



**HAL**  
open science

# Optimisation du perçage de multi-matériaux CFRP/Titane et/ou Aluminium

Maxime Montoya

► **To cite this version:**

Maxime Montoya. Optimisation du perçage de multi-matériaux CFRP/Titane et/ou Aluminium. Autre. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2013. Français. NNT : 2013ENAM0019 . pastel-00936176

**HAL Id: pastel-00936176**

**<https://pastel.hal.science/pastel-00936176>**

Submitted on 24 Jan 2014

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

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

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

**Doctorat ParisTech**

**T H È S E**

pour obtenir le grade de docteur délivré par

**l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

**Spécialité “ Génie mécanique – procédés de fabrication ”**

*présentée et soutenue publiquement par*

**Maxime MONTOYA**

le 3 juillet 2013

**Optimisation du perçage d'empilages  
CFRP/Titane et/ou Aluminium**

Directeur de thèse : **Franck GIROT**

Co-encadrement de la thèse : **Madalina CALAMAZ et Daniel GEHIN**

**Jury**

**M. Gérard POULACHON**, PU, LaBoMaP, Arts et Métiers Paristech  
**M. Redouane ZITOUNE**, Mcf HDR, IUT GMP, Université Paul Sabatier Toulouse  
**M. Gilles DESSEIN**, PU, MS2P, Ecole Nationale d'Ingénieur de Tarbes  
**M. Mariano MARCOS BÁRCENA**, PU, Université de Cadiz  
**M. Olivier CAHUC**, PU, MPI-I2M, Université Bordeaux I  
**Mme Madalina CALAMAZ**, Mcf, MPI-I2M, Arts et Métiers Paristech  
**M. Franck GIROT**, PU, MPI-I2M, Arts et Métiers Paristech  
**M. Florian CAQUINEAU**, Responsable Industrialisation et Fabrication, DASSAULT

Président  
Rapporteur  
Rapporteur  
Examinateur  
Examinateur  
Examinateur  
Examinateur  
Invité

**T  
H  
È  
S  
E**



## Remerciements

Ce travail à été réalisé au sein du département MPI (Matériaux, Procédés, Intéractions) de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux, au centre d'enseignement et de recherche d'Arts et Métiers Paritech (AMPT) de Bordeaux-Talence sous la direction de Monsieur F. Girot, professeur des universités à AMPT, de Madame M. Calamaz et Monsieur D. Gehin, Maîtres de conférence à AMPT. Je les remercie pour m'avoir guidé durant ces trois années et m'avoir permis de mener à terme cette thèse.

Je remercie également, Monsieur G. POULACHON, professeur des université à Arts et Métiers Paristech pour avoir présidé le jury de thèse mais aussi Messieurs G. DESSEIN et R. ZITOUNE, respectivement professeur des université à l'Ecole Nationale d'Ingénieur de Tarbes et maître de conférence HDR à l'université Paul SABATIER de Toulouse, pour avoir accepté d'être rapporteur de ma thèse et pour le temps qu'ils ont consacré à l'évaluation de ce travail.

Je remercie également tous les acteurs du projet U2MI au sein de l'IUT, l'ICMCB, Dassault Aviation Biarritz, Airbus Nantes, Sofimag, A2C, Jedo Technologies, pour tout les échanges enrichissants que nous avons eu et m'ayant donné une vision plus globale de ce projet.

Je remercie aussi mes collègues de bureau, enseignants, post-doctorants, doctorants, personnels techniques et administratifs, pour la bonne ambiance qui a régner au sein du laboratoire durant ces trois années passées en leur compagnie avec une pensée toute particulière pour les amateurs de sport avec qui j'ai pu aiguïser mon sens de la compétition.

Pour avoir su me mettre la pression jusqu'au bout et sans qui je n'aurai pas été aussi motivé d'achever la rédaction de ce mémoire, merci à toi Ana.

Et pour finir, je tiens à remercier tout particulièrement mes amis d'enfance, Messieurs R. Roussel, G. Barral-Baron et L. N'Sakala, pour l'esprit de compétition qui nous a animer durant toutes ces années et sans lequel je n'aurais surement pas poussé aussi loin mon parcours universitaire.

*- Si ils en sont capables, pourquoi pas moi ? -*



# Table des matières

Table des matières	i
Table des figures	iv
Liste des tableaux	ix
<b>Introduction générale</b>	<b>1</b>
<b>I Etude bibliographique</b>	<b>5</b>
<b>1 Description des matériaux</b>	<b>7</b>
Introduction . . . . .	7
1.1 Matériaux composites . . . . .	7
1.1.1 Les renforts . . . . .	8
1.1.2 La matrice . . . . .	8
1.1.3 L'interface fibres-matrice . . . . .	9
1.1.4 Composite T800_DA550 . . . . .	9
1.2 Alliages d'aluminium . . . . .	10
1.2.1 Constitution des alliages d'aluminium . . . . .	11
1.2.2 Types d'alliages d'aluminium . . . . .	11
1.2.3 Propriétés thermiques et mécaniques des alliages d'aluminium étudiés	12
1.3 Alliages de titane . . . . .	13
1.3.1 Types d'alliages de titane . . . . .	13
1.3.2 Morphologie des alliages de titane . . . . .	13
1.3.3 Propriétés de l'alliage de titane étudié . . . . .	14
1.4 Matériaux usuels pour les outils de coupe . . . . .	15
<b>2 La coupe</b>	<b>19</b>
2.1 Coupe orthogonale . . . . .	19
2.1.1 Formation du copeau . . . . .	19
2.1.2 Efforts de coupe . . . . .	22
2.2 Cas du perçage . . . . .	23
2.2.1 Définition de la géométrie des outils de coupe et préconisations . . . . .	24
2.2.2 Endommagement des outils de coupe lors de l'usinage . . . . .	25
2.2.3 Endommagement du matériau induit par le perçage . . . . .	35
2.2.4 Perçage de multi matériaux - état de l'art . . . . .	39
<b>Conclusions</b>	<b>43</b>

<b>II Etude expérimentale du perçage de multi-matériaux CFRP/Al et CFRP/Ti</b>	<b>45</b>
<b>3 Procédure expérimentale</b>	<b>47</b>
3.1 Description de l'opération d'usinage . . . . .	47
3.2 Dimension et composition des éprouvettes . . . . .	47
3.3 Machines-outils utilisées . . . . .	48
3.3.1 Centre d'usinage 5 axes . . . . .	49
3.3.2 Banc de perçage grande vitesse . . . . .	49
3.4 Instrumentations des machines outils . . . . .	50
3.4.1 Instrumentation du centre d'usinage 5 axes . . . . .	50
3.4.2 Instrumentation du banc de perçage . . . . .	54
3.5 Moyens d'analyse . . . . .	55
3.5.1 Mesure des diamètres des trous percés . . . . .	55
3.5.2 Visualisation de l'usure des outils de coupe . . . . .	56
3.5.3 Mesure d'acuité d'arête . . . . .	57
3.5.4 Mesure de l'état de surface . . . . .	59
3.6 Forets utilisés . . . . .	59
3.6.1 Outil pour l'usinage du CFRP/Al . . . . .	61
3.6.2 Outil pour l'usinage du CFRP/Ti . . . . .	61
<b>4 Usure des outils de coupe</b>	<b>63</b>
4.1 Mécanismes d'usure . . . . .	63
4.1.1 Empilage CFRP/Al . . . . .	63
4.1.2 Empilage CFRP/Ti . . . . .	65
4.2 Analyse quantitative de l'usure . . . . .	67
4.2.1 Répartition de l'usure sur l'arête de coupe . . . . .	68
4.2.2 Forme de l'usure . . . . .	69
4.2.3 Progression de l'usure au cours du temps . . . . .	70
4.3 Influence des différents paramètres du procédé sur l'usure des outils . . . . .	73
4.3.1 Influence du matériau d'outil sur l'usure des outils . . . . .	73
4.3.2 Influence du revêtement . . . . .	76
4.3.3 Influence de la géométrie d'outil . . . . .	82
4.3.4 Stratégie de perçage . . . . .	88
4.4 Modélisation des efforts de coupe . . . . .	93
<b>Conclusions</b>	<b>99</b>
<b>5 Qualité des perçages</b>	<b>101</b>
5.1 Géométrie et précision des trous . . . . .	101
5.1.1 Empilage CFRP/Al . . . . .	102
5.1.2 Empilage CFRP/Ti . . . . .	110
5.2 Endommagements du CFRP . . . . .	116
5.2.1 Description des phénomènes engendrant l'arrachement du premier pli . . . . .	116
5.2.2 Influence de la stratégie de perçage sur l'arrachement du premier pli . . . . .	119
5.3 Etat de surface . . . . .	121
5.3.1 Etat de surface dans le composite . . . . .	121
5.3.2 Etat de surface de la partie métallique de l'empilage . . . . .	126
<b>Conclusions</b>	<b>129</b>

<b>III Modélisation du champ thermique de la pièce lors du perçage des multi-matériaux</b>	<b>131</b>
<b>Introduction</b>	<b>133</b>
<b>6 Simulation numérique de l'échauffement de la pièce lors d'une opération de perçage avec déburrage</b>	<b>135</b>
6.1 Description du logiciel utilisé . . . . .	136
6.2 Définition de la simulation . . . . .	137
6.2.1 Modélisation de la pièce . . . . .	137
6.2.2 Conditions initiales, aux limites et nature du contact . . . . .	139
6.2.3 Identification et modélisation des flux de chaleur . . . . .	140
6.2.4 Aspect temporel de la coupe et programmation du déplacement des flux de chaleur . . . . .	142
6.3 Stratégie de réglage de l'intensité des flux de chaleur . . . . .	144
6.4 Analyse des performances de la simulation . . . . .	148
6.5 Etude des champs de température dans la pièce lors d'une opération de perçage	153
6.5.1 Localisation de la température maximale sur l'outil et dans la pièce. .	153
6.5.2 Etude de l'endommagement thermique de la pièce . . . . .	155
<b>Conclusions</b>	<b>158</b>
<b>Conclusions générales et perspectives</b>	<b>159</b>
<b>Bibliographie</b>	<b>161</b>
<b>Annexe A : Définition des porte-outils</b>	<b>169</b>
<b>Annexe B : Localisation des arrachements suivant l'orientation de chaque pli du matériau composite</b>	<b>170</b>
<b>Annexe C : Stratégies de réglage des flux de chaleur dans la simulation</b>	<b>171</b>
<b>Annexe D : Position du maximum de température au niveau du contact outil/pièce</b>	<b>173</b>
<b>Annexe E : Champs thermique dans le CFRP</b>	<b>174</b>
<b>Annexe F : Thermique de la coupe et mesure de température</b>	<b>175</b>
<b>Annexe G : Validation du logiciel COMSOL sur cas simple</b>	<b>178</b>



# Table des figures

1.3.1	Morphologie des alliages de titane : a) structure lamélaire, b) structure équiaxe [COMB 99].....	14
2.1.1	Paramètres de la coupe orthogonale .....	20
2.1.2	Mécanisme de formation du copeau en coupe orthogonale des matériaux composites) unidirectionnel, d'après Wang et al. [WANG 95] .....	21
2.1.3	Mécanisme de formation du copeau en coupe orthogonale des matériaux composites unidirectionnel, d'après Arola et al. [AROL 97] .....	21
2.1.4	Principales zones de cisaillement de la coupe orthogonale .....	22
2.1.5	Diagramme des efforts en coupe orthogonale [MERC1 45] .....	23
2.2.1	Géométrie des forets hélicoïdaux.....	25
2.2.2	Description de la géométrie du foret selon la norme NF E 66-502.....	26
2.2.3	Mécanismes d'usure prépondérant en usinage en fonction du taux d'usure et de la température [CARR 02] .....	27
2.2.4	Usure par abrasion d'une plaquette de coupe après usinage d'un alliage de titane [CAST 99] .....	28
2.2.5	Phénomène d'adhésion visible sur l'outil de coupe lors de l'usinage a) du Titane [BHAU 95] et b) de l'aluminium [LIST 05] .....	28
2.2.6	Phénomène d'abrasion visible sur l'outil de coupe lors de l'usinage du CFRP [ILIE 10] .....	29
2.2.7	Principales formes d'usure d'un outil de coupe [LERO 93] .....	29
2.2.8	Cratérisation de la face de coupe [CALA 08] .....	29
2.2.9	Illustration de l'usure en dépouille .....	30
2.2.10	Illustration d'une fissure thermique [SU 06] .....	30
2.2.11	Rayon de l'arête de coupe pour un outil à l'état a) neuf et b) usé [FARA 09] ....	31
2.2.12	Caractérisation de la micro-géométrie de l'arête de coupe .....	31
2.2.13	Différentes forme d'acuité d'arête .....	32
2.2.14	Evolution de a) l'effort de poussée et b) du couple avec le nombre de trou dans du CFRP (outil carbure Ø 6 mm) [GIRO 12] .....	33
2.2.15	Evolution de l'usure d'un outil au cours du temps [CALA 08] .....	33
2.2.16	Différents défauts dans une plaque de composite [LACH 01] .....	36
2.2.17	Modes élémentaires de rupture [MEZI 00] .....	36
2.2.18	Plaque circulaire pour l'analyse du délaminage lors d'une opération de perçage, cas d'un foret hélicoïdal [HOCH 03] .....	37
2.2.19	Définition d'une bavure selon Gillespie [GILL 96] .....	38
2.2.20	Définition de la géométrie d'une bavure [AURI 09] .....	38
2.2.21	Bavures typiques en perçage selon CODEF [KIM 01] .....	38
2.2.22	Configuration optimale .....	39
2.2.23	Problématique lié à l'évacuation des copeaux [BRIN 02] .....	40
3.1.1	Opération de perçage avec débouillage .....	48

3.2.1	Séquence d'empilement.....	48
3.3.1	Machine outil 5 axes FATRONIK HERA .....	49
3.3.2	Banc de perçage grande vitesse.....	50
3.4.1	Fixation des éprouvettes sur la table de la machine CN .....	52
3.4.2	a) Efforts de coupe enregistrés lors du perçage ; b) Zoom de la zone de mesure dans l'Al. ....	52
3.4.3	Description des a) logements pour thermocouples et de b) leur positionnement par rapport à la paroi du trou.....	53
3.4.4	Instrumentation du banc de perçage.....	54
3.4.5	Couple généré au cours d'une opération de perçage avec débouillage.....	55
3.5.1	Mesure du diamètre des trous dans le composite et le métal .....	56
3.5.2	Identification des arêtes de coupe .....	57
3.5.3	Zones à observer sur un foret .....	57
3.5.4	Positionnement des points de mesure.....	58
3.5.5	Mesure d'usure sur une arête de coupe .....	59
4.1.1	Adhésion sur la face de coupe .....	64
4.1.2	Phénomène d'attrition à l'échelle a) x500 et b) x2500 .....	64
4.1.3	Exemple de répartition de l'usure a) vue de la face en dépouille et b) vue de la face de coupe (outil 14 après 250 trous) .....	65
4.1.4	Zones du foret affectées par l'usure.....	65
4.1.5	a) Limite de la zone d'abrasion sur la face de coupe pour l'outil 54 après 75 trous ; b) Intérieur de la goujure de l'outil 53 après 75 trous .....	66
4.1.6	Arête de coupe de l'outil 53 après 75 trous, vue de la face en dépouille (BEC) .	66
4.1.7	Adhésion du titane sur le listel : Prototype 53 après 75 trous a) vue du listel grossissement x250 ; vue de la face de coupe grossissement b) x250 et c) x1000 .	67
4.2.1	Variation de l'angle de coupe le long de l'arête de coupe.....	68
4.2.2	Répartition de l'usure le long de l'arête pour l'outil 14 après 250 trous dans le CFRP/Al .....	69
4.2.3	a) comparaison des profils neuf et après 250 trous dans le CFRP/Al de l'outil 14, b) image MEB de la zone concernée par la mesure après 250 trous .....	69
4.2.4	Profil de l'outil en configuration de coupe .....	70
4.2.5	Exemple d'évolution de l'acuité de l'arête de coupe au niveau du bec de l'outil.	71
4.2.6	Variation du rayon d'arête $R_e$ au niveau du bec de l'outil, pour les forets dédiés à l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti .....	71
4.2.7	Progression de l'usure $S_\alpha$ et $S_\gamma$ au niveau du bec des outils a), c) CFRP/Al et b), d) CFRP/Ti .....	72
4.2.8	Evolution de l'indice de géométrie K pour les empilages a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti .....	72
4.3.1	Etat de la face de coupe à l'état initial pour un outil a) CW et b) PCD .....	73
4.3.2	Images MEB de la face de coupe de l'outil DIAGER après 1500 trous ; grossissement x250 en électron a) secondaires et b) rétrodiffusés ; grossissement x5000 en électron c) secondaires et d) rétrodiffusés .....	74
4.3.3	Quantité locale d'usure mesurée au niveau du bec de l'outil après 250 trous (*1500 trous).....	75
4.3.4	Effort axial $F_z$ pour les outils A, B et C lors du premier trou .....	75
4.3.5	Evolution de a) l'effort axial $F_z$ b) l'usure en dépouille $V_B$ avec le nombre de trous pour les outils A, B et C .....	76
4.3.6	Comparaison des profils au niveau d'un outil nu et revêtu diamant après 250 trous .....	77

4.3.7	Evolution du LWQ pour un outil revêtu diamant .....	77
4.3.8	Arête de coupe après 5 trous pour les revêtements a) TiAlCrN et b) AlTiSiN ...	78
4.3.9	Arête de coupe du foret C* à l'état neuf; images en électrons : a) secondaires et b) rétrodiffusés. ....	79
4.3.10	Absence de revêtement a) sur la face de coupe du foret C* (b) détail face de coupe (image en électrons rétrodiffusés) .....	79
4.3.11	Effort de poussée Fz pour les outils Sofimag C, C* et C-NR dans l'empilage CFRP/Ti. ....	79
4.3.12	Aspect visuel de la face de coupe d'outils a) non revêtu, b) revêtu TiAlCrN, c) AlTiSiN et d) Diamant.....	81
4.3.13	Adhésion du Ti sur la face de coupe d'outils non revêtus, Grossissement a) x35 et c) x 1000; revêtu TiAlCrN, Grossissement b) x35 et d) x 1000 .....	81
4.3.14	Adhésion d'Al sur la face de coupe d'outils a) non revêtu, b) revêtu TiAlCrN, c) AlTiSiN et d) Diamant .....	82
4.3.15	Aspect visuel des revêtements diamant a) CEMECON et b) BALZERS .....	82
4.3.16	Adhésion sur les grains sur-croissants du revêtement BALZERS.....	83
4.3.17	Evolution de l'usure locale au niveau du bec des outils 49, 50, 51 et 52 .....	84
4.3.18	Section du copeau formée pour des angles de pointe de 125° et 60° .....	84
4.3.19	Profils de l'arête de coupe des outils 49, 50, 51 et 52 dans le plan Po.....	85
4.3.20	a) Schéma de la zone de coupe et b) zoom sur la zone de contact entre l'outil et la matière fraîchement usinée .....	85
4.3.21	Evolution de l'usure locale au niveau du bec des outils 53, 54, 55 et 56 .....	86
4.3.22	Profils de l'arête de coupe des outils 53, 54, 55 et 56 dans le plan Po .....	87
4.3.23	Image MEB du point de jonction entre le cassage de bec et l'arête principale de coupe .....	87
4.3.24	Influence du diamètre de préperçage sur l'effort Fz pour l'outil DIAGER dans l'empilage CFRP/Al.....	90
4.3.25	Evolution de a) l'effort Fz et b) l'effort spécifique de coupe pour l'outil C dans l'empilage CFRP/Ti.....	90
4.3.26	Influence du diamètre de préperçage sur la température maximale atteinte dans la pièce à 4 mm de la paroi du trou .....	91
4.3.27	Visualisation MEB de l'arête de coupe au niveau de l'outil C perçant a) dans le plein et b) après une opération de préperçage.....	91
4.3.28	Comparaison des profils de l'arête de coupe après 75 trous entre un outil C perçant dans le plein et après une opération de préperçage.....	92
4.3.29	Défaillance du foret DIAGER après l'obstruction de l'évacuation des copeaux par un copeau long .....	92
4.3.30	Température mesurée dans la pièce à 4 mm de la paroi du trou pour l'outil DIAGER avec un cycle a) continu, b) brise copeaux et c) avec débouillage.....	93
4.3.31	Influence de la cinématique de perçage sur la température maximale atteinte dans la pièce à 4 mm de la paroi du trou .....	93
4.4.1	Effort de poussée pour les outils 14 et 14-CN .....	94
4.4.2	Description de la zone de coupe pour l'outil 49 a) neuf et b) usé .....	95
4.4.3	Pourcentage d'erreur entre les valeurs de l'effort de pénétration obtenues à partir du modèle dans a) le CFRP et b) Al pour l'empilage CFRP/Al et c) le CFRP et d) le Ti pour l'empilage CFRP/Ti .....	96
4.4.4	Efforts de poussée des outils revêtus diamant 14 et S854.....	97
5.1.1	Evolution du diamètre des trous en H1, H2 et H3 pour l'outil 11 .....	102
5.1.2	Forme des trous dans le T800_DA550/7010 mesurée à chaque passe .....	103

