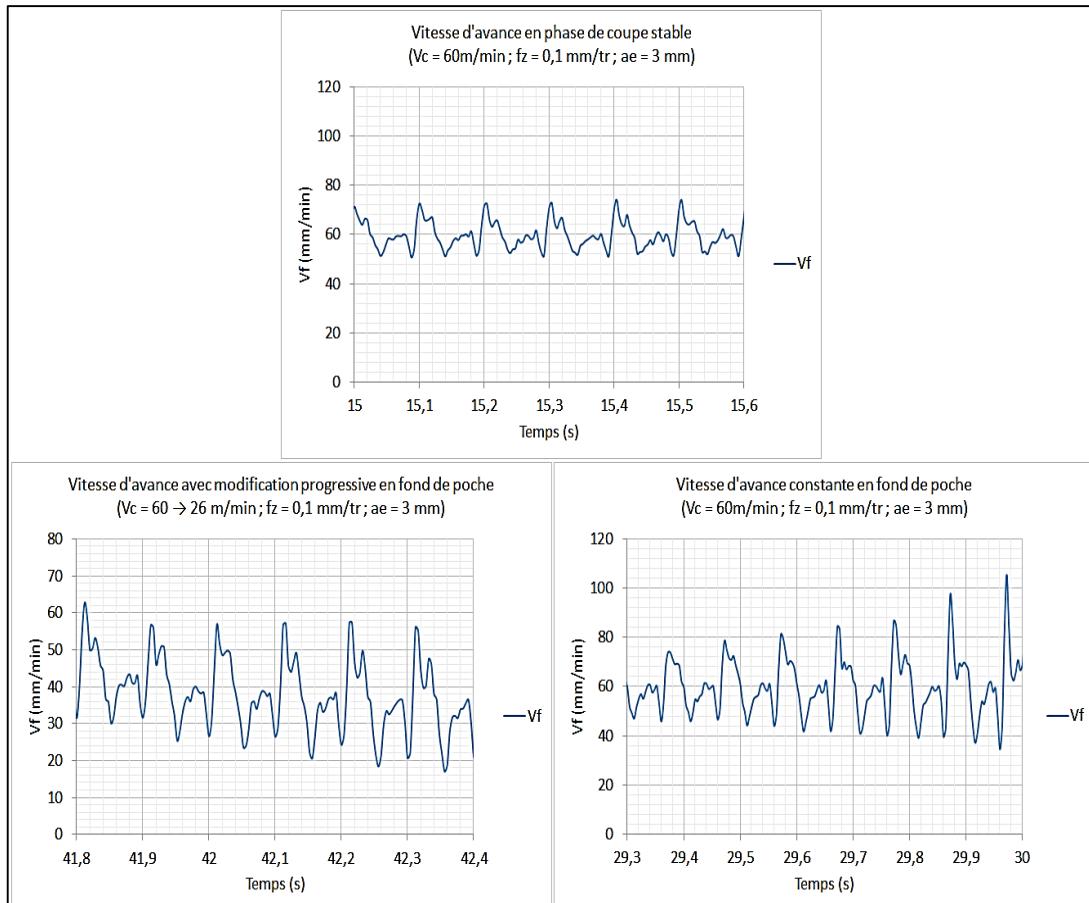


Fig C.3 : Etude du phasage de la variation de la vitesse d'avance en phase de coupe stabilisée et en fond de poche pour les conditions de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f_z = 0,1 \text{ mm/dent}$ et $a_e = 3 \text{ mm}$

Ces relevés machine permettent donc de s'assurer que la réduction de vitesse envisagée, pour pallier les augmentations d'efforts en fond de poche, ne sera pas contrecarrée par des modifications de l'avance liées à l'asservissement de l'axe machine. Le non déphasage de la vitesse entre deux tours de fraises simultanés assure le respect des consignes de vitesses théoriques imposées dans le programme CN.

C.3. Relevés de vitesses réelles lors de la phase de réduction de vitesse en fond de poche

Sur le directeur de commande numérique Siemens 840D, la variation de l'avance peut se programmer avec différentes fonctions (FLIN, FCUB, FPO) qui permettent des variations d'accélération sans à-coup. Les fonctions FCUB et FPO permettent de faire varier l'avance sous des formats polynomiaux avec raccords en tangence. Toutes ces fonctions sont parfaitement adaptées à nos besoins pour contrôler la réduction de vitesse sans à-coups. Pour réaliser nos essais, nous avons principalement utilisé la fonction FLIN à chaque bloc. Avec cette fonction de programmation, la valeur de l'avance varie linéairement de la valeur en début de bloc à la valeur en fin de bloc.