5.1.3	Evolution des diamètres à 0 et 3mm de profondeur dans le composite pour l'outil 14, sans passage de copeaux métalliques.....	104
5.1.4	Différences de diamètre $\Delta\emptyset$ pour les outils 14 et 14-CN ainsi que les prototypes 49, 50, 51 et 52 .....	105
5.1.5	Diamètres des trous réalisés par des outils de géométrie 14 à a) simple ( $\emptyset 5,956$ ) et b) double listel ( $\emptyset 5,951$ ) .....	106
5.1.6	Géométrie des trous produits suivant la cinématique de perçage avec l'outil a) 14 et b) 14-CN .....	106
5.1.7	Influence de la machine outil et du système de serrage de l'outil sur la géométrie des trous .....	108
5.1.8	Zone atteignable du foret au niveau du bec de l'outil .....	108
5.1.9	Influence du faux rond sur le diamètre des perçages .....	109
5.1.10	Influence du faux rond sur l'effort de poussée .....	109
5.1.11	Evolution du diamètre des trous percés dans l'empilage T800_DA550/TA6V avec l'outil SOFIMAG C2 et sandvik 846 .....	110
5.1.12	Evolution a) de la forme des trous dans le T800_DA550/TA6V en fonction du nombre de passage ; b) des diamètres à 0 et 3mm de profondeur dans le composite produit par l'outil C, sans passage de copeau métallique .....	111
5.1.13	a) Définition du diamètre de noyau et b) impact du diamètre mesuré dans le titane sur l'endommagement du composite .....	112
5.1.14	Comparaison de la température atteinte en surface lors de la coupe du titane pour des outils de géométrie C perçant dans le plein et avec préperçage .....	113
5.1.15	Comparaison des diamètres obtenus par des outils de géométrie C perçant a) dans le plein et b) avec préperçage .....	113
5.1.16	Evolution a) de la température sur la paroi et b) des différences de diamètre $\Delta\emptyset$ avec le nombre de trou percés pour les outils prototypes. ....	115
5.1.17	Evolution des diamètres mesurés aux hauteurs H1, H2 et H3 pour les outils a) A et b) 56 .....	115
5.2.1	Endommagement du composite en entrée de trou de type 1 a) sans et b) avec passage de copeaux métallique ; de type 2 c) sans et d) avec passage de copeaux métallique (image prise inclinée).....	117
5.2.2	Formes des copeaux d'aluminium a) long et b) court en accordéon ainsi que c) long en spirale.....	117
5.2.3	Centrifugation des copeaux lors de leur sortie du trou visualisée par caméra rapide .....	118
5.2.4	Copeau long et filant produit après un préperçage $\emptyset 5$ mm .....	120
5.2.5	Endommagement maximum observé en entrée de trou pour un préperçage de diamètre 3 mm .....	121
5.3.1	Aspect visuel de la paroi a) saine et b) avec endommagement ; profil de rugosité pour une paroi c) saine et d) avec endommagement (non redressé).....	122
5.3.2	Aspect visuel de la paroi du trou dans le composite pour a) le point de référence ; b) $f = 0,02$ mm/tr ; c) $V_c = 130$ m/min .....	123
5.3.3	Récapitulatif concernant la présence d'arrachement pour les couples $V_c$ - $f$ testés dans cette étude .....	124
5.3.4	Rugosité générée dans le composite lors du premier trou réalisé par les outils dans l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti .....	125
5.3.5	a) Evolution de la rugosité dans le composite avec le nombre de trous percés et b) acuité d'arête après 250 trous pour les outils 14 et 14-CN .....	125

5.3.6	Conditon de contact et formation du copeau dans le composite pour une avance de 0,02mm/tr/dent au niveau du bec de l'outil 14 a) à l'état neuf , après b) 25 et c) 250 trous .....	127
5.3.7	Rugosité générée dans le métal lors du premier trou réalisé par les outils dans les empilages a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti .....	127
5.3.8	Evolution de la rugosité dans le métal avec le nombre de trous percés pour les outils a) C et b) 14 et 14-CN .....	128
6.2.1	a) Mesure de la distance entre la paroi du trou et le centre du logement du thermocouple b) Modèle paramétré de la pièce usinée .....	138
6.2.2	Modélisation des flux de chaleur générés par la coupe et par le frottement entre le listel et la paroi. ....	141
6.2.3	Comparaison des résultats expérimentaux aux résultats numériques ne prenant en compte que les flux de chaleur générés par la coupe et par le frottement. ....	142
6.2.4	a) Efforts lors du perçage de l'empilage CFRP/Al et b) extraction des temps de retour $t_{\text{retour}_i_j}$ .....	143
6.2.5	Espacement des zones d'application des flux de chaleur .....	144
6.3.1	Identification des élévations de température dans la partie CFRP pour l'empilage CFRP/AL .....	145
6.3.2	Définition des différences de température $\Delta T_{\text{exp}}$ et $\Delta T_{\text{num}}$ .....	146
6.3.3	Identification des élévations de température dans la partie CFRP pour l'empilage CFRP/Ti .....	148
6.4.1	Comparaison des températures expérimentales vs numériques pour l'empilage CFRP/Al, angle de ponte à a) 125° et b) 60° .....	150
6.4.2	Comparaison des températures expérimentales vs numériques pour l'empilage CFRP/Ti .....	152
6.5.1	Température maximale atteinte sur la paroi du trou pour l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti .....	154
6.5.2	Evolution de la température sur la paroi au cours du temps pour l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti .....	155
6.5.3	Estimation de la température maximale atteinte dans le CFRP pour les outils a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti .....	156
6.5.4	Description du porte-outil avec serrage par pince ER-24 .....	169
6.5.5	Description du porte-outil avec serrage par frettage .....	169
6.5.6	a) Description du référentiel et b) localisation des arrachements suivant l'orientation des fibres par rapport la direction de coupe .....	170
6.5.7	Stratégie de réglage des intensités de flux de chaleur dans l'empilage CFRP/Al	171
6.5.8	Stratégie de réglage des intensités de flux de chaleur dans l'empilage CFRP/Ti	172
6.5.9	Position du maximum de température sur l'outil, pour l'empilage CFRP/Al, lors a) du frottement seul, b) conjugué à la coupe et c) de la coupe seule .....	173
6.5.10	Champs de température sur les premiers mm de profondeur du CFRP dans le cas le plus défavorable des empilages a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti. ....	174
6.5.11	Représentation des différents flux thermiques et sources de chaleur, [BATA 02].	175
6.5.12	Modélisation de la paroi semi infini .....	179
6.5.13	Comparatif des résultats pour un échelon de température de 270°C dans a) le CFRP et b) l'Al7050 .....	179
6.5.14	Comparatif des résultats pour un échelon de flux de 100 KW dans a) le CFRP et b) l'Al7050 .....	180

# Liste des tableaux

1.1	Caractéristiques mécanique d'une fibre T800 IM [DUPU 08] . . . . .	9
1.2	Propriétés mécanique d'un composite unidirectionnel fibre T800/Résine époxyde à 20 °C [DUPU 08] . . . . .	10
1.3	Propriétés thermique du T800/DA550 . . . . .	10
1.4	Composition des alliages d'aluminium par famille [VARG 10] . . . . .	12
1.5	Composition chimique des alliages d'aluminium 7010 et 7050 [META 90] . . . . .	12
1.6	Propriétés a ) mécaniques et b) thermiques des alliages d'aluminium 7010 et 7050 [WEB 04, WEB 05] . . . . .	13
1.7	Composition chimique des alliages de titane TA6V [META 90] . . . . .	15
1.8	Propriétés mécaniques des alliages de titane TA6V [WEB 06] . . . . .	15
1.9	Caractéristiques de certains matériaux pour outils de coupe [BAGU 99] . . . . .	16
3.1	Composition des éprouvettes . . . . .	48
3.2	Caractéristiques du dynamomètre Kistler 9257B . . . . .	51
3.3	Profondeur des logements pour thermocouples . . . . .	53
3.4	Caractéristiques du dynamomètre Kistler 9272 . . . . .	54
3.5	Altitudes de mesure du diamètre des trous suivant l'empilage considéré . . . . .	56
3.6	Liste des outils et conditions de coupe . . . . .	60
3.7	Caractéristiques du carbure des outils A, B et C. . . . .	62
4.1	Géométrie des prototypes SOFIMAG CFRP/Al . . . . .	83
4.2	Géométrie des prototypes SOFIMAG CFRP/Ti . . . . .	86
4.3	Adhésion du titane sur la face de coupe et du listel des outils C, 53, 54, 55 et 56 après 75 trous (image en électrons rétrodiffusés) . . . . .	89
5.1	Géométrie de l'outil de référence C et des prototypes 53 à 56 . . . . .	114
5.2	Nombre de trou hors tolérance lié à l'endommagement du composite en entré de trou dans l'empilage a) CFRP/Al sur 250 trous et b) CFRP/Ti sur 75 trous. . . . .	119
6.1	Composition des empilages et caractéristiques des matériaux . . . . .	137
6.2	Récapitulatif des valeurs de densité de flux de chaleur pour les deux cas d'étude dans l'empilage CFRP/Al en $W/m^2$ . . . . .	150
6.3	Récapitulatif de densité des flux de chaleur pour le cas d'étude dans l'empilage CFRP/Ti en $W/m^2$ . . . . .	152
6.4	Caractéristiques thermiques des matériaux testés . . . . .	179



# Introduction générale

Compte tenu de leurs hautes performances, les matériaux composites à matrice polymère et renfort en fibre de carbone ne se cantonnent plus à la fabrication de pièces semi-structurales ou d'habillage. Ils sont largement utilisés comme matériaux de structure dans des domaines de pointe tels que l'aéronautique, l'aérospatial ou le naval. Afin d'améliorer encore leur ratio résistance/poids, il est commun que ces matériaux soient utilisés en association à des métaux comme les alliages de titane ou d'aluminium. La réalisation de ce type de pièces de structure fait souvent appel à des opérations d'enlèvement de matière. Les composites ne sont généralement pas conducteur d'électricité et, pour des raisons d'endommagement de la résine, ne permettent pas de montée trop importante en température. Les techniques d'usinage par électroérosion et par laser ne sont donc pas envisageables. La technique la plus fréquemment utilisée reste l'usinage par outil coupant, bien que les procédés d'usinage par jet d'eau et par ultrason soient envisageables. Les précisions requises sur ces pièces sont telles qu'il est nécessaire d'usiner ces matériaux au cours de la même opération. Cela donne, naissance à un nouveau type de matériau qualifié de matériau « sandwich », « hybride » ou encore « multi-matériau ».

Le processus d'usinage par enlèvement de matière est le lieu d'interactions complexes entre phénomènes mécaniques, thermiques et physicochimiques. Les outils de coupe, au niveau de leur zone de contact avec le copeau et la pièce usinée, subissent diverses formes d'usure résultant de mécanismes tels que l'adhésion, la diffusion et l'abrasion. La qualité de la surface obtenue ainsi que la durée de vie des outils dépendent grandement des conditions dans lesquelles s'effectue la coupe. Dans le cas du perçage de multi-matériaux, la forte hétérogénéité de ces matériaux est très néfaste, l'outil subissant ces mécanismes d'usure de façon cyclique. Ces cycles, alternant entre usure par abrasion et usure par adhésion-diffusion, affectent considérablement la durée de service de l'outil. La qualité de l'usinage, quant à elle, peut être influencée par la composition même du multi-matériaux. Sur le même empilage, il est possible d'observer des défauts inhérents aux matériaux le composant, tels que le délaminage dans le composite ou encore la formation de bavure dans le métal, comme des défauts inhérents à l'empilage lui-même tels que des différences entre les diamètres mesurés dans chaque matériau ou des endommagements liés à l'évacuation des copeaux métalliques. La superposition de ces défauts et les précisions requises fait de l'usinage des multi-matériaux un véritable challenge.

Le perçage de multi-matériaux doit alors passer par le développement de géométries d'outil optimisées, la recherche de conditions de coupe optimales et/ou le développement de nouveaux revêtements. Au niveau industriel, les méthodes d'optimisation ne sont basées que sur les connaissances antérieures obtenues au cours d'essais longs et coûteux. Avant de mettre en place des solutions palliatives ou de développer des modèles, il est nécessaire de mettre en évidence les problématiques intrinsèques au perçage de multi-matériaux, de caractériser de manière précise les différents modes d'endommagement et de maîtriser leur impact sur la durée de service des outils de coupe. C'est dans cette optique que s'inscrit ce travail de thèse. Il s'applique plus particulièrement au perçage de multi-matériaux CFRP/Métal composés de pré-imprégné de fibre de carbone T800 dans de la résine DA550 pour la partie



composite et, pour la partie métallique, d'un alliage d'aluminium 7050 ou d'un alliage de titane TA6V. L'étude se propose de fournir les éléments nécessaires à la compréhension des phénomènes présents lors d'une opération de perçage dans un multi-matériau. Ceci permettra d'optimiser les revêtements et la géométrie des outils de coupe, ainsi que la mise en évidence des conditions de coupe optimales.

La première partie de ce mémoire aura pour objectif de présenter la multiplicité des domaines pouvant être pris en compte lors d'une opération de perçage dans des empilages CFRP/Al ou CFRP/Ti. Au travers de cette analyse bibliographique, les matériaux composant aussi bien les empilages que les outils seront présentés dans le premier chapitre. Les connaissances concernant la coupe seront introduites dans le second chapitre, tout d'abord dans le cas simple qu'est la coupe orthogonale puis dans le cas de l'opération d'usinage traitée dans cette étude : le perçage. Les endommagements subis par l'outil et la pièce au cours de cette opération seront alors présentés. L'état de l'art des connaissances sur le perçage des multi-matériaux clôturera ce chapitre.

La deuxième partie de ce mémoire sera consacrée à l'étude expérimentale du perçage de multi-matériaux CFRP/Al et CFRP/Ti. La définition détaillée de l'opération d'usinage étudiée fera l'objet du troisième chapitre. Elle sera accompagnée de la description des moyens expérimentaux et d'analyse mis en œuvre au laboratoire. Les chapitres IV et V exposeront l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus en termes d'usure d'outil et de qualité de perçage respectivement. Les mécanismes d'usure présents lors de l'opération d'usinage étudiée feront l'objet d'une présentation. Cette usure sera quantifiée et l'influence des paramètres du procédé sur celle-ci sera décrite. La qualité des trous, quant à elle, sera analysée en termes de diamètre, d'endommagement du composite et d'état de surface.

La simulation des champs thermiques dans la pièce au cours de l'usinage fera l'objet de la troisième partie de ce mémoire. Après la courte analyse bibliographique de la thermique de la coupe et de la mesure de température constituant le chapitre VI, la simulation de l'échauffement de la pièce lors d'une opération de perçage avec déburrage sera abordée dans le chapitre VII. La simulation sera alors définie et évaluée, afin d'aboutir à l'étude des champs de température dans la pièce.

En conclusion, un bilan des résultats obtenus sera dressé et quelques perspectives d'étude pouvant donner suites aux travaux déjà réalisés seront proposées.

Ce travail de thèse a été réalisé dans le cadre du projet Usinage de Multi-Matériaux et Innovation (U2MI). Ce projet réunit autour d'une même thématique, le perçage de multi-matériaux, des industriels du secteur aéronautique (DASSAULT Aviation Biarritz, AIRBUS Nantes), des fabricants d'outils et de revêtement (SOFIMAG et A2C) ainsi que plusieurs laboratoires de recherche du campus bordelais (I2M-MPI, ICMCB). Ce projet est scindé en deux thématiques distinctes. L'une concerne AIRBUS Nantes et la réalisation de perçage  $\varnothing$  12 mm à l'aide d'une unité de perçage automatique (UPA). L'autre concerne DASSAULT Aviation Biarritz et la réalisation de perçage  $\varnothing$  6 mm sur machine-outil à commande numérique (MOCN). Le projet U2MI vise à augmenter les performances des outils de coupe pour le perçage de multi-matériaux afin de diminuer de 30% les coûts liés à ce type d'opération. Afin d'atteindre les objectifs fixés, deux axes de recherche ont été investigués. A2C ainsi que L'ICMCB ont travaillé à l'amélioration des revêtements d'outil utilisés alors que l'I2M et SOFIMAG ont travaillé à l'amélioration de la géométrie des outils. Au sein de l'I2M deux groupes de travail ont travaillé à l'amélioration de la géométrie des outils pour chaque thématique. Le groupe de l'IUT fut chargé de l'optimisation des perçages  $\varnothing$  12 mm réalisés à l'aide d'une UPA et le groupe des Arts et Métiers Paristech de l'optimisation des perçages  $\varnothing$  6 mm réalisés sur MOCN. C'est au sein de ce dernier groupe que j'ai eu l'opportunité d'étudier l'influence de la géométrie de l'outil de coupe à l'échelle micro et macroscopique, sur les mécanismes d'usure, d'endommagement du matériau et la qualité des perçages obtenus

dans le cadre du perçage  $\varnothing$  6 mm de multi-matériaux sur MOCN.



Première partie  
Etude bibliographique



# Chapitre 1

## Description des matériaux

### Introduction

La capacité d'un matériau à être usiné est liée à de nombreux paramètres comme la nature, la composition et la structure de celui-ci. Ces mêmes caractéristiques définissent aussi la tenue des matériaux aux différents mécanismes d'usure. L'objectif de ce chapitre est de présenter les différentes caractéristiques des matériaux faisant l'objet de cette étude, aussi bien ceux composant les empilages étudiés que ceux composant les outils utilisés.

Les matériaux composites seront les premiers à être traités. Une présentation des constituants les plus couramment utilisés sera effectuée. Les propriétés des polymères renforcés de fibres de carbone T800 seront ainsi abordées. Viendront ensuite les différents types d'alliages d'aluminium et de titane, leur constitution, ainsi que les propriétés des alliages étudiés. La fin de ce chapitre sera consacrée à la présentation des matériaux utilisés dans la fabrication d'outils, en abordant leurs principaux avantages et inconvénients.

### 1.1 Matériaux composites

Un matériau composite peut être défini comme une combinaison d'au moins deux matériaux différents à l'échelle macroscopique [JONE 75, REIN 93]. Bien qu'il existe une infinité d'utilisations possibles de ces matériaux, dans la suite de ce chapitre, nous nous intéresserons uniquement aux composites dits à Hautes Performances utilisés dans l'industrie aéronautique.

Choisis pour leurs propriétés structurales, ces matériaux composites sont généralement composés de renforts (fibres) liés par une matrice (résines). Leurs propriétés mécaniques sont directement issues des caractéristiques mécaniques de leurs constituants, mais aussi de celles de la zone créée par l'adhérence et la réaction entre les fibres et la matrice : l'interface fibres-matrice. Celle-ci possède des caractéristiques chimiques et mécaniques propres et différentes de celles des fibres et de la matrice [KIM 98]. La résistance et la rigidité d'un composite sont assurées principalement par les fibres qui possèdent des caractéristiques mécaniques beaucoup plus élevées que la matrice. Cette dernière, quant à elle, réunit les fibres et donne la forme géométrique de la structure. La matrice sert également à transférer les efforts mécaniques entre les fibres tout en les protégeant contre les agressions liées à l'environnement.

Un grand choix de fibres et de matrices rend possible la réalisation de composites aussi divers que variés. Nous présenterons rapidement quelques-uns des constituants les plus couramment utilisés.

### 1.1.1 Les renforts

Le renfort est le squelette du matériau composite. Ses caractéristiques mécaniques plus élevées que celles de la matrice, assurent la résistance et la rigidité de l'ensemble. Les dimensions, la nature et l'orientation du renfort sont choisies suivant l'application envisagée. Les renforts peuvent se présenter sous forme de fibres courtes (mat) ou continues (tissus). La nature des fibres est choisie en fonction de ses caractéristiques mécaniques et de sa compatibilité physico-chimique avec les matrices.

Parmi les fibres les plus employées il peut être citer [WEB 01] :

- Les fibres de verre qui sont utilisées dans l'automobile, le transport, le bâtiment, le nautisme et diverses applications non structurantes. Le coût de production de ces fibres est peu élevé ce qui en fait l'une des fibres les plus utilisées à l'heure actuelle.>
- Les fibres d'aramide (ou Kevlar qui est une dénomination commerciale) utilisées dans les protections balistiques comme les gilets pare-balles ainsi que dans les réservoirs souples de carburant en Formule 1.
- Les fibres de carbure de silicium sont une bonne réponse à l'oxydation du carbone dès 500 °C. Elles sont utilisées dans des applications très spécifiques travaillant à haute température et sous atmosphère oxydante (spatial et nucléaire). Leur coût de production est très élevé ce qui limite donc leur utilisation.
- Les fibres végétales, comme le chanvre ou le lin. Ces fibres ont de bonnes propriétés mécaniques pour un prix modeste, et sont particulièrement écologiques puisque ce sont des produits naturels.
- Les fibres de carbone ont d'excellentes caractéristiques mécaniques et sont utilisées pour des structures fortement sollicitées. Ce type de fibre est couramment utilisée dans de nombreuses applications, dans l'aéronautique, le spatial ainsi que les loisirs et sports de compétition (Formule 1, mâts de bateaux). Le prix de ces fibres reste relativement élevé du fait de son coût de fabrication, mais il n'a cessé de diminuer avec l'augmentation des volumes de production. Afin d'obtenir le produit final, il est nécessaire de faire subir 4 traitements à la fibre (oxydation à 300 °C, carbonisation au-delà de 1100 °C, graphitisation à 2600 °C et un traitement de surface) [ILIE 08]. Suivant la température de carbonisation utilisée il est possible d'obtenir trois types de fibres de carbone dites à haute résistance (HR), à haut module (HM) ou à module intermédiaire (MI).

Les fibres constituant les renforts du matériau composite de notre étude sont des fibres de carbone.

### 1.1.2 La matrice

La matrice a pour principal but de transmettre les efforts mécaniques au renfort et de maintenir les fibres dans leur direction principale. Elle conditionne aussi la résistance à la propagation de fissures et les caractéristiques de cisaillement du matériau. Sa température d'utilisation étant largement plus faible que celle du renfort, elle limite la température de fonctionnement du composite ainsi que la température pouvant être atteinte au cours de l'usage. La matrice étant fortement déformable, elle permet de donner la forme voulue au produit réalisé, mais aussi de protéger les fibres du milieu extérieur.

Les résines thermodurcissables et thermoplastiques sont les deux types de matrices les plus souvent utilisées.

Les résines thermodurcissables sont des polymères, qui, après traitement thermique ou physico-chimique (catalysation, durcissement), se transforment en des produits infusibles et insolubles. Du fait de leur réseau tridimensionnel constitué de liaisons covalentes dont la rupture est, par nature, irréversible, ces résines ne peuvent être mise en forme qu'une seule fois. Ces matières ne sont donc pas réutilisables.

Les résines thermoplastiques peuvent être mises en forme plusieurs fois. Elles peuvent être alternativement ramollies par chauffage et durcies par refroidissement dans un intervalle de température spécifique du polymère étudié. Une telle matière conservera donc toujours, de manière réversible, sa thermoplasticité initiale. De plus, ces résines présentent une bonne aptitude à la mise en forme par moulage. En revanche, elles présentent des températures d'utilisation plus faibles que les résines thermodurcissables.

### 1.1.3 L'interface fibres-matrice

L'interface est une région clé, déterminant une grande partie des propriétés de tout système hétérogène, ceci incluant les matériaux composites [ZHA 04]. La nature de l'adhésion fibre/matrice inclue le verrouillage mécanique, l'attraction électrostatique, l'enchevêtrement moléculaire et la réaction chimique [KIM 98]. L'interphase est constituée de la surface de contact (interface) fibre/matrice ainsi que de la région d'un volume fini prolongée dans la matrice. Elle peut être considérée comme un constituant du composite car elle possède des propriétés chimiques, physiques et mécaniques différentes de celles de la fibre et de la matrice. L'interphase assure la liaison fibre/matrice et permet le transfert des contraintes de l'une à l'autre sans déplacement relatif. [KIM 98].

### 1.1.4 Composite T800 \_DA550

Le matériau composite dont est constitué les empilages de l'étude est formé d'un tissu pré imprégné composé de fibres de carbone T800 dans une résine époxy DA550. Chaque élément constituant ce composite a des caractéristiques propres et celles-ci participent directement aux caractéristiques globales de l'assemblage. La fibre de carbone, utilisée comme renfort, étant trop fragile pour être utilisée seule, se présente commercialement sous la forme d'un filament de 5µm de diamètre, appelé aussi toron. Les propriétés mécaniques de cet assemblage de filament sont meilleures dans le sens longitudinal que dans le sens transverse. Elles sont répertoriées dans le Tableau 4 pour une fibre T800 IM (Module Intermédiaire).

Densité (g.cm-3)	Résistance à la rupture en traction (GPa)	Déformation à la rupture en traction (%)	Module de Young (GPa)
1,82	5,49	1,9	294

Tableau 1.1: Caractéristiques mécanique d'une fibre T800 IM [DUPU 08]

Les informations sur les propriétés thermiques de la fibre T800 sont peu nombreuses. Pour une fibre T300, la conductivité thermique dans le sens long est du même ordre de grandeur que celle du TA6V, environ 6,3 W.m-1.K-1 [DUPU 08]. La matrice, résine époxy DA550, a quant à elle des caractéristiques mécaniques beaucoup plus faibles, ainsi qu'une conductivité thermique quasi nulle, 0.6 W.m-1.K-1. Lorsque ces deux éléments sont associés, les propriétés de l'assemblage qu'il forme sont toutes autres. Dans le cas simple d'un composite unidirectionnel (fibres orientées suivant une même direction), ces propriétés peuvent être évaluées suivant le sens longitudinal (suivant la direction des fibres) et transversal (perpendiculaire aux fibres). Les résultats obtenus pour un composite T800/Résine époxyde à 20 °C sont repris dans le tableau 1.2.

Notre matériau composite est un composite dit multidirectionnel. Il est constitué d'un arrangement de plis unidirectionnels. Leur orientation est définie par rapport à une référence 0°, correspondant à la direction de plus grande sollicitation. Quatre orientations sont envisageables : -45°, 0°, +45° et 90°. L'orientation des plis de notre matériau est proposée dans



Propriété mécanique	Valeur	Unité
Teneur en fibre	60	%
Densité	1,55	g.cm-3
Sens longitudinal		
Résistance à la traction	2 840	MPa
Module de traction	160	GPa
Allongement à la rupture	1,6	%
Résistance en compression	1 570	MPa
Module de compression	145	GPa
Cisaillement interlaminaire	100	MPa
Sens transversal		
Résistance à la traction	80	MPa
Module de traction	7,8	GPa
Allongement à la rupture	1,0	%
Coefficient de Poisson	0,34	-

Tableau 1.2: Propriétés mécanique d'un composite unidirectionnel fibre T800/Résine époxyde à 20 °C [DUPU 08]

l'annexe A. Les propriétés thermiques de cet assemblage sont référencées dans le tableau 1.3

Conductivité thermique (W/mK)		Diffusivité thermique (10-6 m <sup>2</sup> /s)	
transversale	longitudinale	transversale	longitudinale
0,8	7,4	0,47	3,7

Tableau 1.3: Propriétés thermique du T800/DA550

## 1.2 Alliages d'aluminium

L'aluminium fut découvert dans la première moitié du XIXe siècle. Plusieurs savants de cette époque y ont contribué. Pour la première fois en 1754, l'oxyde d'aluminium  $Al_2O_3$  a été isolé par le chimiste allemand Andreas Sigismund Marggraf. Son appellation actuelle « alumine » revient au chimiste français Louis-Bernard Guyton de Morveau.

En 1821, Pierre Berthier, ingénieur des mines et géologue, découvrit dans la région des Baux de Provence un minerai riche en alumine hydratée (40 à 60 %) qui fut ensuite appelé « Bauxite ».

D'abord appelé « aluminum », le nouveau métal acquit son identité définitive, « aluminium », dans les années qui suivirent pour se conformer à la tradition qui veut que la dernière syllabe du nom de beaucoup d'éléments de la table de Mendeleïev soit en « ium » (Seuls, les américains utilisent encore « aluminum »).

C'est le chimiste allemand Friedrich Wöhler qui produisit le premier « lingot » d'aluminium, en 1827. Mais la production industrielle de l'aluminium ne commença vraiment qu'à partir des années 1900. Les améliorations que les procédés d'extraction de l'aluminium ont subies au XXe siècle, ont placé ce métal au premier rang des métaux usuels non ferreux [VARG 10].

### 1.2.1 Constitution des alliages d'aluminium

L'aluminium, comme les autres métaux (usuels) techniquement purs, à 99,5 % et plus, a de faibles propriétés mécaniques. C'est la raison pour laquelle, dès la fin du XIXe siècle, les métallurgistes ont cherché à améliorer plusieurs de ses propriétés en y ajoutant d'autres métaux et métalloïdes, principalement le silicium, pour obtenir des alliages. Pour la création d'un alliage d'aluminium, il peut être discerné trois types d'additions : les éléments d'alliage, d'addition et les impuretés [VARG 10].

Les éléments d'alliage, que sont le cuivre, le manganèse, le silicium, le magnésium et le zinc, déterminent la nature des familles d'alliages d'aluminium et leurs propriétés communes de base. Les éléments d'addition sont ajoutés en plus faible quantité, généralement moins de 1 %, pour améliorer certaines propriétés, réduire la criquabilité au soudage, ou encore faciliter la fragmentation des copeaux lors de l'usinage. Il peut y avoir plusieurs éléments d'addition dans certains alliages.

Les impuretés sont des éléments (métaux, autres éléments ou composés) dont la présence n'est pas due à un ajout volontaire lors de la production d'un métal ou d'un alliage donné. Le fer et le silicium sont les deux impuretés majeures présentes dans l'aluminium. Ils proviennent de la bauxite, minerai duquel il est extrait l'alumine  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . La plupart des impuretés mineures, dont la teneur est de l'ordre du ppm, sont sans réelle influence connue sur les propriétés des alliages usuels.

L'action d'un élément sur les propriétés de l'aluminium dépend bien évidemment de sa nature et de la quantité ajoutée. Mais, pour certains d'entre eux, leur influence sur les propriétés de l'alliage peut aussi dépendre de la présence d'un, ou plusieurs, autre(s) élément(s), parce qu'ils peuvent former des composés intermétalliques entre eux.

### 1.2.2 Types d'alliages d'aluminium

Après un siècle d'études métallurgiques et de développement des applications, l'usage a retenu huit familles (« series » en anglais) d'alliages d'aluminium de corroyage industriels basées sur cinq systèmes : aluminium-cuivre, aluminium-manganèse, aluminium-silicium, aluminium-magnésium, aluminium-zinc. Par commodité de langage, il peut être inclut dans ces familles celle de l'aluminium non allié (famille 1000), celle des alliages comportant deux éléments d'alliage, et la famille 8000 constituée d'alliages riches en fer avec éventuellement du nickel en addition (voir Tableau 1.4).

Ces huit familles se divisent en deux groupes bien distincts quant au mode de durcissement :

- Le premier groupe est constitué des alliages à durcissement par écrouissage. Ce sont les familles 1000, 3000, 5000 et 8000. La famille 8000 comprend aussi des alliages d'aluminium au lithium à durcissement structural inscrits à l'Aluminium Association jusqu'en 1990 (8090, 8091, 8093). Les propriétés mécaniques des nouveaux alliages aluminium-lithium étant déterminées par un durcissement plastique correspondant à une modification structurale du métal, ils sont inscrits dans la famille 2000.
- Le second est constitué des alliages à durcissement structural. Ce sont les familles 2000, 4000, 6000 et 7000. Les propriétés mécaniques de ces alliages sont déterminées par le traitement thermique, généralement effectué à la fin de la gamme de transformation, en trois stades : mise en solution, trempe, revenu (ou maturation).

Les alliages appartenant à une même famille ont des propriétés communes, du fait de l'élément d'alliage dominant. Les éléments d'addition éventuels sont ajoutés pour modifier, améliorer certaines propriétés [VARG 10].

Famille	Eléments d'alliages	Etendue de la teneur (% masse)	Additions possibles	Résistance mécanique Rm (en MPa)
1000	Aucun		Cuivre	50 - 150
2000	Cuivre	2,0 - 6,0	Silicium - Magnésium - Lithium	300 - 450
3000	Manganèse	0,5 - 1,5	Magnésium-Cuivre	100 - 260
4000	Silicium	0,8 - 1,7		150 - 400
5000	Magnésium	0,5 - 5,0	Manganèse- Chrome	100 - 340
6000	Magnésium et Silicium	Mg : 0,5 - 1,5 Si : 0,5 - 1,5	Cuivre-Chrome	150 - 310
7000	Zinc et Magnésium	Zn : 5,0 - 7,0 Mg : 1,0 - 2,0	Cuivre	Sans Cu : 320 - 350 Avec Cu : 430 - 600
8000	Fer et Silicium	Fe : 0,6 - 2 Si : 0,3 - 1,0	Nickel	

Tableau 1.4: Composition des alliages d'aluminium par famille [VARG 10]

### 1.2.3 Propriétés thermiques et mécaniques des alliages d'aluminium étudiés

Les alliages d'aluminium que nous allons utiliser au cours de cette étude font partie de la famille des 7000, l'élément d'alliage étant le zinc. Ces alliages ont fait l'objet d'intenses recherches métallurgiques, depuis 30 ans, en vue de leurs applications à la construction aéronautique, au point qu'ils y occupent maintenant une place privilégiée [VARG 10].

Il existe deux groupes d'alliages dans cette famille : sans cuivre et avec cuivre. Les deux nuances dont nous disposons pour ces essais, 7010 et 7050 à l'état T7451, sont toutes les deux à base de cuivre (Tableau 1.5).

	wt%	Al	Zn	Cu	Mg	Zr	Mn	Fe	Si	Cr	Ni	Ti
7010	%mini	Base	5,7	1,5	2,1	0,08	0,1	0,15	0,12	0,05	0,05	/
	%maxi		6,7	2	2,6	0,17						
7050	%mini	Base	5,7	2	1,9	0,08	0,1	0,15	0,12	0,04	/	0,06
	%maxi		6,7	2,6	2,6	0,15						

Tableau 1.5: Composition chimique des alliages d'aluminium 7010 et 7050 [META 90]

Ces alliages ont été développés pour répondre à la nécessité d'utilisation de produits d'épaisseur supérieure à 80 mm. La possibilité de réaliser des pièces de fortes épaisseurs découle de l'amélioration de la trempabilité de ces alliages, par le remplacement du chrome par du zirconium. Bien que leurs origines diffèrent, européenne pour le 7010 et américaine pour le 7050, ces alliages ont des propriétés similaires. Ils se caractérisent, pour tous les états « sur-revenu », par un bon compromis entre les propriétés mécaniques (résistance, ténacité, fatigue) et la tenue à la corrosion sous tension, dû à une augmentation de leur teneur en cuivre (Tableau ??).

$\sigma_M$ (MPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	$E$ (GPa)	$\lambda$ (W/m <sup>2</sup> *K)	$C_p$ (J/kg*K)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )
7010	>475	>400	72	125-222	856-950
7050	>470	>400	70.5		2720-2900

(a) (b)

Tableau 1.6: Propriétés a ) mécaniques et b) thermiques des alliages d'aluminium 7010 et 7050 [WEB 04, WEB 05]

## 1.3 Alliages de titane

C'est en 1791 que l'élément titane Ti fut découvert par le britannique William Gregor, qui lui donna le nom de « Menachanite », puis de « Ilmenite ». Son nom actuel « titane » lui a été attribué par le professeur de chimie allemand Martin Heinrich Klaproth, qui, quatre ans après sa découverte identifia le même métal. Il fallut attendre jusqu'en 1910 pour que le chercheur Matthew Albert Hunter soit capable de produire du titane pur à 99%, puis jusqu'en 1940 pour que le procédé industriel de production fut finalement mis au point par Wilhelm Justin Kroll, métallurgiste et chimiste luxembourgeois. La généralisation du procédé d'extraction du Ti pur par la méthode Kroll a permis un démarrage de l'industrie du titane vers 1950 [WEB 02].

### 1.3.1 Types d'alliages de titane

Le titane dans sa forme pure possède deux formes allotropiques. Le changement de phase s'effectue à une température de 882 °C [COMB 99], en dessous de celle-ci la structure cristallographique du titane est hexagonale pseudocompacte et se nomme  $\alpha$ . Au dessus, la structure est cubique centrée et est appelée  $\beta$ . La température de transition de la phase  $\alpha$  vers la phase  $\beta$  est appelée transus  $\beta$ , ou  $T\beta$  en abrégé. Cette température de transformation est fortement influencée par la présence d'éléments d'addition. Nous discernons deux types d'éléments d'additions :

- Les éléments  $\alpha$ -gènes, que sont l'aluminium (Al), l'oxygène (O), le carbone (C) et l'azote (N), sont très solubles dans le titane  $\alpha$ , ceci ayant comme conséquence l'augmentation de  $T\beta$ .
- Les éléments  $\beta$ -gènes, sont d'une part les éléments isomorphes que sont l'hydrogène (H), le molybdène (Mo), le vanadium (V) et le niobium (Nb), miscibles en toutes proportions dans la phase  $\beta$ , et d'autre part les éléments eutectoïdes que sont le manganèse (Mn), le fer (Fe), le chrome (Cr), le silicium (Si), le nickel (Ni) et le cuivre (Cu) pouvant former des précipités. Ces deux types conduisent à l'abaissement de  $T\beta$ .

On peut classer les alliages de titane, suivant leur teneur en phase  $\alpha$  et  $\beta$  à température ambiante, en trois familles : les alliages 100% alpha, 100% bêta et les alliages mixtes alpha-bêta. Cette dernière catégorie étant elle-même divisible en trois sous-catégories : les quasi  $\alpha$ , possédant très peu de phase  $\beta$ ; les  $\alpha + \beta$ ; les quasi  $\beta$  (ou  $\beta$  métastables), possédant très peu de phase  $\alpha$ .

### 1.3.2 Morphologie des alliages de titane

Si, le caractère martensitique (sans diffusion) de la transformation de la phase  $\beta$  vers la phase  $\alpha$  est vérifié pour le titane pur, ce n'est pas le cas pour les alliages. La cinétique de refroidissement agira donc directement sur la finesse des microstructures et leur morphologie.

Pour un alliage de type  $\alpha$  ou  $\alpha + \beta$ , un refroidissement rapide de la phase  $\beta$  conduit à une structure aiguillée fine (morphologie aiguillée). La diminution de la vitesse de refroidissement entraîne une augmentation du diamètre des aiguilles, puis la transformation des aiguilles en lamelles d'épaisseur de plus en plus importante (morphologie lamellaire Figure 1.3.1a ). Il est possible de briser les lamelles  $\alpha$  et de les faire recristalliser en nodules sphériques, par traitement thermomécanique (déformation à chaud ou simple traitement thermique sur structures déformées). Une morphologie équiaxe est alors obtenue (Figure 1.3.1b).

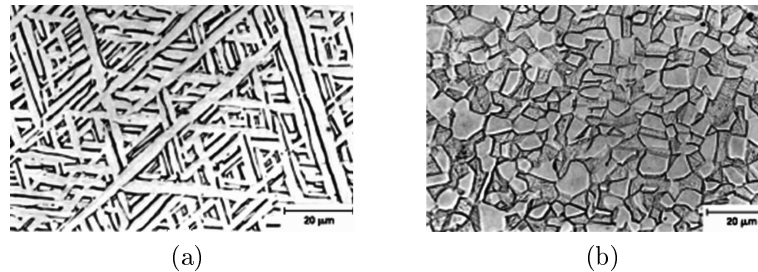


FIGURE 1.3.1: Morphologie des alliages de titane : a) structure lamellaire, b) structure équiaxe [COMB 99]

Certaines propriétés mécaniques, dites d'usage, comme la résistance et la ductilité sont fortement influencées par la finesse et la morphologie des microstructures. Comme énoncé ci-dessus, un traitement thermique ou thermomécanique peut agir sur la taille et la forme des grains de phase  $\alpha$  et donc par la même occasion conditionner certaines des caractéristiques mécaniques de l'alliage. Dans une structure équiaxe, l'augmentation de la taille des grains  $\alpha$ , a pour conséquence une diminution de la résistance, de la ténacité et de la tenue en fatigue, ainsi qu'une augmentation de la résistance au fluage. Dans une structure aiguillée ou lamellaire, l'augmentation de la taille de grain  $\alpha$ , engendre les mêmes phénomènes. Toutefois il a été constaté, par rapport aux structures équiaxes, une diminution de la vitesse de propagation des fissures et une augmentation de la ténacité, pouvant être expliquées par la tortuosité du chemin de propagation des fissures.

### 1.3.3 Propriétés de l'alliage de titane étudié

L'alliage de titane utilisé dans cette étude est un TA6V à l'état recuit (Tableau 1.7). Le titane et ses alliages présentent de très bonnes caractéristiques mécaniques (Tableau 1.8) . Leur densité est égale à 60% de celle de l'acier ( $\rho = 4,5 \text{ g/cm}^3$ ) et leurs caractéristiques mécaniques restent assez élevées jusqu'à une température d'environ 600 °C et sont excellentes à température cryogénique. Ces matériaux sont remarquablement résistants à la corrosion provoquée par un grand nombre de produits chimiques. Son affinité pour l'oxygène a pour résultat la formation d'une couche d'oxyde mince, mais dense, auto-cicatrisante, formant une barrière efficace contre la corrosion naissante [CALA 08]. Son excellent rapport résistance/poids, maintenu pour des températures élevées, fait du titane et de ces alliages d'excellentes solutions pour de nombreuses applications sous sollicitation extrêmes. Les caractéristiques du titane et de ses alliages sont très attrayantes pour les domaines de pointe que sont l'industrie aéronautique, spatiale ou encore navale. L'aéronautique est de loin le premier utilisateur de titane et son utilisation croît à grande vitesse d'une génération d'appareils à la suivante. Le tout récent bombardier furtif F-22 comporte 39% de titane, tandis que les derniers avions civils nés, le Boeing 787 Dreamliner et l'Airbus A380 utilisent des quantités nettement supérieures aux modèles précédents. Boeing a augmenté son utilisation de 8% dans son 777 à 20-22% dans le 787, tandis qu'Airbus est passé de 5% pour ses anciens modèles à 9% dans l'A380 [WEB 03].