Comme évoqué au paragraphe III.4.2.1, la première solution étudiée consiste à diminuer l'avance, à chaque rotation de l'outil, à une valeur qui rend la section totale des copeaux égale à celle pendant la phase de coupe stable.

La Fig C.4 et la Fig C.5 illustrent respectivement la réduction de vitesse enregistrée sur l'axe machine en fond de poche, pour un déplacement à vide et un usinage réels.

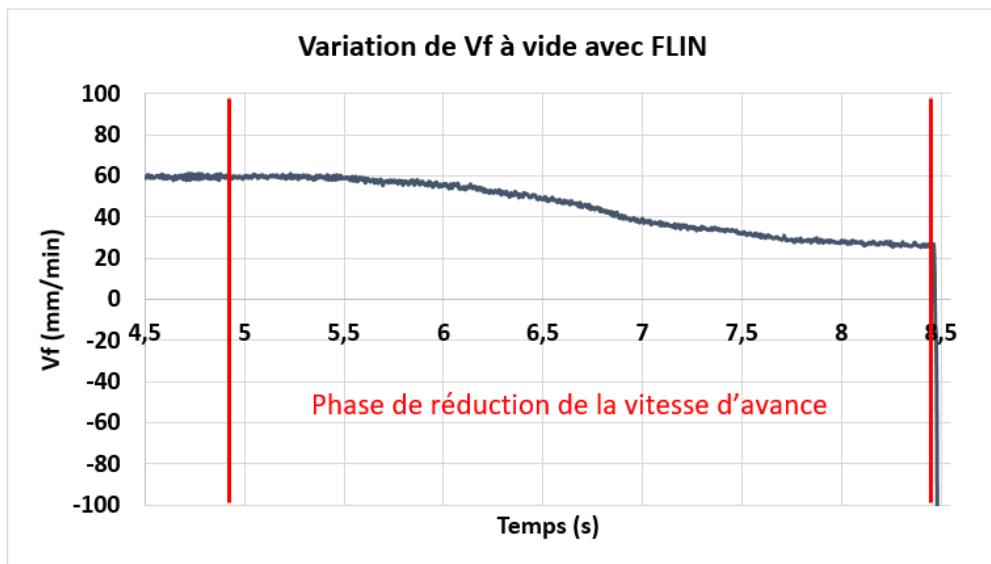


Fig C.4 : Variation à chaque tour de la vitesse programmée à vide avec FLIN (relevé machine)

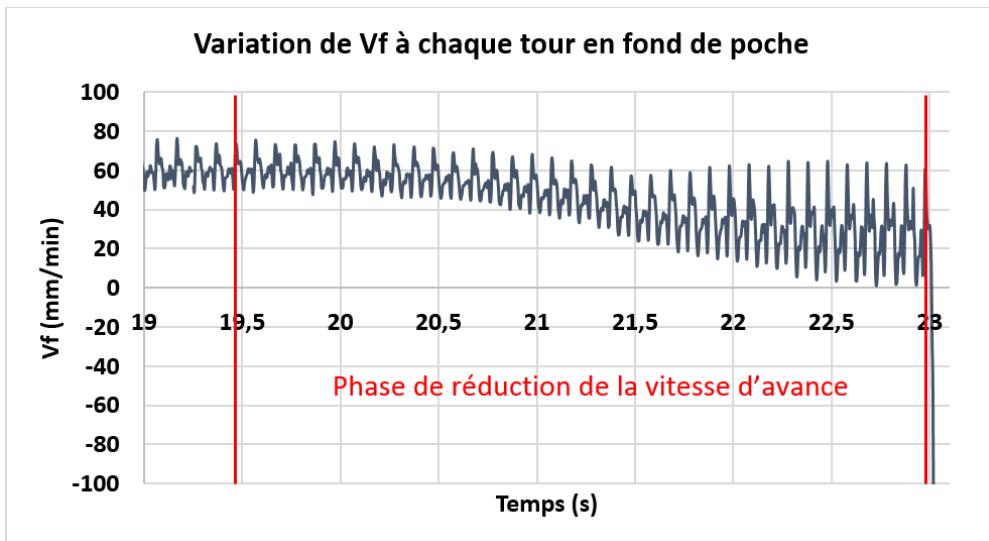


Fig C.5 : Variation à chaque tour de la vitesse programmée pendant la coupe avec FLIN (relevé machine)

Les fluctuations de la vitesse autour de la valeur de consigne (Fig C.5) sont liées à l’asservissement de l’axe machine soumis aux perturbations entraînées par l’application périodique des efforts de coupe sur l’outil. Malgré les perturbations de la vitesse, on constate que la valeur moyenne de la vitesse d’avance à chaque tour de fraise est quasiment égale à la vitesse consigne.