	Ti	O	N	C	H	Al	Fe	V
wt% maxi	Base	0,08	0,015	0,04	0,006	6	0,13	4

Tableau 1.7: Composition chimique des alliages de titane TA6V [META 90]

$\sigma_M$ (MPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	$E$ (GPa)	$\lambda$ (W/m*K)	$C_p$ (J/kg*K)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )
>1000	>1040	110	7	580	4800
(a)			(b)		

Tableau 1.8: Propriétés mécaniques des alliages de titane TA6V [WEB 06]

## 1.4 Matériaux usuels pour les outils de coupe

Le coût d'une opération d'usinage dépend essentiellement des performances des outils de coupe. En plus des conditions d'utilisation de l'outil, celles-ci sont fonction des propriétés du matériau qui constitue l'arête de coupe. D'une manière générale, ces matériaux de coupe sont caractérisés par leur ténacité  $K_{IC}$ , facteur critique d'intensité de contrainte, provoquant la propagation de fissure en mode I, leur contrainte de rupture en flexion ou leur résilience (résistance à la rupture par chocs). Un matériau est d'autant plus tenace que les contraintes, statiques ou dynamiques (chocs), provoquant sa rupture, sont plus élevées. La ténacité et la résistance à l'abrasion sont des qualités contradictoires. Toutefois, la résistance à l'abrasion est prépondérante pour le travail à grande vitesse de coupe. Elle dépend de la composition chimique du matériau, qui (avec le mode d'arrosage) détermine la valeur du frottement, et surtout de sa dureté à chaud qui limite les effets de celui-ci. Pour l'arête de coupe des outils, les matériaux suivants, classés en six groupes par ordre de dureté croissante, sont utilisés : aciers rapides, carbures, céramiques, cermets, nitrure de bore cubique et diamants (voir Tableau 1.9).

Les aciers rapides représentent encore l'essentiel des ventes d'outil coupant. Ce sont des aciers fortement alliés de tungstène, de molybdène, de chrome et de vanadium. Ils peuvent être aussi surcarburés ainsi que resulfurés. Afin d'améliorer leurs performances, ces outils peuvent être revêtus par CVD (chemical vapor deposition), PVD (physical vapor deposition) ou encore MTVD (medium temperature vapor deposition). Ces couches minces (1 à 5 $\mu$ m) de matériaux durs, principalement du TiN, TiCN et TiAlN, ont pour objectif d'améliorer la tenue à l'abrasion de ce type d'outil. Les carbures de tungstène (WC) sont issus de la métallurgie des poudres. La dureté des carbures métalliques, très supérieure à celle des aciers rapides non surcarburés, jointe à une résistance importante (résistance à la flexion de 800 à 2 200 MPa) explique qu'ils sont les plus utilisés. Leur dureté à chaud permet l'usinage jusqu'à une température de 1 000°C. Tous comme les aciers rapides, ces matériaux peuvent être revêtus par CVD, nPVD ou MTVD. Le nitrure de bore cubique (CBN) est le matériau le plus dur après le diamant. Le CBN se présente sous différentes formes :

- en dépôt électrolytique sur plaquette de carbure de tungstène ;
- en insert de CBN fritté et brasé sur plaquette de carbure métallique ;
- en insert directement fritté sur plaquette de carbure de tungstène.

Le diamant est le matériau le plus dur. À base carbone, les diamants ont de ce fait une forte affinité pour les matériaux ferreux et sont donc généralement exclus pour leur usinage. Ils se présentent sous plusieurs formes :

- le diamant en cristaux déposés sur un support métallique ou carbure avec un liant

	Masse volumique	Module d'élasticité	Résistance à la rupture en flexion	Dureté Vickers	Coefficient de dilatation linéique	Conductivité thermique à 20°C	Ténacité $K_{IC}$
	( $kg.m^{-3}$ )	( $GPa$ )	( $MPa$ )	( $HV_{30}$ )	( $10^{-6}K^{-1}$ )	( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	( $MPa.\sqrt{m}$ )
<b>Aciers rapides</b>							
HS 6 - 5 - 2	8160	217		800 à 920	12,5	19	
HS 2 - 9 - 1 - 8	8000	217		950 à 1100	12	19	
<b>Carbure métallique</b>							
WC+CoK 10	14800 à 1500	630 à 650	1500 à 1600	1600 à 1800	5,5	80	13
WC+TiC+Ta (Nb) C+CoP10	10000 à 11500	530 à 550	1000 à 1500	1500 à 1700	6	35	10
<b>Céramiques</b>							
Alumine $Al_2O_3$	3900	400	400 à 600	2400	8	25 à 30	4 à 6
Alumine+zircone $Al_2O_3+$ $ZrO_2$	4100	365	600 à 800	1700	9 à 10	15 à 25	5 à 7
Alumine+Whiskers $SiCAl_2O_3+$ SiC	3700	390	700 à 900	1800 à 2000	7 à 8	35	6 à 9
Alumine+carbure de Ti $Al_2O_3 + TiC$	4200	410	700 à 900	2200 à 2600	8 à 8,5	25 à 30	5 à 7
Nitride de silicium $Si_3N_4$	3200	310	800 à 1000	1500 à 1600	3	20 à 30	5 à 7
<b>Cermets</b>							
TiCN + Mo <sub>2</sub> C + WC + VC + TaC + NbC + (Ni,Co)	6000 à 8000	390	1500 à 2000	1500 à 1700	7 à 8	18	
<b>Diamants</b>							
Diamant naturelmonocristal	3520	1140	/	> 9000	3,1	600 à 2000	3 à 4
Diamant synthétique ..... PCD polycristallin	3860	920	920	5000 à 8000	3,6 à 6	560	8 à 9
<b>Nitride de bore Cubique ... CBN polycristallin</b>	3100	680	570	2500 à 400	5	80 à 120	6
Mesure effectuée à 20° C sur outil							

Tableau 1.9: Caractéristiques de certains matériaux pour outils de coupe [BAGU 99]

électrolytique ;

- le diamant polycristallin (PCD) obtenu par frittage de grains de diamant synthétiques ;
- les revêtements diamant déposés par plasma CVD.

Compte tenu de leur très faible tenue à l'abrasion, les outils en acier rapide ont été rejetés pour l'usinage des matériaux composites [PIQU 99]. Il en est de même pour l'usinage du titane, les températures atteintes étant trop importantes pour ce type d'outil. Les outils en céramiques et en nitride de bore cubique aussi, ne conviennent généralement pas à l'usinage

des composites et des alliages de titane, du fait de leur faible résistance aux chocs mécaniques et thermiques ainsi que de leur affinité chimique avec le titane [EZUG 05]. Seuls les outils en carbure de tungstène et en diamant polycristalin permettent d'obtenir des durées de vie économiquement viables.





# Chapitre 2

## La coupe

### 2.1 Coupe orthogonale

La coupe est un processus thermomécanique complexe où les déformations plastiques, la chaleur et les phénomènes de frottement jouent un rôle déterminant sur l'usure des outils. Lors de ce processus, la matière de la pièce usinée est déformée à très grandes vitesses de déformation et fortement cisailée près de la surface de contact avec l'outil, formant ainsi le copeau. Lors de la création du copeau, celui-ci se trouve en contact intime avec la face de coupe de l'outil. Dans le cas de la coupe des métaux, les contraintes et la température à l'interface sont considérablement élevées et conduisent à des phénomènes physico-chimiques très complexes. La difficulté à étudier et à modéliser ces phénomènes provient essentiellement de la taille de la zone où ceux-ci peuvent être observés, une très petite région autour de la pointe de l'outil. L'objectif de cette section est de présenter les aspects mécaniques et physiques fondamentaux de la coupe à l'échelle du copeau et de l'outil (échelle mésoscopique), au travers de sa configuration la plus simple : la coupe orthogonale. Cette configuration a l'avantage de limiter le nombre de paramètres influençant les diverses sollicitations thermomécaniques (contraintes, déformations, vitesses de déformation, la température). Elle nous permettra de comprendre les mécanismes de formation du copeau ainsi que les efforts mis en jeu lors de la création de celui-ci.

#### 2.1.1 Formation du copeau

Afin de pouvoir optimiser une opération d'usinage (conditions de coupe, géométrie d'outil, ...), il est primordial de comprendre les phénomènes mis en jeu au niveau de l'arête de coupe de l'outil, d'étudier la formation du copeau. La configuration la plus simple pour l'analyse de ces phénomènes étant la coupe orthogonale, c'est elle qui sera présentée dans la suite de ce paragraphe. Cette configuration nécessite une seule arête de coupe devant être rectiligne et perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance (Figure 2.1.1). L'outil est incliné d'un angle de coupe  $\gamma$  par rapport à la verticale et se déplace avec la vitesse de coupe  $V_c$ . La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur du copeau non déformé  $t_1$  (ou avance par tour  $f$ ) et la profondeur de passe  $a_p$ . Le copeau d'épaisseur  $t_2$  se déplace le long de la face de coupe de l'outil à la vitesse  $V_{cop}$  et rompt son contact avec l'outil à une distance  $l_c$  de la pointe de l'outil.

Suivant la nature du matériau usiné, les mécanismes de formation du copeau ne sont pas les mêmes. C'est pour cela que ce chapitre résume les différentes connaissances que nous avons de ces phénomènes pour chacun des matériaux faisant l'objet de cette thèse.

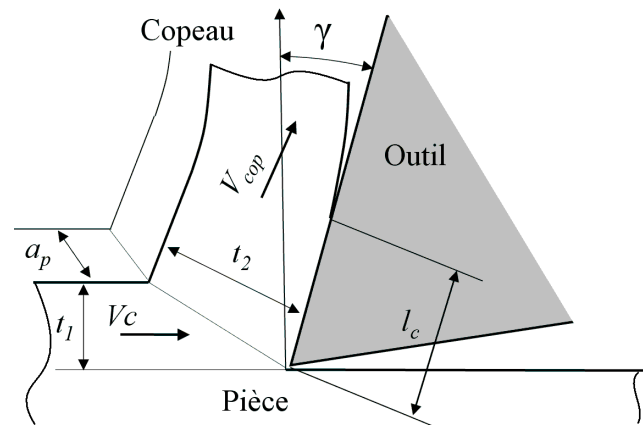


FIGURE 2.1.1: Paramètres de la coupe orthogonale

### 2.1.1.1 Composites à fibre de carbone

La première tentative de compréhension des mécanismes de formation du copeau dans des matériaux composites a été effectuée par Koplev et al. en 1980, [KOPL 80, KOPL 83] à l'aide d'essais de coupe interrompue. D'autres travaux sur la compréhension des mécanismes de la coupe par enlèvement de matière dans les composites suivirent, notamment ceux de Wang et al. [WANG 95], Arola et al. [AROL 97], respectivement en 1995 et 1996. Ces études ont révélé que l'orientation des fibres est le paramètre le plus influant sur la formation du copeau, la nature du composite ainsi que l'angle de coupe de l'outil ayant aussi une influence mais de moindre importance. Plusieurs modes d'enlèvement de matière ont été mis en évidence suivant l'orientation des fibres (figure 2.1.2)

Fibres à  $0^\circ$  (Figure 2.1.2 a et b) : les mécanismes de formation du copeau se déclinent d'abord par un chargement en mode I (par ouverture) de la section coupée avec rupture des liaisons fibres/matrice, combiné à un chargement en mode II (glissement droit) dans la direction d'avance de l'outil. Le copeau se forme lors de la rupture des fibres perpendiculairement à leur axe. L'outil décolle les fibres et les arrache au lieu de les couper. L'usinage de fibres à  $0^\circ$  produit de grand débris fragmentés.

Fibres de  $0$  à  $+75^\circ$  (Figure 2.1.2 c et d) : le mécanisme de formation du copeau consiste en un cisaillement des fibres par l'arête de coupe. Le copeau se forme lors du cisaillement des liaisons fibres/matrice jusqu'au bord libre. Dans ce cas, l'outil ne se contente plus d'arracher les fibres, il les coupe. Les fibres orientées à  $45^\circ$  donnent de petits débris.

Fibres à  $90^\circ$  ou  $<0^\circ$  (Figure 2.1.2 e et f) : l'enlèvement de matière est initié par une ouverture en mode I qui se propage le long de l'axe des fibres, suivie d'une rupture secondaire remontant jusqu'au bord libre en suivant le cisaillement des fibres. Dans cette configuration, des défauts importants peuvent se propager à l'intérieur du matériau, les fibres se désolidarisant de la matrice. Le cas le plus défavorable est celui de fibres à  $-45^\circ$  où le fléchissement des fibres est le plus important, celles-ci finissant par être arrachées.

Arola et Ramulu [AROL 97] proposent une description intéressante des mécanismes de coupe. La formation du copeau s'effectue par le biais de deux ruptures fragiles par cisaillement (primaire et secondaire) localisées dans deux zones distinctes (Figure ??). Les caractéristiques de ces deux zones (orientation et géométrie) sont fonction de l'orientation des fibres par rapport à la direction de coupe.

### 2.1.1.2 Alliages d'aluminium et alliages de titane

Pour les métaux, la morphologie des copeaux est influencée par le couple outil-matière et les conditions de coupe. List [LIST 05] définit les trois catégories dans lesquelles peuvent

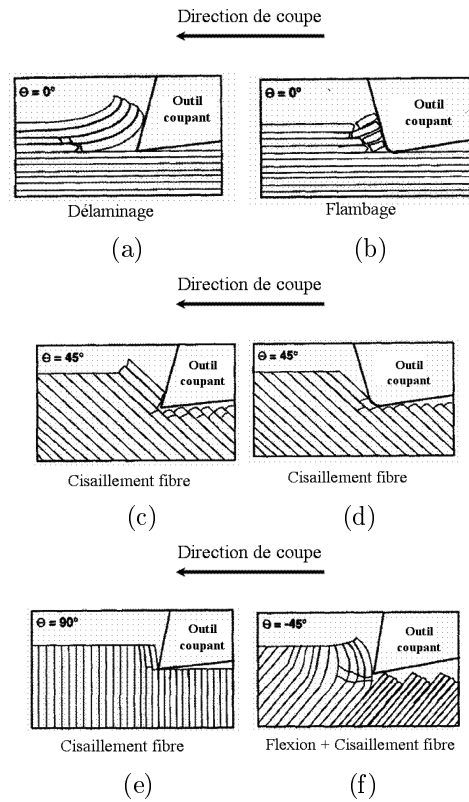


FIGURE 2.1.2: Mécanisme de formation du copeau en coupe orthogonale des matériaux composites unidirectionnel, d'après Wang et al. [WANG 95]

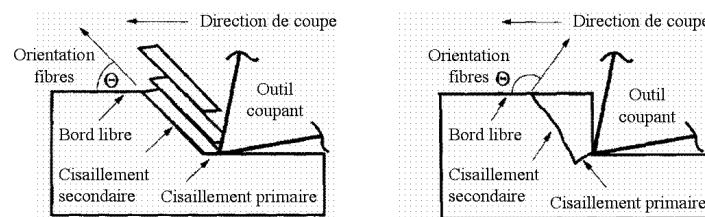


FIGURE 2.1.3: Mécanisme de formation du copeau en coupe orthogonale des matériaux composites unidirectionnel, d'après Arola et al. [AROL 97]

être classées ces morphologies :

- Les copeaux continus formés dans un état de déformation plastique stationnaire, les champs de déformation, vitesse de déformation et de température étant constants dans le temps.
- Les copeaux formés avec arête rapportée qui résultent d'un état d'équilibre dynamique du système composé de l'outil, du copeau et d'une zone de stagnation de matière au niveau de l'arête.)
- Les copeaux discontinus ou segmentés formés dans un état de déformation plastique non stationnaire. Ces copeaux sont composés d'éléments plus ou moins connectés entre eux. On parle aussi de copeaux ondulants ou festonnés, de copeaux à localisation de déformation ou encore de copeaux en dents de scies.

L'observation de la section d'un copeau en formation a mis en évidence trois zones particulières de déformation (voir Figure 2.1.4) :

- La zone de cisaillement primaire est le lieu où s'effectue le changement de direction de la matière usinée qui passe de la vitesse de coupe  $V_c$  à la vitesse du copeau  $V_{cop}$ . C'est une zone intense de déformation plastique, à de grandes vitesses de déformation

( $10^5 \text{s}^{-1}$ ). Elle s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau. Dans de nombreux modèles de coupe [MERC1 45, MERC2 45], la zone de cisaillement primaire est idéalement représentée par un plan (dit de « cisaillement ») incliné d'un angle  $\Phi$  par rapport à la direction de coupe. L'angle de cisaillement  $\Phi$  est lié géométriquement à  $t_1$ ,  $t_2$  et  $\alpha$  par la relation :

$$\frac{t_1}{t_2} = \frac{\sin\Phi}{\cos(\Phi - \alpha)} \quad (2.1.1)$$

- Une estimation de la déformation  $\gamma$  subie par le matériau dans cette zone peut être obtenue géométriquement en supposant un cisaillement pur sur le plan de cisaillement [CHIL 73] :

$$\gamma = \frac{\cos\alpha}{\sin\Phi \cos(\Phi - \alpha)} \quad (2.1.2)$$

- Les phénomènes de frottement dans la zone de cisaillement secondaire, à l'interface outil-copeau, induisent également des déformations plastiques dans une région adjacente à la face de coupe de l'outil. Dans cette zone la matière est soumise à de fort taux de cisaillement et subit une forte hausse de température en plus de celle subie lors du passage dans la zone de cisaillement primaire.
- La zone de cisaillement tertiaire, entre la surface usinée et l'outil au niveau du bec et de la face de dépouille, peut également provoquer des déformations plastiques dans la pièce. Elles sont beaucoup moins intenses que dans les deux précédents cas, mais conditionnent la qualité de la surface usinée (rugosité et contraintes résiduelles).

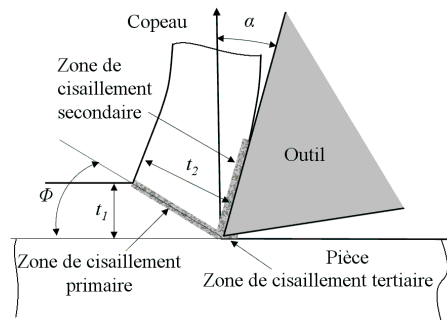


FIGURE 2.1.4: Principales zones de cisaillement de la coupe orthogonale

### 2.1.2 Efforts de coupe

La résultante des efforts  $R$  exercés par l'outil sur la matière usinée peut être décomposée suivant différents plans géométriques (Figure 2.1.5). Les différentes composantes des efforts sont définies[?] :

- par rapport à la vitesse de coupe avec l'effort de coupe  $F_C$  et l'effort d'avance (de poussée)  $F_T$  ;
- par rapport à la face de coupe de l'outil avec l'effort tangentiel (de frottement)  $F$  résultant de la friction du copeau sur la face de coupe et l'effort normal  $N$ . L'angle de frottement entre la résultante des efforts  $R$  et l'effort normal  $N$  est alors noté  $\tau$  ;
- par rapport au plan de cisaillement avec l'effort de cisaillement  $F_S$  et l'effort normal au plan de cisaillement  $F_N$ .

Lors des expérimentations, les composantes mesurées à l'aide de tables dynamométriques sont l'effort de coupe  $F_C$  et l'effort d'avance  $F_T$ . Il est donc logique de formuler les autres composantes en fonction de ces dernières :

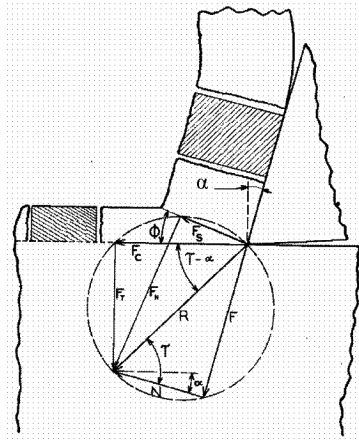


FIGURE 2.1.5: Diagramme des efforts en coupe orthogonale [MERC1 45]

$$\begin{cases} F = F_C \cdot \sin\alpha + F_T \cos\alpha \\ N = F_C \cdot \cos\alpha - F_T \cdot \sin\alpha \\ F_S = F_C \cdot \cos\Phi - F_T \cdot \sin\Phi \\ F_N = F_C \cdot \sin\Phi + F_T \cdot \cos\Phi \end{cases} \quad (2.1.3)$$

A partir de l'effort normal  $N$ , de l'effort tangentiel  $F$  ou de l'angle de frottement  $\tau$ , il est possible de définir le coefficient de frottement  $\mu$  entre le copeau et la face de coupe de l'outil :

$$\mu = \tan\tau = \frac{F}{N} = \frac{F_t + F_c \cdot \tan\alpha}{F_c - F_t \cdot \tan\alpha} \quad (2.1.4)$$

## 2.2 Cas du perçage

Le perçage est une opération d'usinage par enlèvement de copeaux, par outil coupant, visant à produire des trous de forme cylindrique. Comme pour toute technique d'usinage, l'enlèvement de matière que le perçage génère résulte de la combinaison de deux mouvements relatifs : l'un de coupe et l'autre d'avance. Dans le cas du perçage ces deux mouvements sont assurés par l'outil. Le mouvement de coupe est défini par la rotation de l'outil autour de son axe à une vitesse de rotation  $N$  (tr/min) correspondant à la vitesse de coupe  $V_c$  (m/min) sur le diamètre extérieur de l'outil ( $D$ ) dont l'expression est  $N=1000.V_c/\pi.D$ . Le mouvement d'avance s'effectue le long de l'axe de l'outil à une vitesse d'avance  $V_f$  (mm/min) correspondant à une avance  $f_z$  (mm/dent/tr)  $V_f=N.f_z.Z$ . L'application industrielle, à laquelle est destinée la pièce produite, définit la qualité des perçages réalisés et par la même occasion la méthode de réalisation de ces usinages. Une opération de perçage peut être réalisée : manuellement par un opérateur muni d'une perceuse manuelle ; automatiquement, grâce à une unité de perçage automatisée (UPA) ; ou comme dans notre cas sur machine outil ou robot. L'outil utilisé pour réaliser ce type d'opération est un foret. La géométrie d'un foret est très complexe, sa partie active devant être adaptée à la matière qu'elle doit usiner et sa partie attachement devant être adaptée à la machine sur laquelle cet outil va être mis en œuvre. Il existe donc autant de forets qu'il existe de combinaisons possibles entre matière à usiner et système d'attachement. Parmi toutes les géométries d'outil, nos travaux porteront sur l'optimisation de la partie active de l'outil, le type d'attachement et de machine utilisé étant définis par l'application industrielle elle-même. Cette section a pour objectif la présentation

du type d'outil utilisé ainsi que la présentation des phénomènes d'endommagement ayant lieu dans ce type d'usinage et ayant un impact direct sur la qualité des perçages. La terminologie employée pour décrire la géométrie des forets hélicoïdaux fera l'objet du premier paragraphe de cette section. Quelques préconisations concernant cette géométrie seront alors données. Les endommagements engendrés par l'opération de perçage aussi bien sur l'outil que sur la pièce seront exposés. Une synthèse de ces phénomènes dans le cadre du perçage de multi-matériaux conclura cette section.

### 2.2.1 Définition de la géométrie des outils de coupe et préconisations

Quelle que soit la technique d'usinage employée, un outil comprend :

- une ou plusieurs zones tranchantes que l'on peut décrire comme des dièdres élémentaires définis par une face de dépouille, face de coupe et une arête d'intersection. Le nombre de dièdres élémentaires dépend de la technologie de la machine-outil : si un outil de tournage a généralement la géométrie la plus simple (une seule zone tranchante active), un foret de perçage classique en possède deux qui sont simultanément actives ;
- des zones de guidage du copeau soit pour faciliter son évacuation, soit pour le stocker provisoirement. Ainsi, les goujures hélicoïdales d'un foret (figure 2.2.1) sont des chemins de passage obligés pour le copeau tant que l'outil n'est pas sorti hors du trou en cours de perçage, tout comme les espaces interdents d'une fraise sont des logements conçus pour contenir le copeau ;
- des zones assurant la résistance mécanique de l'outil. Si l'on ne considère que le dièdre élémentaire de chaque zone tranchante, la fonction de coupe est assurée essentiellement par l'arête, la surface de la face de coupe et une très faible partie de la face de dépouille en contact avec la pièce. L'angle de dépouille  $\alpha$  est toujours choisi le plus faible possible (quelques degrés), son choix dépend du matériau usiné. L'angle  $\beta$  entre les faces  $A\alpha$  et  $A\gamma$  est déterminé par des critères de résistance. Il est très souvent voisin de  $90^\circ$ .

On appelle  $\gamma$  l'angle de coupe tel que : si  $\gamma$  est positif, la coupe est qualifiée de positive ; dans le cas contraire, l'outil a une coupe négative. Un angle de coupe positif assure l'action tranchante la plus efficace. Le principal avantage d'une géométrie d'outil avec angle de coupe négatif est la robustesse de l'arête. Au-delà des zones tranchantes, certains paramètres de la géométrie de l'outil sont choisis de telle manière que ce dernier ait une grande rigidité. Il est impossible, par exemple, d'augmenter le volume des goujures d'un foret sans nuire à sa résistance au flambage {LERO\_93}. L'angle de coupe est lié à l'angle  $\beta$  et  $\alpha$  par la relation suivante :

$$\gamma = 90^\circ - \alpha - \beta \quad (2.2.1)$$

Le foret est un outil à géométrie complexe. Les figures 2.2.1 et 2.2.2 définissent cette géométrie conformément à la norme NF E 66-502.

L'outil « en main » est défini suivant six plans :

- Pr : plan de référence de l'outil, passant par le point considéré de l'arête et contenant l'axe du foret ;
- Ps : plan d'arête de l'outil, tangent à l'arête au point considéré, et perpendiculaire à Pr ;
- Pf : plan de travail conventionnel, perpendiculaire à Pr, au point considéré de l'arête, et parallèle à la direction supposée d'avance de l'outil ;
- Pp : plan vers l'arrière de l'outil, perpendiculaire à Pr et Pf, au point considéré de l'arête ;

- $P_o$  : plan orthogonal de l'outil, perpendiculaire à  $P_r$  et à  $P_s$ , au point considéré ;
- $P_n$  : plan normal à l'arête, perpendiculaire à l'arête au point considéré.

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

- $\alpha_i$  : Angle de dépouille entre la face de dépouille  $A_\alpha$  et le plan  $P_s$  ;
- $\beta_i$  : Angle de taillant entre la face de coupe  $A_\gamma$  et la face  $A_\alpha$  ;
- $\gamma_i$  : Angle de coupe entre la face  $A_\gamma$  et le plan  $P_r$ .

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

- Dans angle de direction d'arête de l'outil, mesuré dans le plan  $P_r$ , entre le plan  $P_s$  et le plan  $P_f$  ;
- $\lambda_s$  : angle d'inclinaison d'arête de l'outil, mesuré dans le plan  $P_s$ , entre l'arête et le plan  $P_r$ .

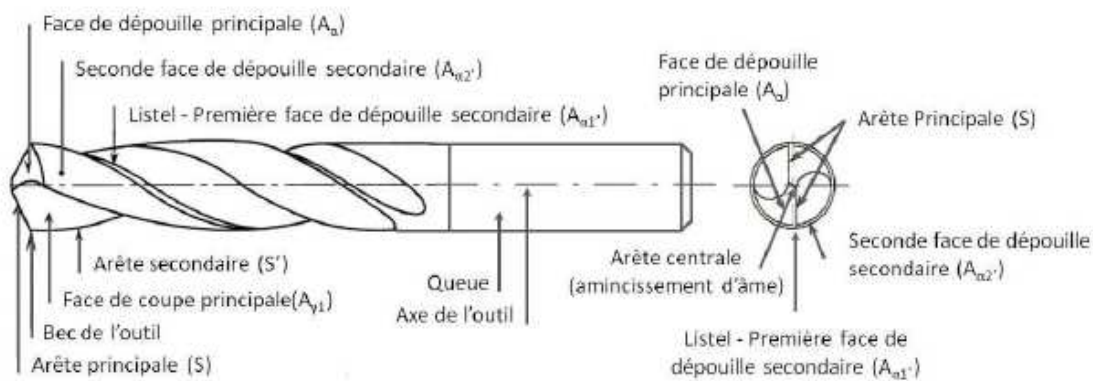


FIGURE 2.2.1: Géométrie des forets hélicoïdaux

De nombreuses études ont été menées sur l'optimisation de la géométrie des outils de coupe, pour chaque matériau et suivant diverses stratégies d'optimisation [CHEN 97, DORN 99, GAIT 08, KO 03]. Dans le cas d'une opération de perçage dans du composite, les travaux présentés dans la littérature sont essentiellement orientés sur la maîtrise du délaminage. Il est considéré que seule la force de poussée est responsable de ce type de défaut [HOCH 03, JAIN 94]. Chen et al. [CHEN 97] ont étudié l'impact de la géométrie de l'outil sur les efforts de coupe. Leurs conclusions sont les suivantes : l'augmentation de l'angle d'hélice, la réduction de l'angle de pointe et de l'épaisseur d'âme entraîne la diminution de la force de poussée et par conséquent améliore la qualité de l'usinage et la durée de vie de l'outil. Pour ce qui est de l'usinage des alliages de titane, et plus précisément du TA6V, Dornfeld et al. [DORN 99] préconisent un foret hélicoïdal avec un angle d'hélice large ( $30^\circ$ ) et un grand angle de pointe ( $135^\circ$ ). Nouari et al. [NOUA 03] font les mêmes préconisations pour l'usinage de l'aluminium en ajoutant la diminution de l'épaisseur d'âme et la largeur de lèvre afin d'arriver à une géométrie optimale.

### 2.2.2 Endommagement des outils de coupe lors de l'usinage

La durée de vie d'un outil peut être définie comme le laps de temps nécessaire avant qu'il n'atteigne son critère d'usure. D'un point de vue économique, la connaissance des mécanismes d'endommagement est donc un aspect primordial dans l'étude de l'usinage. Les modifications apportées par l'usure à la géométrie de l'arête de coupe modifient les conditions de coupe, ceci ayant une incidence directe sur la qualité de l'usinage. L'usure a des origines thermomécaniques et chaque mécanisme d'endommagement agit sur l'outil à des manières différentes. La prédominance d'un ou de plusieurs mécanismes dépend du type d'opération effectuée, des conditions de coupe et des propriétés du matériau usiné. Ces phénomènes contrôlent la nature et la sévérité de l'usure.



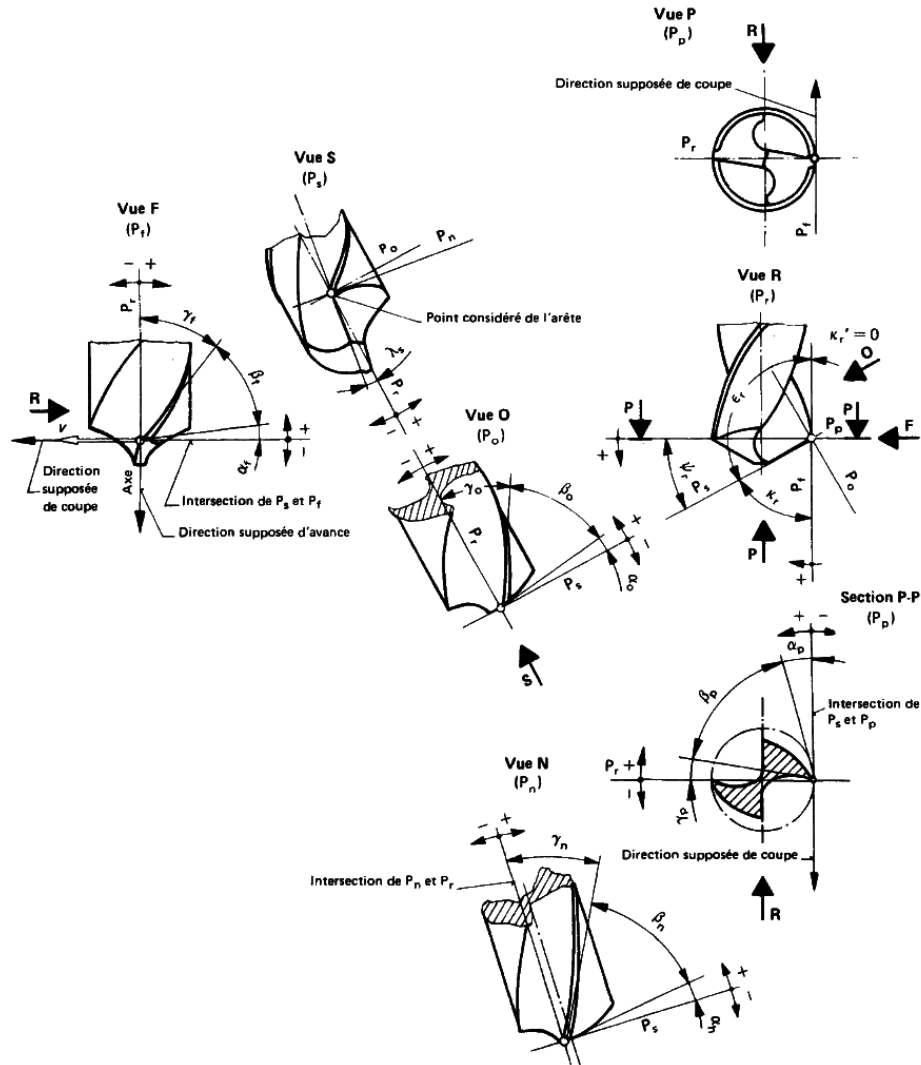


FIGURE 2.2.2: Description de la géométrie du foret selon la norme NF E 66-502

### 2.2.2.1 Mécanismes d'usure

Dans les procédés de mise en forme, à faible comme à grande vitesse, différents mécanismes d'usure prennent place. Ces mécanismes découlent des sollicitations sévères, mécaniques et thermiques, que subit l'arrête de coupe. Carriero et al. [CARR 02] mettent en évidence l'importance de chaque mécanisme d'usure présent lors de l'usinage, en fonction de la température atteinte au cours de celui-ci (Figure 2.2.3). Parmi les plus importants, nous citerons l'usure par adhésion, par abrasion et par diffusion. Ils feront l'objet d'une présentation succincte dans la suite de ce chapitre.

Usure par adhésion.

L'usure par adhésion est le mécanisme de dégradation des outils de coupe le plus courant lors de l'usinage. Sous l'effet de la température et de la pression locale entre le copeau et l'outil, il y a adhésion à l'échelle atomique entre les deux composants en contact, c'est-à-dire création de points de soudure. De par le mouvement de coupe, le cisaillement interfacial provoque l'apparition de fissures au niveau de ces points avec formation de débris d'usure éventuellement transférés sur l'une des surfaces. Ces véritables micro-soudures se forment et se rompent en continu. En fonction des résistances mécaniques en présence, différents cas sont observés :

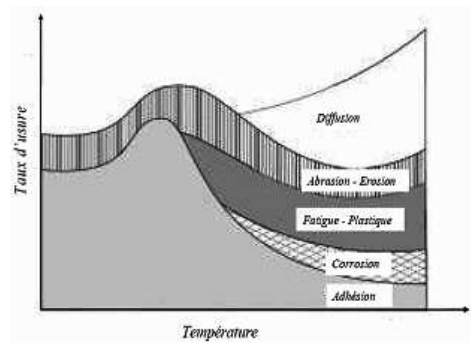


FIGURE 2.2.3: Mécanismes d'usure prépondérants en usinage en fonction du taux d'usure et de la température [CARR 02]

- Les interfaces nouvellement formées sont moins résistantes que l'outil et le matériau usiné. La rupture apparaît alors au centre de la micro-soudure, et dans ce cas l'usure est négligeable.
- Les interfaces sont plus résistantes que le matériau usiné. La rupture a lieu dans le copeau ; des fragments de celui-ci adhèrent à l'outil et peuvent former dans certains cas (pour de faibles vitesses de coupe) ce qu'on appelle une « arête rapportée ». Elle résulte de l'accumulation de fragments microscopiques et induit des variations de la géométrie locale de l'outil.
- Les interfaces sont à la fois plus résistantes que le dépôt adhérent et la surface de l'outil. Les ruptures se produisent dans la masse du copeau et parfois à la surface de l'outil. Les grains de l'outil sont alors arrachés par le copeau (attrition). L'altération chimique de la surface de l'outil a pour effet d'augmenter la présence de ce phénomène. L'usure par adhésion dépend à la fois des conditions de coupe et de l'affinité chimique des deux composants en présence. De hautes pressions et de faibles vitesses de coupe permettent ainsi la création de jonctions ; le mécanisme d'usure par adhésion est également associé à celui de l'arête rapportée et au phénomène de grippage. Ils induisent des vibrations supplémentaires, et par conséquent une baisse de la qualité de coupe.

**Usure par abrasion.** Cette forme de dégradation est généralement néfaste lors de l'usinage, mais peut aussi être recherchée dans certains processus comme la rectification, le rodage ou le toilage. L'usure par abrasion est visible sur les faces de coupe et de dépouille des outils coupants. Elle résulte d'arrachements de matière causés par le frottement de particules, souvent anguleuses et de grande dureté, sur les faces de l'outil. Les surfaces abrasées présentent des sillons parallèles à la direction d'écoulement (Figure 2.2.4). La vitesse d'usure abrasive est conditionnée par :

- la dureté de ces particules abrasives ;
- la quantité de particules que rencontre la surface de l'outil par unité de temps. Ce débit de matière étant fonction de la composition du matériau, de son procédé d'élaboration, ainsi que de la vitesse de coupe.

**Usure par diffusion.** Le mécanisme d'usure par diffusion résulte d'échanges des constituants chimiques entre l'outil et le copeau sous l'effet de très hautes températures. Les atomes de cobalt et d'autres constituants migrent de la surface de l'outil vers le copeau. Au même instant, est observée la diffusion inverse des constituants de la matière usinée vers l'outil. Ce transport d'atome peut conduire à l'apparition d'un cratère sur la face de coupe localisé à proximité de l'arête de coupe, entraînant une fragilisation de l'outil. L'augmentation de la profondeur de ce cratère a pour conséquence une augmentation significative



FIGURE 2.2.4: Usure par abrasion d'une plaquette de coupe après usinage d'un alliage de titane [CAST 99]

de l'angle de coupe, ainsi qu'une diminution de la résistance du bec de l'outil [CALA 08]. L'écoulement continu du copeau favorise les échanges des constituants à travers la diffusion (la demande en élément diffusant restant constante) et accentue l'endommagement à la surface de l'outil. La perte de matière provoque alors l'affaiblissement de la résistance mécanique de la surface de l'outil. Carrilero et al, ont montré l'influence de la température (à travers la vitesse de coupe) sur la prédominance de l'usure par diffusion devant les autres mécanismes présentés auparavant [CARR 02]. Dans le cadre de l'usinage à grande vitesse, les températures à l'interface outil/copeau peuvent atteindre des valeurs proches de la température de fusion. L'usure par diffusion tient alors un rôle prépondérant dans les procédés de coupe à grande vitesse.

**Synthèse.** Les principaux mécanismes d'usure présents lors de l'usinage du titane [BHAU 95] et de l'aluminium [LIST 05] sont l'adhésion et la diffusion, alors que pour l'usinage des matériaux composites le principal mécanisme d'usure est l'abrasion [ILIE 10]. Lors de l'analyse d'outils de coupe, Bhaumik et al. [BHAU 95] observent la présence d'une couche adhérente de titane d'épaisseur uniforme le long de l'arête de coupe sur la face de coupe (Figure 2.2.5.a). L'épaisseur de cette couche adhérente est généralement assez faible dans le cas de l'usinage des alliages de titane. En comparaison, ce dépôt peut être beaucoup plus épais, aller jusqu'à la création d'une arête rapportée sur la face de coupe, pour les alliages d'aluminium (Figure 2.2.5.b) comme l'observe List et al. [LIST 05]. Iliescu et al. [ILIE 08] examinent l'endommagement subi par la pointe d'un foret au niveau de l'arête de coupe et observe la prédominance de l'usure par abrasion sur une zone partant de l'arête de coupe et s'étendant sur la face de dépouille (Figure 2.2.6).

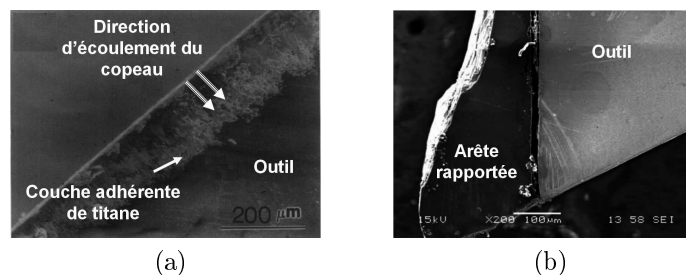


FIGURE 2.2.5: Phénomène d'adhésion visible sur l'outil de coupe lors de l'usinage a) du Titane [BHAU 95] et b) de l'aluminium [LIST 05]

### 2.2.2.2 Formes d'usure

L'usure se manifestant sur les outils de coupe peut prendre différentes formes (Figure 2.2.7). Celles-ci dépendent principalement des mécanismes d'usure mis en jeu lors de l'usinage, et par conséquent des paramètres comme le couple outil-matière, les conditions d'usi-

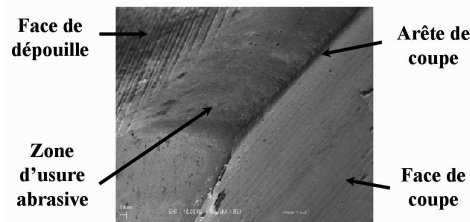


FIGURE 2.2.6: Phénomène d'abrasion visible sur l'outil de coupe lors de l'usinage du CFRP [ILIE 10]

nage ou encore le matériau usiné. La littérature met en évidence six formes d'usure visible sur les outils de coupe : l'usure en cratère, en dépouille, en entaille, par déformation plastique, par écaillage (fissuration d'arête) et rupture brutale du bec de l'outil.