Comme évoqué au paragraphe III.4.2.2, la deuxième solution étudiée consiste à réduire l’avance trois fois (3 paliers de vitesse) en fond de poche, au lieu de la réduire à chaque tour de fraise. La Fig C.6 illustre la réduction de vitesse enregistrée sur l’axe machine en fond de poche, avec une variation en 3 paliers dégressifs. Les trois valeurs réduites de la vitesse d’avance utilisées sont : 36, 30 et 25 mm/min.

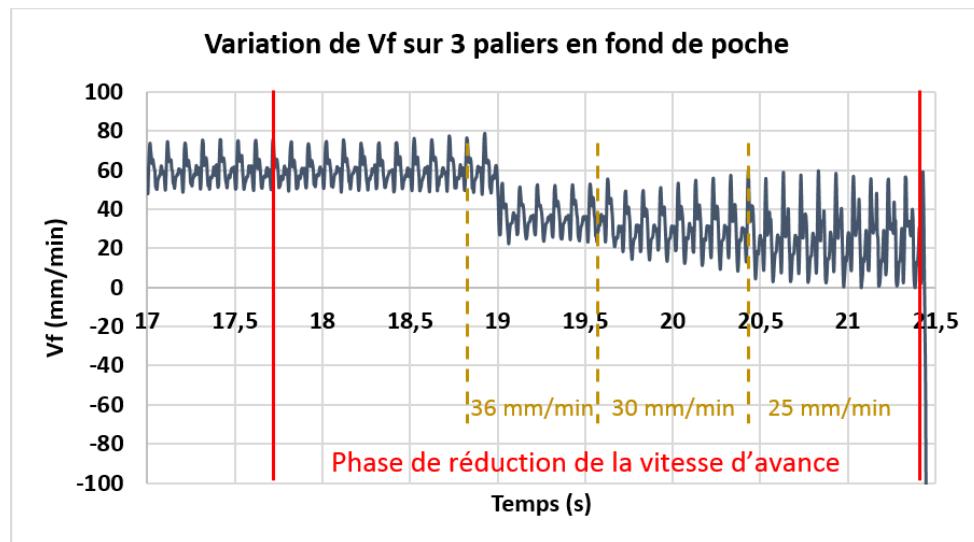


Fig C.6 : Variation en 3 paliers de la vitesse programmée pendant la coupe avec FLIN (relevé machine)

Analyse qualitative des paramètres influents pour la planification de trajectoires en tréflage sur alliages de titane

Résumé : Le travail présenté dans ce mémoire s'intéresse au tréflage (ou fraisage en plongée) appliqué à l'usinage des pièces en alliage de titane Ti6Al4V. Ce sujet dérive de la problématique de l'absence des aides au choix des paramètres et des stratégies d'usinage pour ce procédé. L'approche proposée comporte principalement trois parties. La première partie traite l'influence des conditions de coupe et des paramètres géométriques de l'outil de coupe, à travers la réalisation de plusieurs essais expérimentaux avec différents outils et l'analyse des efforts de coupe générés. Les données obtenues ont permis la mise en place d'une modélisation des efforts de coupe intégrant l'ensemble des paramètres étudiés. La deuxième partie est dédiée à l'étude d'une problématique identifiée durant les essais expérimentaux, qui est l'augmentation des forces de coupe à la fin de la phase de plongée en tréflage. L'analyse de l'influence des paramètres géométriques et des conditions de coupe a permis de proposer des préconisations sur leurs choix et des modes opératoires permettant d'éviter ce problème. La dernière partie est consacrée à l'optimisation des stratégies de tréflage en FAO dans le cas de poches simples. La démarche proposée permet d'optimiser le choix du pas de plongée et du diamètre d'outil, pour arriver à minimiser le nombre de plongées nécessaires à l'ébauche de la pièce.

Qualitative analysis of influential parameters for trajectories planning in plunge milling of titanium alloys

Abstract : The work presented in this paper deals with the plunge milling applied to the machining of workpieces made of titanium alloy Ti6Al4V. This topic derives from the problem of the absence of aids in the selection of parameters and machining strategies for this process. The proposed approach consists in three main steps. The first part deals with the influence of the cutting conditions and geometric parameters of the cutting tool, by carrying out several experimental tests with different tools and analysing the generated cutting forces. The data obtained allowed the development of a modelling of the cutting forces integrating all the studied parameters. The second part is dedicated to the study of a problem identified during the experimental tests, which is the increase of the cutting forces at the end of the plunging phase. The analysis of the influence of geometric parameters and cutting conditions has resulted in the proposal of recommendations regarding the choice of these parameters and the operating procedures in order to avoid this problem. The last part focuses on the optimization of plunge milling strategies in CAM in the case of simple pockets. The proposed approach allows to optimize the choice of the radial offset and the tool diameter, in order to minimize the number of plunges required in roughing the workpiece.