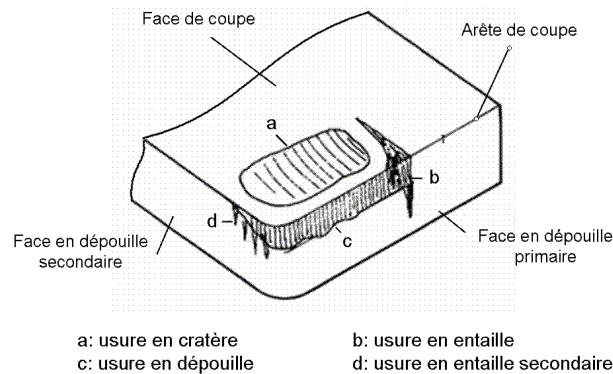


FIGURE 2.2.7: Principales formes d'usure d'un outil de coupe [LERO 93]

*Usure en cratère.* Elle se caractérise par la formation d'un cratère sur la face de coupe, à proximité de l'arête de coupe. Elle est généralement due aux phénomènes d'abrasion et de diffusion engendrés par l'écoulement du copeau sur la face de coupe. L'usure en cratère peut être évaluée par la mesure des caractéristiques suivantes (Figure 2.2.8) : profondeur maximale du cratère ( $K_t$ ) ; distance du centre du cratère à l'arête principale de coupe ( $K_m$ ) ; angle de cratérisation ( $\gamma_c$ ).

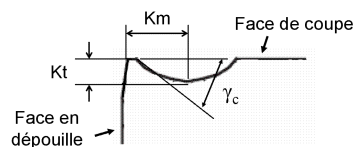


FIGURE 2.2.8: Cratérisation de la face de coupe [CALA 08]

*Usure en dépouille.* Cette forme d'usure est essentiellement due à un phénomène d'abrasion. Elle est caractérisée par l'apparition de sillons parallèles à la direction d'écoulement, visible sur les faces de dépouille primaire et secondaire des outils coupants. Il est impératif de maîtriser cette usure, car les faces en dépouille de l'outil étant en contact avec la surface fraîchement usinée de la pièce, elles conditionnent l'état de surface et la précision de la pièce usinée. L'indicateur le plus utilisé pour quantifier le taux d'usure en dépouille de l'outil, est la mesure de la largeur moyenne  $V_B$  ou maximale  $V_{Bmax}$  de la bande striée (Figure 2.2.9).

*Usure en entaille.* Elle se caractérise par l'apparition d'une entaille sur la face de dépouille, partant de l'arête de coupe. Elle peut être provoquée par un défaut (impact) sur l'outil ou de forts taux d'écrouissage du matériau usiné dans la zone affectée. Au niveau de ce défaut, les conditions de coupe ne sont plus adaptées et provoquent une auto-accelération

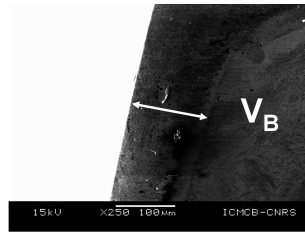


FIGURE 2.2.9: Illustration de l'usure en dépouille

de ce phénomène. Ce qui, inévitablement, entraîne un affaiblissement de l'arête de coupe qui est alors susceptible de s'effondrer sous l'effet des pressions locales exercées [CALA 08]. L'indicateur pour quantifier l'usure en entaille est la mesure de la longueur  $V_N$  de l'entaille.

*Usure par déformation plastique.* L'usure par déformation plastique est caractérisée par une déformation permanente de la pointe de l'outil et un refoulement de la matière de l'outil sur les faces de dépouille. L'affaissement plastique du bec de l'outil est provoqué par la combinaison de températures élevées avec de hautes pressions dans la zone de coupe.

*Usure par écaillage et fissuration d'arête.* Cette forme d'usure se traduit par l'apparition de fissures ou d'ébréchures sur l'arête ou la face de coupe. Elles sont provoquées par des efforts cycliques ou des chocs thermiques engendrés lors d'une coupe discontinue ou de vibrations. Les chocs thermiques supportés par l'outil lors de l'usinage peuvent être comparables à une trempe. L'échauffement de l'outil au cours de l'usinage met sa surface en compression. Suite à un refroidissement rapide, non contrôlé, dû à un arrosage mal réglé ou lorsque l'outil s'arrête d'usiner, la surface de l'outil est mise en traction, la température à coeur chutant moins vite qu'en surface. La répétition de ce phénomène a pour conséquence l'apparition et la propagation de fissure (Figure 2.2.10).

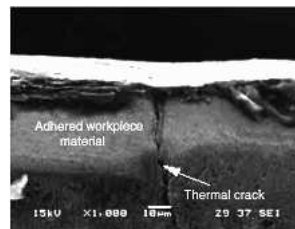


FIGURE 2.2.10: Illustration d'une fissure thermique [SU 06]

*Rupture brutale du bec de l'outil* Ce type de défaut est rencontré pour des outils fragiles, sensibles au choc, lors de l'usinage de matériaux très durs. Les principales causes de rupture brutale du bec de l'outil sont les chocs générés par les inclusions dans le matériau à usiner et l'entrée de l'outil en pleine matière.

Chacun de ces types d'usure entraîne des changements dans la micro-géométrie de l'arête de coupe. Plusieurs auteurs ont tenté de caractériser cette géométrie, cette acuité d'arête. Les moyens fiables d'observation et de mesure de la géométrie de l'arête étant relativement récent, l'acuité d'arête fut longtemps représentée par son seul rayon d'acuité d'arête  $R\beta$  ou CER comme présenté par Faraz et al. [FARA 09] (figure 2.2.11). Cette représentation de la géométrie de l'arête de coupe implique une usure symétrique, celle-ci s'étendant à la même vitesse sur la face en dépouille et sur la face de coupe. Elle postule aussi que l'arête de coupe « conserve » une géométrie circulaire.

La réalité étant toute autre, plus de paramètres sont nécessaires pour définir l'acuité d'arête. A ce jour la description la plus complète de l'acuité d'arête est proposée par Denkena et al. [DENK 11]. Cette définition est faite sur le profil de l'arête de coupe mesuré

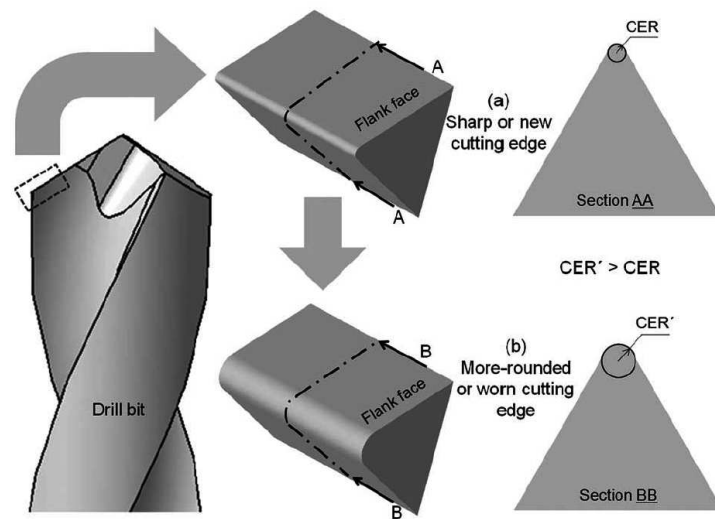


FIGURE 2.2.11: Rayon de l'arête de coupe pour un outil à l'état a) neuf et b) usé [FARA 09]

perpendiculairement à celle-ci. Elle est aussi applicable à tous types d'outil. Denkena et al. [DENK 11] décrivent la géométrie de l'arête par 4 paramètres (figure 2.2.12) :

- $\Delta r$ , la plus courte distance entre
- $S_\gamma$ , l'usure sur la face de coupe
- $S_\alpha$ , l'usure sur la face en dépouille
- $K$ , l'indice d'orientation de l'usure défini par la formule  $K = S_\gamma / S_\alpha$ .

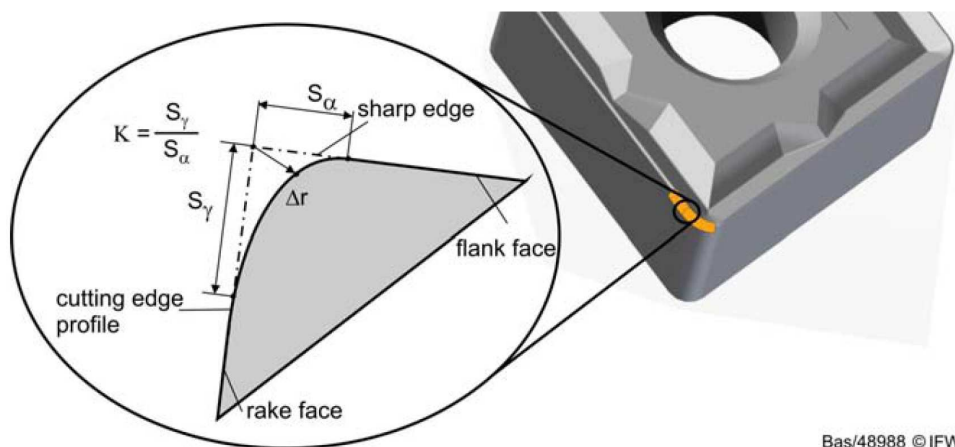


FIGURE 2.2.12: Caractérisation de la micro-géométrie de l'arête de coupe

L'utilisation de cette caractérisation de la micro-géométrie de l'outil permet de distinguer trois types d'acuité d'arête (figure 2.2.13). Lorsque  $K=1$  la micro-géométrie de l'outil est symétrique alors qu'il possède une pente vers la face de coupe pour  $K > 1$  et une pente vers la face en dépouille pour  $K < 1$ .

### 2.2.2.3 Surveillance de l'usure

L'usure d'un outil de coupe n'est pas mesurable au cours de l'usinage, l'outil étant engagé dans la matière. Cette mesure ne peut donc être réalisée que lorsque l'outil et la machine ne sont plus en fonctionnement. Pour des raisons économiques cette opération ne peut être réalisée systématiquement, celle-ci demandant du temps ainsi que des équipements spécifiques. Pour ces multiples raisons, la surveillance indirecte de l'usure de l'outil a fait

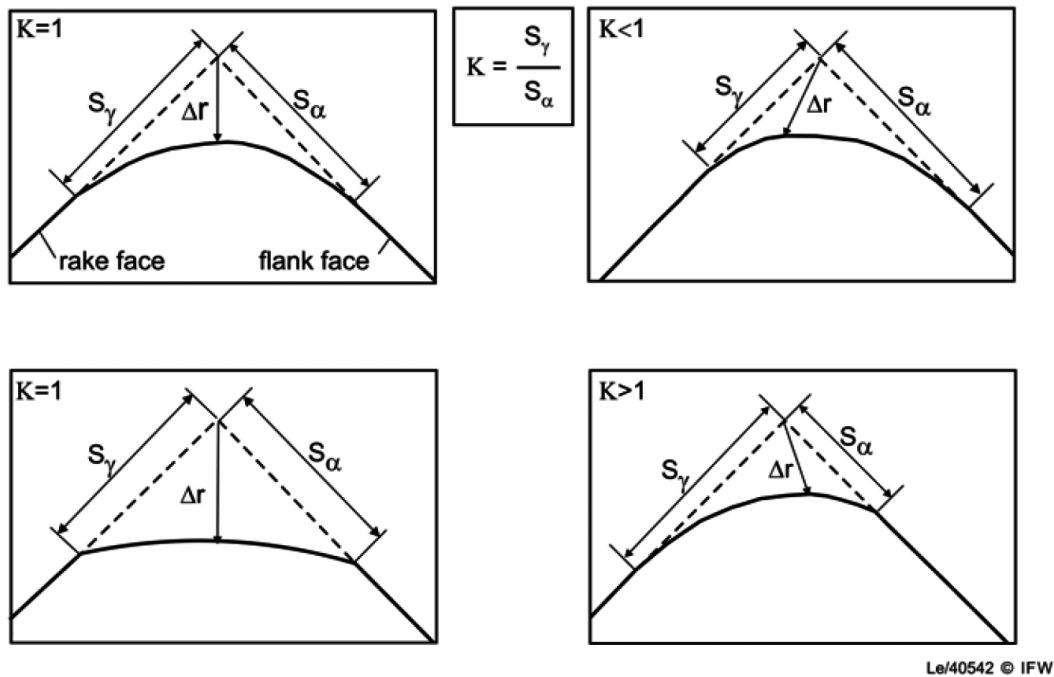


FIGURE 2.2.13: Différentes forme d'acuité d'arête

l'objet d'étude. Plusieurs méthodes ont été investiguées afin d'assurer la surveillance de l'usure de l'outil. Parmi les plus répandues nous pouvons citer la surveillance :

- *des émissions acoustiques (EA)*. Roget et al. [ROGE 88] ont effectué des tests d'usinage au cours desquels les émissions acoustiques engendrées par l'usinage furent enregistrées. A l'aide de ces enregistrements, ils montrèrent que les émissions acoustiques produites lors de l'usinage permettent de quantifier l'usure de l'outil mais aussi de signaler des conditions de coupe inappropriées ou la rupture de l'outil, comme l'ont aussi démontré Jemielniak et al. [JEMI 98].
- *des vibrations*. L'implantation d'accéléromètres sur la broche de la machine-outil ou sur la pièce usinée permet la mesure des vibrations engendrées par la coupe. Les changements constatés au niveau de leur amplitude nous renseignent sur la santé de l'outil.
- *de la température au cours de l'usinage*. A l'aide d'un thermocouple implanté à l'arrière de l'outil de coupe, Chow et al. [CHOW 88] mesure la température atteinte lors d'une opération de tournage à sec. L'analyse de leurs résultats a révélé que l'augmentation de l'usure génère une augmentation de la température atteinte au cours de l'usinage. Par conséquent il est possible de surveiller l'usure de l'outil à partir de la chaleur qu'il génère lors de la coupe.
- *des efforts de coupe*. L'effort de poussée et le couple générés par la coupe ont été des pistes investiguées afin de contrôler l'usure des outils de coupe. Lin et al. [LIN 95] montrent que l'influence de l'usure sur l'effort de coupe est plus importante que celle sur le couple. Ce fait est aussi observé par Girot [GIRO 12] comme il peut être vu sur la figure 2.2.14. Par conséquent l'effort de poussée est plus adéquat pour assurer la surveillance de l'usure des outils.
- *de la puissance consommée par la machine*. Cette technique ne nécessitant pas d'appareillage lourd, elle est la plus répandue et est déjà utilisée de manière industrielle. Malgré les difficultés de mesure de la valeur instantanée de la puissance consommée lors d'opération intermittentes telles que le fraisage, Shao et al. [SHAO 04] montrent que l'usure agit directement sur la puissance moyenne consommée.

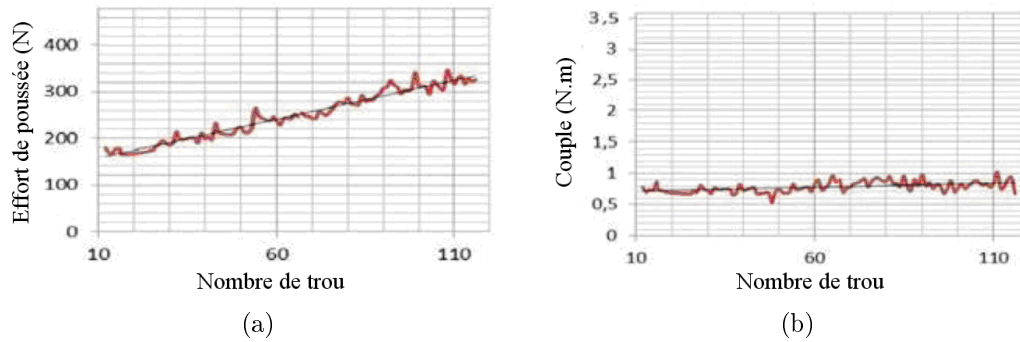


FIGURE 2.2.14: Evolution de a) l'effort de poussée et b) du couple avec le nombre de trou dans du CFRP (outil carbure  $\varnothing$  6 mm) [GIRO 12]

### 2.2.2.4 Modèles de durée de vie et d'usure des outils

Comme énoncé précédemment, la durée de vie d'un outil peut être définie comme le laps de temps nécessaire avant qu'il n'atteigne son critère d'usure ( $V_B$ ,  $V_N$ ,  $Kt$ , ...). Dans la vie d'un outil, trois zones distinctes d'évolution de l'usure peuvent être discernées (2.2.15) :

- (1) rodage de l'arête de coupe, caractérisé par une vitesse d'usure rapide jusqu'à stabilisation ;
- (2) arête de coupe stable, avec une vitesse d'usure plus lente et constante ;
- (3) effondrement de l'arête de coupe, augmentation de la vitesse d'usure tendant vers l'infini.

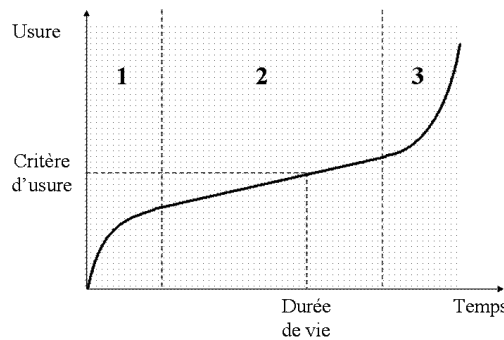


FIGURE 2.2.15: Evolution de l'usure d'un outil au cours du temps [CALA 08]

A partir de la connaissance des phénomènes d'usure, des modèles de durée de vie peuvent être établis. Le plus ancien et le plus utilisé est celui que publié par Taylor en 1901 tins une communication à l'American Society of Manufacturing Engineers [TAYL 01] :

$$V_c^n \cdot T = C \quad (2.2.2)$$

Avec :  $V_c$  la vitesse de coupe (m/min) ;

$T$  la durée de vie (min) ;

$C$  et  $n$  des constantes déterminées expérimentalement dépendant du matériau usiné, de l'outil et des conditions opératoires.

Sachant que l'avance  $f$  et la profondeur de passe  $a_p$  ont une influence sur la durée de vie, une autre formulation de la loi de Taylor permet d'isoler l'influence de ces paramètres sur la durée de vie de l'outil. Cette nouvelle formulation se nomme « loi de Taylor généralisée » et est exprimée par la relation suivante :

$$V_c^m \cdot f^n \cdot a_p^p \cdot T = C \quad (2.2.3)$$



Comme précédemment,  $m$ ,  $n$ ,  $p$  et  $C$  sont des constantes devant être déterminées expérimentalement pour chaque couple outil/matière et chaque procédé d'usinage considérés. Contrairement aux modèles de durée de vie, les modèles d'usure décrivent la quantité de matière (volume) perdue par l'outil au cours de l'usinage, en les reliant à des paramètres physiques tels que les températures ou les contraintes appliquées sur l'outil. Takeyama et Murata [TAKE 63] proposent un modèle décrivant la formation d'un cratère sur la face de coupe d'un outil par l'action de l'abrasion et de la diffusion :

$$\frac{dW}{dt} = G(Vc, f) + D.exp\left(\frac{-Q}{R.T}\right) \quad (2.2.4)$$

Où  $dW/dt$  est le volume de matière perdu par l'outil par unité de surface et unité de temps,  $G$  une fonction de la vitesse de coupe et d'avance,  $D$  une constante,  $Q$  l'énergie d'activation du processus,  $R$  la constante des gaz parfaits et  $T$  la température à l'interface. L'usure en dépouille, provoquée principalement par les phénomènes d'abrasion et d'adhésion, est décrite par Childs et al. [CHIL 00] avec le modèle suivant :

$$\frac{dw}{dt} = A. \frac{V_s \cdot \sigma_n}{H} \quad (2.2.5)$$

Avec  $dw/dt$  le volume de matière perdu par l'outil par unité de temps,  $A$  une constante d'usure abrasive/adhésive,  $\sigma_n$  la contrainte normale sur la face en dépouille,  $V_s$  la vitesse de glissement entre l'outil et la pièce usinée et  $H$  la dureté du matériau d'outil. Ce modèle est repris par Luo et al. [LUO 05] qui incorporent la contribution du phénomène de diffusion à l'usure en dépouille. Dans ce cas, l'usure est modélisée par l'équation :

$$\frac{dw}{dt} = \frac{A}{H} \cdot \frac{F_T}{V_c \cdot f} \cdot V_s + B.exp\left(\frac{-Q}{R.T_d}\right) \quad (2.2.6)$$

Où  $V_c$ ,  $f$ ,  $F_T$  sont respectivement la vitesse de coupe, l'avance et l'effort d'avance.  $Q$  est l'énergie d'activation,  $R$  la constante des gaz parfaits,  $T_d$  la température dans la zone de la face en dépouille et  $B$  une constante d'usure par diffusion.

Dans le cas du perçage de composite, Iliescu [ILIE 08] propose un modèle phénoménologique mettant en évidence l'importance de l'historique de l'outil sur l'usure du foret. Il modélise l'usure comme l'addition de l'usure subie par l'outil jusqu'à l'instant  $i$  à l'usure initiale. Dans ce modèle, l'usure subie par l'outil à l'instant  $i$  est définie par une constante tenant compte de la sévérité des mécanismes d'abrasion ( $A_0$ ) et par l'usure de l'outil pendant tout le processus de perçage, celui-ci étant représenté ici par la somme des produits entre l'effort axial et de la longueur de coupe  $Lc$  jusqu'à l'essai  $i-1$ .

$$W = W_0 + A_0 \cdot \gamma_{i-1} \quad (2.2.7)$$

et

$$\gamma_{i-1} = \sum_{j=i}^{i-1} F_{A_j} \cdot Lc_j \quad (2.2.8)$$

La difficulté associée à la prédiction des durées de vie réside dans la multitude de tests à effectuer afin de pouvoir déterminer les multiples constantes que requièrent ces modèles. Pour avoir une approche totalement prédictive et se libérer des constantes non physiques, le modèle d'usure doit inclure la modélisation même du mécanisme d'usure. La méconnaissance et la complexité des phénomènes présents lors de la coupe rendent la modélisation de l'usure des outils difficile. Viennent s'ajouter à cela les difficultés techniques d'obtenir des informations essentielles pour cette modélisation, comme les champs de température et de contrainte à l'interface outil/copeau.

### 2.2.3 Endommagement du matériau induit par le perçage

#### Introduction

La qualité d'un perçage est évaluée sur des critères tels que la valeur de son diamètre, de son ovalisation ou encore de sa rugosité. Ce dernier indicateur est fortement influencé par les dommages que l'outil cause sur la surface générée lors de l'usinage. Nouari et al. [NOUA 03] démontre que pour une vitesse de coupe optimale ( $V_{opt}$ ), définie comme la vitesse de coupe permettant l'obtention de la meilleure qualité de surface, l'endommagement subi par le matériau est minimal. Nous pouvons donc affirmer que les endommagements subis par les matériaux usinés sont le reflet du bon déroulement de l'usinage. Dans la suite de ce chapitre, pour chaque matériau, nous décrirons les différents types d'endommagements rencontrés lors de l'opération de perçage, ainsi que les méthodes permettant de les quantifier. Une étude bibliographique sur les paramètres influençant l'apparition de ces dommages sera aussi présentée.

#### 2.2.3.1 Endommagement des composites à fibre de carbone

Le perçage des matériaux composites peut entraîner différents types d'endommagement. De nombreux auteurs ont mis en évidence ces défauts [KONI 89, LACH 01, PIQU 00]. La création de ces dommages est fortement liée aux sollicitations mécaniques et thermiques subies par le matériau lors de l'usinage. Ce paragraphe présente les dommages caractéristiques énoncés dans la littérature [ILIE 08], avec une attention toute particulière pour le délaminage.

*Le peluchage* est caractérisé par une mauvaise découpe des fibres par l'outil. Les fibres coupées ont un aspect effiloché, avec un floconnage de la surface lors des opérations de perçage ou de fraisage. Il est essentiellement présent lors de la coupe des composites à base de fibres d'aramide. La décohésion des fibres se caractérise par un décollement de morceaux entiers de fibres non rompues de la matrice. Le fléchissement des fibres sous la poussée de l'arête de coupe au niveau de la surface usinée conduit à un déplacement relatif des fibres par rapport à la matrice assimilable à un glissement qui entraîne une décohésion de l'interface fibre-matrice. L'arrachement se produit avant que les fibres ne soient rompues par cisaillement. L'apparition de ce type d'endommagement est liée à l'orientation relative des fibres par rapport à l'arête de coupe ( $-15^\circ$  à  $-75^\circ$ ). Les fibres sont soumises à des sollicitations qui peuvent provoquer l'arrachement des morceaux de fibres et de matrice, laissant ainsi des cavités sur la paroi du trou. Ce phénomène est davantage présent dans le cas des stratifiés fortement orientés.

*La dégradation thermique.* Un dégagement excessif de chaleur au cours de l'usinage peut entraîner une dégradation thermique du matériau usiné. Globalement, ce risque provoque la carbonisation des matrices thermodurcissables et la « fusion » des matrices thermoplastiques.

*Le délaminage.* Le mécanisme de délaminage est caractérisé par la séparation des plis dans l'épaisseur du composite ; il se distingue par la formation de fissures interlaminaires dans la matière. Le délaminage est considéré comme le principal type d'endommagement lors de l'usinage des composites. Il s'observe généralement en l'entrée d'alésage (soulèvement des plis en périphérie du foret dû essentiellement à l'angle de coupe et à l'angle d'hélice du foret) et en sortie d'alésages (figure 2.2.16). Contrairement à celui présent à la sortie, le défaut en entrée d'alésage n'apparaît pas obligatoirement.

Le fait que la vitesse d'avance soit liée à l'apparition du délaminage est connu depuis bien des années [CAPR 95, JAIN 93]. Hocheng et al. ont montré, lors de leur étude sur le perçage de matériaux composites, que la force de poussée varie avec la vitesse d'avance

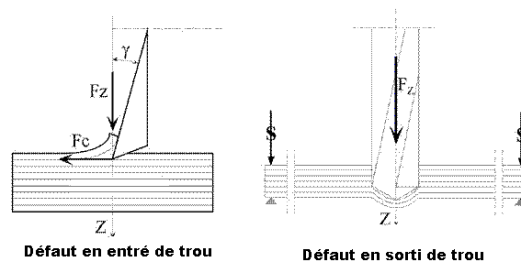


FIGURE 2.2.16: Différents défauts dans une plaque de composite [LACH 01]

suivant une loi de puissance [HOCH 93]. En se basant sur ces études, il est donc possible de conclure que les dimensions de la zone de délaminage sont en corrélation avec la force de poussée. Cette hypothèse est vérifiée lors d'études expérimentales réalisées par König et al. [KONI 85], ainsi que par Hocheng et al. [HOCH 93, HOCH 06]. Jain et Yang [JAIN 94] proposent une formulation afin de prédire les conditions critiques de perçage conduisant au délaminage du matériau. En supposant que seule la force de poussée est responsable de ce type de défaut, les auteurs utilisent un mode de rupture de type I afin de corréler la force de poussée critique avec les propriétés et l'épaisseur du composite. Ces travaux ont été repris par Hocheng et Tsao [HOCH 03] qui les ont formalisés pour différents types de géométrie d'outil :

- foret à pointe standard (charge ponctuelle) ;
- fraise (2 charges à la périphérie) ;
- outil multi-facial (3 points de charges) ;
- outil à étage ;
- outil usé.

Seul le modèle à charge ponctuelle fera l'objet d'une présentation dans la suite de ce document. Le modèle à charge distribuée proposé par Piquet et al. [PIQU 00, PIQU 99], fera aussi l'objet d'une présentation.

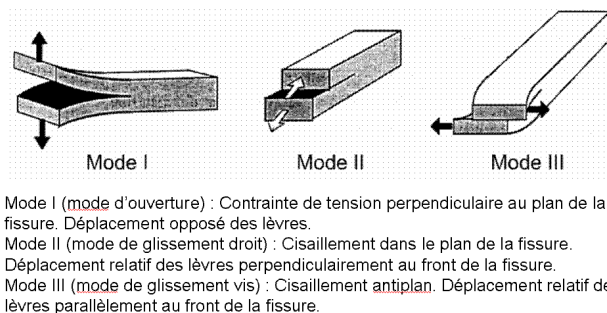


FIGURE 2.2.17: Modes élémentaires de rupture [MEZI 00]

**Modèle de charge ponctuelle [HOCH 93].** Lors de la propagation du délaminage, le déplacement du foret sur une distance  $dx$  est associé au travail de la force de poussée  $F_A$ , qui est utilisée pour déformer la plaque ainsi que pour propager les fissures interlaminaires (figure 2.2.18). L'équation de bilan énergétique donne :

$$G_{IC}.dA = F_A.dx - dU \quad (2.2.9)$$

où  $dU$  est l'énergie de déformation infinitésimale,  $dA$  l'accroissement de la zone de délaminage, et  $G_{IC}$  l'énergie critique de propagation des fissures par unité de surface en mode I.

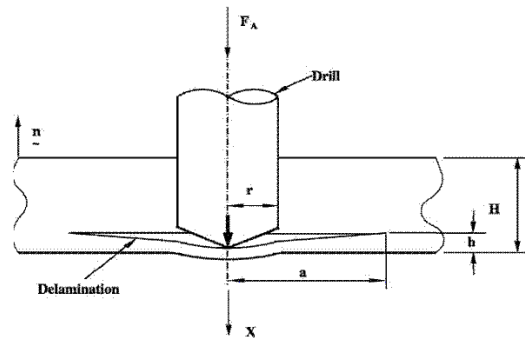


FIGURE 2.2.18: Plaque circulaire pour l'analyse du délaminage lors d'une opération de perçage, cas d'un foret hélicoïdal [HOCH 03]

Pour un modèle de charge ponctuelle, le centre de la plaque circulaire est chargé par un foret hélicoïdal de rayon  $r$ .  $F_A$  est la force de poussée,  $x$  le déplacement,  $H$  l'épaisseur de la pièce,  $b$  l'épaisseur non coupée de la pièce, et  $a$  le rayon de la zone de délaminage. Dans le cas d'une plaque encadrée à ses extrémités et d'un chargement concentré, l'énergie de déformation stockée  $U$  peut s'écrire :

$$U = \frac{8\pi \cdot M \cdot x^2}{a^2} \quad (2.2.10)$$

Où

$$M = \frac{E \cdot b^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (2.2.11)$$

et

$$x = \frac{F_A \cdot a^2}{16\pi \cdot M} \quad (2.2.12)$$

La force de poussée au début de la propagation de la fissure peut être calculée :

$$F_A = \pi \sqrt{32G_{IC} \cdot M} = \pi \sqrt{\frac{8G_{IC} \cdot E \cdot b^3}{3(1 - \nu^2)}} \quad (2.2.13)$$

Afin d'éviter le délaminage, le chargement appliqué sur la plaque ne doit jamais dépasser cette valeur. La force de poussée pouvant être corrélée à la vitesse d'avance, il est possible d'en déduire la vitesse d'avance à ne pas dépasser.

### 2.2.3.2 Endommagement des alliages d'aluminium et alliages de titane

Dans les alliages de titane et les alliages d'aluminium, deux principaux types d'endommagements du matériau dus aux opérations de perçage peuvent être observés : les microfusions et la création de bavure (« burr » en anglais). Le premier endommagement est attribué à une température trop importante dans la zone de coupe, résultant de conditions de coupe inadaptées. Pour ce qui est de l'apparition de bavure, ce défaut n'est pas inhérent au titane et à l'aluminium, mais à tous les matériaux métalliques. Ko [KO 91] définit une bavure comme une projection de matière indésirable formée à la suite d'une déformation plastique lors d'une opération de découpage ou de cisailage. Alors que Gillespie [GILL 96] définit la bavure comme étant « toute la matière au-delà de l'intersection théorique de deux surfaces ».

Une bavure peut être caractérisée géométriquement par son profil longitudinal et transversal (figure 2.2.20), et définie par les mesures et les descriptions suivantes [AURI 09] :

$b_f$  : l'épaisseur de pied de la bavure mesurée dans la section transversale.

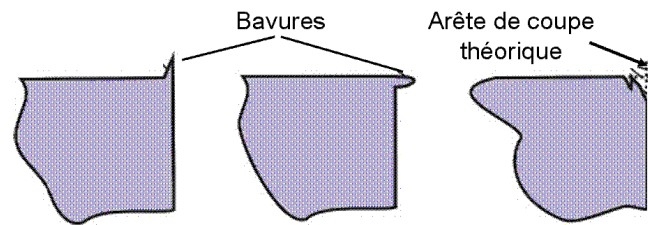


FIGURE 2.2.19: Définition d'une bavure selon Gillespie [GILL 96]

$h_0$  : la hauteur de la bavure définie par la distance entre l'arête idéale de la pièce et le plus haut point dans sa section transversale.

$r_f$  : le rayon de pied de la bavure. Comme indiqué dans la figure 2.2.20, il est déterminé par un cercle positionné au pied de la bavure.

$b_g$  : l'épaisseur de la bavure décrite comme l'épaisseur parallèle à  $b_f$  prise à une distance  $r_f$ , mesurée dans la section transversale.

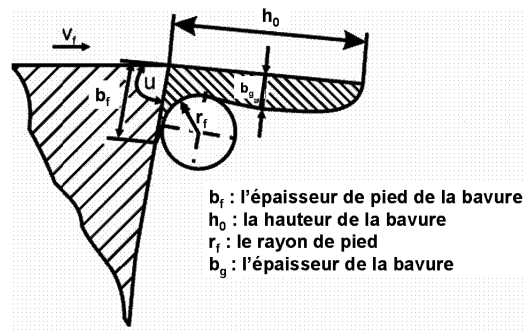


FIGURE 2.2.20: Définition de la géométrie d'une bavure [AURI 09]

Tout comme pour le délaminage, ces défauts sont visibles en entrée et en sortie de trou. Kim [KIM 01] classe les bavures suivant qu'elles soient uniformes, avec ou sans opercule (cap), ou encore en forme de pétale ou de couronne (crown). En tous cinq catégories de bavures sont mises en évidence (figure 2.2.21) :

- les bavures uniformes courtes (type I) ;
- les bavures uniformes longues (type II) ;
- les bavures uniformes avec opercule ;
- les bavures en forme de couronne ;
- les bavures entre la forme de couronne et avec un opercule.

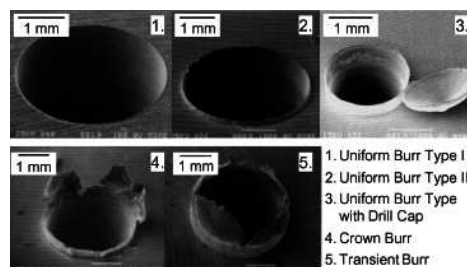


FIGURE 2.2.21: Bavures typiques en perçage selon CODEF [KIM 01]

De nombreux travaux ont été effectués sur la formation des bavures et leur prédiction [CHU 00, HASH 95, HASH 99, PARK 96, SOKO 94]. Ken [KEN 03] propose une méthode originale de prédiction des bavures, pour une opération de perçage, constituée de 5 parties :

modélisation de la force de poussée, modélisation des flux thermiques, modélisation des contraintes, évaluation du critère de défaillance, simulation du déplacement de la matière.

### 2.2.4 Perçage de multi matériaux - état de l'art

Aujourd'hui, grâce aux avancées technologiques dans le domaine des matériaux, l'utilisation des composites à hautes performances est devenue très courante dans des domaines de pointe tels que l'aéronautique, l'aérospatiale, ou encore la compétition automobile. Afin d'obtenir un meilleur ratio poids-résistance, il devient commun d'employer ces matériaux en association avec de l'aluminium ou du titane, voir même de les « coller » afin de former un matériau hybride sous forme de sandwich. Cette technique d'assemblage permet de minimiser les défauts de positionnement lors des opérations de perçage, mais accroît fortement la difficulté de réalisation de ces usinages. Avec des propriétés d'usinage si différentes, percer des multi-matériaux comme du CFRP/titane devient un vrai challenge pour les ingénieurs en fabrication. Compte tenu du caractère récent de cette problématique, peu de travaux ont été effectués sur le perçage de multi-matériaux composés de Composite/Titane et/ou Aluminium. Ce paragraphe va donc faire l'état de l'art sur ce sujet.

En 2001, Ramulu et al. [RAMU 01] présentent les premiers travaux sur le perçage de multi-matériaux. Il s'agissait alors de plaques minces constituées d'un composite multidirectionnel Gr/Bi (7,62 mm) adjoint à un alliage de titane Ti 6Al-4V (3,1 mm). Les premiers essais ont révélés que la configuration de perçage la plus efficace est celle où la plaque de composite se trouve au-dessus de la plaque de titane (voir figure 2.2.22). Leur étude a cherché à mettre en évidence l'influence du matériau d'outil et des conditions de coupe sur les efforts de coupe, l'usure d'outil et la qualité des trous. Sur les trois types de matériaux d'outil testés, deux types d'aciers rapides (HSS et HSS cobalt) et un carbure, seul le carbure donne des résultats satisfaisants. Les efforts de coupe et les bavures générés ont été moins importants, les trous de meilleure qualité et une vitesse d'usure d'outil moins rapide (30 fois inférieure à celle des aciers rapides). Ramulu et al. [RAMU 01] recommandent les conditions suivantes pour l'usinage des multi-matériaux Gr/Bi et titane avec lubrification : 0,08 mm/rev et 660 tr/min pour un foret de  $\varnothing$  6 mm.

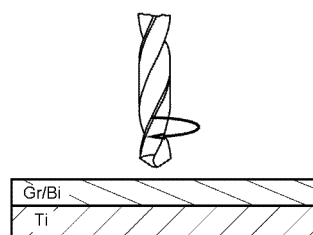


FIGURE 2.2.22: Configuration optimale

Brinksmeier et al. [BRIN 02] se sont penchés sur les problématiques, non plus de plaques minces de bi-matériaux, mais celles de plaques épaisses aluminium/composite/titane (Al-CuMg2 / CFRP / TiAl6V4; 10 mm par matériau). Leurs travaux ont mis en évidence l'influence du revêtement et de la géométrie de l'outil (foret à étage) sur les efforts de coupe, l'usure d'outil, la qualité des trous et la formation du copeau. Cette étude pointe du doigt les principaux problèmes que l'on rencontre lors de l'usinage de ce type de matériau : délaminage et arrachement du CFRP, création de bavure dans les plaques métalliques, usure intense de l'outil, différence de diamètres suivant les matériaux. Brinksmeier et al. [BRIN 02] expliquent les endommagements du composite par le passage des copeaux de titane à haute température sur la surface de celui-ci (figure 2.2.23). Les dispersions de diamètres suivant

le matériau, quant à elles, s'expliqueraient par la différence entre les modules d'élasticités de chaque matériau. Les conclusions de cette étude sont les suivantes [BRIN 02] :

- L'utilisation de forets étagés permet l'amélioration de la précision sur les diamètres, de la qualité de surface et de l'usure de l'outil.
- L'utilisation d'un revêtement augmente la durée de vie de l'outil.
- Le pré-perçage, les cycles d'évacuation des copeaux et l'utilisation de microlubrification sont obligatoires pour ce genre d'usinage.

Au cours de cette étude les mêmes séries de test ont été effectuées sur des assemblages de composite (20 mm) et d'aluminium (10 mm), et les conclusions précédentes restent valables pour ce type de multi-matériaux.

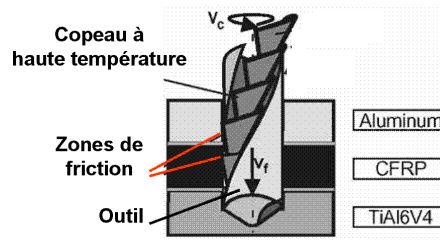


FIGURE 2.2.23: Problématique lié à l'évacuation des copeaux [BRIN 02]

Shyha et al. [SHYH 11] confirment et complètent les observations de Brinksmeier et al. [BRIN 02] avec la mise en évidence de l'augmentation de la rugosité de la paroi du trou avec l'augmentation de l'usure.

Aux principaux problèmes rencontrés lors du perçage d'empilage CFRP/Ti, nous pouvons aussi ajouter la température atteinte dans le titane lors de la coupe. Au cours de sa thèse, C. Bonnet [BONN 11] a mis en évidence l'importance de la maîtrise de cette température lors du perçage d'empilage T800M21/TA6V. Lorsque celle-ci est trop importante, la matrice du matériau composite peut être endommagée, carbonisée.

Les mécanismes d'usure des outils de coupe ont été étudiés par Park et al. [PARK 11] pour un empilage CFRP/Ti. Trois formes d'usure se superposent au cours de l'usinage de ce type de multi-matériaux :

- l'abrasion de l'arête de coupe par les fibres de carbone ;
- l'adhésion du titane sur la face en dépouille de l'outil ;
- l'arrachement des grains de carbure lors du phénomène de renouvellement du dépôt de titane.

Park et al. [PARK 11] observent l'évolution de l'usure au cours du temps à l'aide de la mesure 3D du profil des arêtes de coupe. Les dépôts de titane sur l'arête de coupe, trop importants pour pouvoir accéder à la quantité de matière perdue par l'outil au cours de l'usinage, sont enlevés périodiquement par attaque chimique. Le retrait de cette couche protectrice peut avoir un impact sur la vitesse d'usure, son retrait permettant l'abrasion de la surface mise à nu par les fibres de carbone. Cette étude met en évidence l'impact des conditions de coupe sur la vitesse d'usure, une vitesse d'usure plus importante étant observée pour la vitesse de rotation la plus importante. Zitoun et al. [ZITO 10] ont étudiés le perçage de multi-matériaux CFRP/Al2024, mais dans le cas de plaques minces (respectivement 4,2 et 3 mm). Ils ont étudié l'influence des paramètres de coupe, du diamètre et de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe, la qualité des trous et la formation du copeau. Ils mettent en évidence l'adhésion comme principal mécanisme d'usure pour des vitesses de coupe comprises entre 20 à 50 m/min et des avances comprises entre 0,05 et 0,15 mm/tr [ZITO 12]. Les résultats obtenus lors de cette étude sont analysés indépendamment pour chaque matériau. Zitoun

et al. [ZITO 10, ZITO 12] arrivent aux mêmes conclusions que lorsque les deux matériaux sont étudiés séparément :

- Meilleur état de surface dans l'aluminium lors de l'obtention de petits copeaux brisés.
- Meilleur état de surface dans le CFRP pour les faibles vitesses d'avance.
- Peu d'effet de la vitesse de broche sur la rugosité de la pièce quel que soit le matériau.
- Influence prédominante de l'avance sur l'effort de poussée.
- L'usure de l'outil fait augmenter l'effort de poussée.





# Conclusions

Les remarquables propriétés des matériaux composites, des alliages d'aluminium et des alliages de titane permettent leur utilisation sous des sollicitations extrêmes dans des domaines comme l'aéronautique ou l'aérospatial. Afin d'obtenir encore de meilleur ratio poids/résistance, il devient commun d'associer ces matériaux, voir même de les « coller » afin de former un matériau hybride sous forme de sandwich : les « multi-matériaux ». Devant une composition et des caractéristiques si différentes, il est compréhensible que l'usinage simultané de ces matériaux soit un vrai challenge technologique.

L'usinage est un processus complexe faisant intervenir de nombreux paramètres. La configuration de coupe orthogonale, par l'hypothèse d'un état de déformation plane, permet de simplifier ce processus afin de pouvoir l'étudier. Les études réalisées dans cette configuration de coupe ont permis d'observer des mécanismes de formation du copeau totalement différents entre les matériaux métalliques et les matériaux composites. De plus ces études mettent en évidence les différents mécanismes et formes d'usures présents lors de l'usinage de chacun de ces matériaux.

L'hypothèse d'un état de déformation plane n'est plus valable dans le cas du perçage du fait de la géométrie de l'outil et de sa cinématique au cours de l'usinage (combinaison d'une translation et d'une rotation de l'outil sur le même axe). De plus, les phénomènes présents lors de cette opération ne sont pas observables directement, l'accès visuel à la zone de coupe étant impossible. Ce processus, complexe, a donc été largement étudié pour chacun des matériaux étudiés. Les études réalisées sur ce procédé ont permis de mettre en évidence les endommagements subis par chaque matériau. Dans le cas des matériaux composite, l'effort de poussée est à l'origine de la plupart des endommagements observés. Ainsi, un grand nombre de modèles empiriques ont été proposés afin de prédire les efforts de coupe. Ces modèles lient les différents paramètres du procédé, tels que l'usure ou les conditions de coupe, aux efforts. A l'aide des nouvelles technologies de visualisation, permettant d'accéder à la micro-géométrie de l'outil, une meilleure compréhension et prise en compte de l'impact de l'usure dans ces modèles doit être possible.

Au commencement de cette étude, compte tenu du caractère récent de la problématique, peu de travaux étaient disponibles sur le perçage des multi-matériaux. Ces études pointaient du doigt les principaux problèmes pouvant être rencontrés lors de l'usinage de ce type de matériau : le délaminage et l'arrachement du CFRP, formation de bavure dans les couches métalliques, usure intense de l'outil, différence de diamètres suivant les matériaux. Ces travaux permettaient d'observer ces phénomènes sans pour autant expliquer leur formation. Ainsi, les mécanismes d'usure présents lors de ce type d'usinage, les causes des différences de diamètre ou de l'endommagement du composite, n'étaient pas identifiés. Ce manque de connaissance, majoritairement du à la nouveauté de cette problématique, a motivé les travaux de recherche présentés dans la suite de ce mémoire.



## Deuxième partie

Etude expérimentale du perçage de  
multi-matériaux CFRP/Al et CFRP/Ti



# Chapitre 3

## Procédure expérimentale

La zone d'interface entre l'outil, la pièce et le copeau est le lieu de phénomènes complexes difficilement observables dans le cas d'une opération de perçage. Partant de cette incapacité à pouvoir observer directement la zone d'usinage, il est nécessaire, afin de pouvoir statuer sur le bon déroulement de cette opération, d'effectuer des observations indirectes ou de post traitement. Avant de commencer à présenter les résultats obtenus lors des différentes campagnes d'essais et afin de pouvoir comprendre ces mêmes résultats, une définition des différents indices, sur lesquels nous allons baser notre analyse, sera faite.

Dans un premier temps, une description de l'opération d'usinage sera effectuée. Cette section décrira les conditions opératoires dans lesquels sont effectués nos essais. Une présentation des éprouvettes utilisées sera proposée, suivi par la description des différentes machines-outils utilisées, la description de leur instrumentation, ainsi que la présentation des moyens d'analyse utilisés dans le cadre de cette étude. Les méthodes d'acquisitions ainsi que les procédures de mesure et d'analyse des différentes grandeurs mesurées y seront décrites. La description des outils cloturera ce chapitre.

### 3.1 Description de l'opération d'usinage

L'opération de perçage que nous allons étudier est effectuée sur des machines outils à commande numérique. Ce type de machine nous permet de gérer la vitesse de rotation de l'outil ( $N$ ), ses déplacements dans l'espace, ainsi que la vitesse à laquelle sont effectués ses déplacements. Dans notre cas, l'opération de perçage est réalisée avec un cycle de déburrage (figure 3.1.1). Le perçage se fait en plusieurs plongées successives, avec sortie intégrale de l'outil hors du trou entre chaque plongée. Le foret plonge dans la matière et remonte lorsqu'il a usiné une profondeur de passe programmée ( $a$ ), dans notre cas 3 mm (0,5 fois le diamètre du foret). Le foret répète cette opération jusqu'à ce que la profondeur finale du trou soit atteinte. Le retrait du foret est exécuté en vitesse rapide alors que sa plongée est exécutée en vitesse de travail ( $V_f$ ). Ce cycle de perçage vise à améliorer l'évacuation des copeaux. De plus, pour diminuer l'échauffement de la pièce et de l'outil, un système de micro-lubrification extérieure sera utilisé. Durant le perçage, trois buses pulvérisent 100 mL d'huile par heure. L'huile utilisée est la Kutilub C201 commercialisée par Unil-Opal.

### 3.2 Dimension et composition des éprouvettes

Pour cette étude, DASSAULT Aviation a mis à notre disposition deux types de multi-matériaux se présentant sous la forme de deux plaques, de dimension 480x240mm, assemblées à l'aide d'une colle époxyde chargée de poudres d'aluminium "Filleralu" (voir figure 3.2.1).

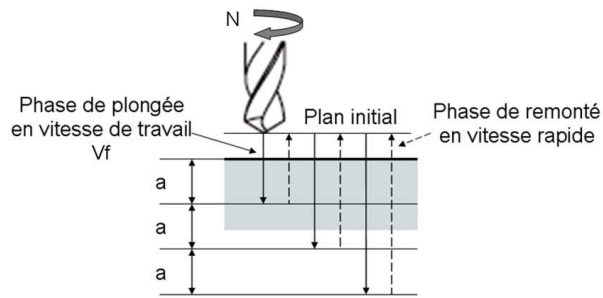


FIGURE 3.1.1: Opération de perçage avec déburrage

Ces deux éprouvettes sont constituées de 7 mm d'un matériau composite pré-imprégné composé de fibres T800 dans une résine DA550. Chaque pli a une épaisseur théorique de 0,19mm, l'orientation des plis est présenté en annexe A. La partie métallique est composée de 14mm d'alliage d'aluminium 7010 pour l'éprouvette A et de 5 mm d'alliage de titane TA6V, à l'état recuit, pour l'éprouvette B (voir table3.1). Certaines plaques sont découpées en coupon plus petits (160x120 mm et 85x25 mm) afin de permettre leur montage sur les différents systèmes de mesure. Ces découpes sont réalisées par usinage à l'outil coupant ou par jet d'eau abrasif.

Empilages		CFRP/Al	CFRP/Ti
Couche 1	Composition	Carbone T800_DA550	Carbone T800_DA550
	Épaisseur	7 mm	7 mm
Couche 2	Composition	Aluminium 7010	Titane TA6V
	Épaisseur	14 mm	5 mm

Tableau 3.1: Composition des éprouvettes

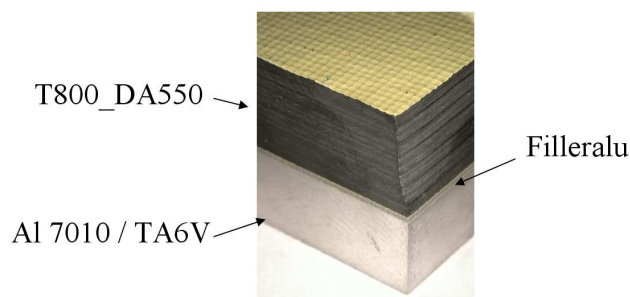


FIGURE 3.2.1: Séquence d'empilement

### 3.3 Machines-outils utilisées

Pour réaliser les essais, deux machines outils ont été utilisées : un banc de perçage et un centre d'usinage 5 axes. Cette section présente leurs différentes caractéristiques.

### 3.3.1 Centre d'usinage 5 axes

Les essais de durée de vie des outils ont été réalisés sur une machine outil à grande vitesse et à commande numérique FATRONIK Hera (figure 3.3.1) instrumentée pour les besoins de l'étude. Cette machine outil 5 axes est équipée d'une broche horizontale GMN à grande vitesse HCS 200 avec un attachement HSK50-E. Cette broche est pilotée par une commande numérique CNC SIEMENS SINUMERIK 840D. La table de cette machine est verticale et de grande dimension (2000\*1500 mm). Elle dispose d'un système de micro-lubrification (huile et/ou air) par le centre et/ou par l'extérieur, ainsi que d'un système d'aspiration de la poussière de composite Aire Teknika 21 S.L. La poussière aspirée est séparée de l'air dans une chambre de filtrage avec des filtres à manche Jet - Line et déchargée dans un bac de récupération (débit transporté de 785 m<sup>3</sup>/h).

Ses principales caractéristiques sont :

- vitesse de rotation de la broche : 1000 à 40000 tr/min ;
- 5 axes de déplacement (axes : X, Y, Z, A, B) ;
- vitesse d'avance maximale pour les axes X et Y : 60 m/min ;
- vitesse d'avance maximale pour les axes Z : 120 m/min ;
- course maximale de la machine en axe X : 2000 mm (avec une course supplémentaire de 380 mm) ;
- course maximale de la machine en axe Y : 1500 mm ;
- course maximale de la machine en axe Z : 650 mm ;
- course en axe A et B : -30° à +30° ;
- puissance maximale : 40 kW .



FIGURE 3.3.1: Machine outil 5 axes FATRONIK HERA

### 3.3.2 Banc de perçage grande vitesse

Pour les besoins de l'étude, un banc de perçage à grande vitesse instrumenté a été utilisé (figure 3.3.2). Il est équipé d'une broche à grande vitesse FISHER-MFW1230/42 entraînée en rotation par un moteur asynchrone à quatre pôles. Le déplacement axial de la broche est assuré par un moteur à courant continu, qui déplace la table sur laquelle est fixée la broche. Un système de commande numérique HEIDENHAIN TNC 124 permet le pilotage de la rotation de la broche et du déplacement axial.



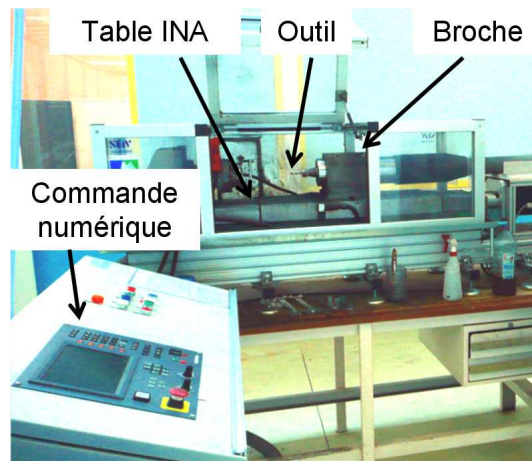


FIGURE 3.3.2: Banc de perçage grande vitesse

Les principales caractéristiques de ce banc de perçage à grande vitesse sont :

- vitesse de rotation de la broche : 1000 à 42000 tr/min ;
- vitesse d'avance maximale de la table INA : 30 m/min ;
- un seul axe de déplacement (axe X) ;
- puissance maximale : 14 kW ;
- diamètre maximal de l'outil : 25 mm.

## 3.4 Instrumentations des machines outils

Une simple observation des résultats finaux, après réalisation de l'usinage, ne permet pas de comprendre les phénomènes présents lors de celui-ci. Pour cela des mesures in-situ sont nécessaires. Les machines outils utilisées ont donc fait l'objet d'une instrumentation. Cette section présentera les différents équipements ayant été mis en oeuvre sur ces machines lors de cette étude. Il présentera aussi la nature des résultats bruts obtenus ainsi que leurs méthodes d'exploitation et d'analyse.

### 3.4.1 Instrumentation du centre d'usinage 5 axes

La FATRONIK (voir caractéristiques en paragraphe 3.3.1) est une machine outil 5 axes avec broche horizontale possédant une table de fixation verticale de grande dimension. Cette machine a été conçue pour permettre l'usinage des composites en toute sécurité. Elle dispose donc d'une tête de broche amovible et d'un aspirateur muni d'un système de filtre absolu (3ème niveau) permettant l'aspiration des poussières créées par l'usinage des composites. Cette machine permet d'accueillir des éprouvettes de grande dimension et, par conséquent, permet de percer des trous en série à vitesse d'avance et de rotation données bien plus rapidement que sur le banc de perçage, celui-ci n'étant pas programmable sur plusieurs trous.

Ce centre d'usinage 5 axes dispose de trois systèmes de mesure distincts. Deux permettent la mesure des efforts au cours de l'usinage, composés de tables dynamométriques KISTLER (9257 B et 9272), et un permet la mesure de la température dans la pièce à l'aide de thermocouples. Leur description fait l'objet des paragraphes suivants.

### 3.4.1.1 Mesure des efforts

Pour chaque outil le même nombre de trous est réalisé. 250 trous sont réalisés par les outils usinant l'empilage en CFRP/Al alors que les outils usinant l'empilage en CFRP/Ti ne réalisent que 75 trous. Compte tenu du nombre de perçages à réaliser, il n'était pas envisageable de mesurer les efforts pour chaque trou percé. Tous les trous ne font donc pas l'objet de mesure. Les trous n'étant pas mesurés sont effectués sur les éprouvettes de grande dimension (480x240 mm) directement fixée sur la table du centre d'usinage. Comme énoncé précédemment, deux systèmes permettent la mesure des efforts de coupe lors de l'usinage : une table dynamométrique 3 composantes KISTLER 9257 B et une table 4 composantes KISTLER 9272. Le choix d'utiliser deux systèmes de mesure est lié au fait que la platine de mesure 4 composantes, mesurant le couple  $M_z$ , ne permet pas la réalisation de mesure en série. Il est nécessaire d'intervenir manuellement à chaque trou afin de repositionner l'éprouvette (80x25 mm). Pour un gain de temps, il a été décidé de ne réaliser que 6 essais par outil sur cette platine de mesure. Les autres essais faisant l'objet de mesures d'effort sont effectués sur une éprouvette de dimension 160x120 mm, fixée sur le dynamomètre à 3 composantes KISTLER 9257 B, lui-même fixé sur la table de la machine, comme illustré dans la figure 3.4.1. Les mesures de couple et d'efforts seront réalisées sur les trous :

- 1 ; 5 ; 25 ; 75 ; 150 ; 250 pour l'empilage T800/7010.
- 1 ; 5 ; 10 ; 25 ; 50 ; 75 pour l'empilage T800/TA6V.

Alors que les mesures d'efforts seuls seront réalisées sur les trous :

- 2 ; 3 ; 4 ; 6 ; 15 ; 26 ; 35 ; 45 ; 55 ; 65 ; 76 ; 100 ; 125 ; 151 ; 175 ; 200 ; 225 ; 251 pour l'empilage T800/7010.
- 2 ; 3 ; 4 ; 6 ; 11 ; 15 ; 20 ; 26 ; 30 ; 35 ; 40 ; 45 ; 51 ; 55 ; 60 ; 65 ; 70 ; 76 pour l'empilage T800/TA6V.

Le système de mesure composé de la table KISTLER 9272 fera l'objet d'une description détaillée dans le paragraphe 3.4.2 et par conséquent ne sera pas abordé dans celui-ci. Le deuxième système de mesure des efforts de coupe est composé d'un dynamomètre KISTLER 9257B à 3 capteurs piézo-électriques et d'un amplificateur de charge KISTLER 5019A à trois canaux. Les principales caractéristiques du dynamomètre KISTLER 9257B sont indiquées dans le tableau 3.2.

Composante	Gamme de mesure (kN)	Seuil de réponse (N)	Sensibilité (pC/N)	Rigidité (kN/ $\mu\text{m}$ )
Fx	$\pm 5$ kN	$>0,01$	$\approx -7,5$	$\approx 1$
Fy	$\pm 5$ kN		$\approx -7,5$	$\approx 1$
Fz	-5 à 10 kN		$\approx -3,7$	$\approx 2$

Tableau 3.2: Caractéristiques du dynamomètre Kistler 9257B

Les cristaux de quartz du dynamomètre engendrent une charge électrique proportionnelle à la sollicitation mécanique. L'amplificateur de charge amplifie le signal du capteur et convertit la charge électrique en une tension proportionnelle. Le seuil de réponse représente la plus petite variation de la grandeur de mesure qu'il soit encore possible d'enregistrer dans la gamme la plus sensible, le signal correspondant étant deux à trois fois supérieur au bruit de fond d'un amplificateur de charge normal. Le dynamomètre trois composantes peut ainsi mesurer les composantes  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$ . Ces composantes représentent la résultante de l'effort de coupe exercé sur la pièce dans le repère fixe du capteur. La composante  $F_z$  du dynamomètre correspond à l'effort axial du foret ou effort de pénétration  $F_a$ . L'effort  $F_r$  représente l'effort radial dont les composantes sont mesurées suivant la direction verticale et

horizontale dans le repère du capteur et sont nommées  $F_x$  et  $F_y$  respectivement (Voir figure 3.4.1).

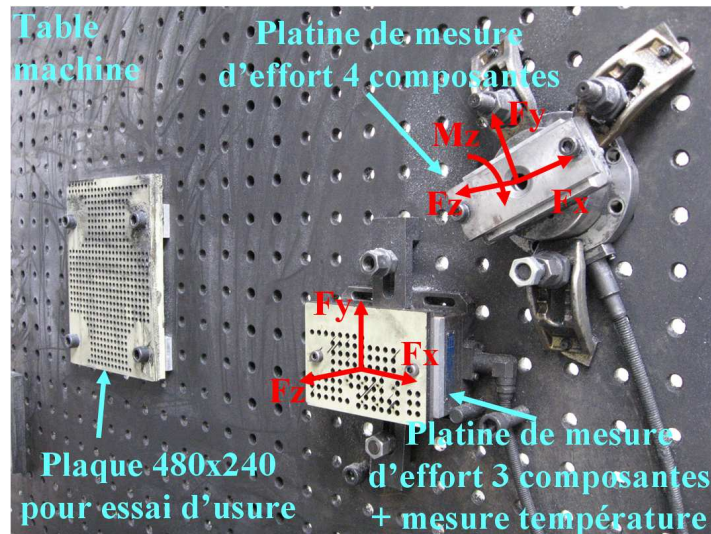


FIGURE 3.4.1: Fixation des éprouvettes sur la table de la machine CN

L'acquisition et le traitement des signaux correspondant à ces trois composantes sont effectués sous Labview. Bien que les composantes  $F_x$  et  $F_y$  soient mesurées, elles ne feront pas l'objet d'analyse. Nous nous intéresserons principalement à l'effort axial  $F_a$ . C'est cet effort qui sera utilisé dans cette étude pour analyser les phénomènes mis en jeu pendant la coupe.

Un relevé des efforts correspondants à notre opération de perçage est donné en figure 3.4.2. Les efforts sont mesurés sur la totalité de l'usinage. Il est possible de discerner deux zones distinctes, correspondant au perçage dans la partie composite et dans la partie métallique de l'éprouvette, à gauche et à droite de la figure 3.4.2.a respectivement. Du fait du cycle de déburrage, il est impossible de mesurer la valeur moyenne sur la totalité du signal. Les valeurs moyennes de l'effort axial ( $F_z$ ) sont donc mesurées à partir des portions du signal où l'outil est en phase de coupe (voir figure 3.4.2.b).

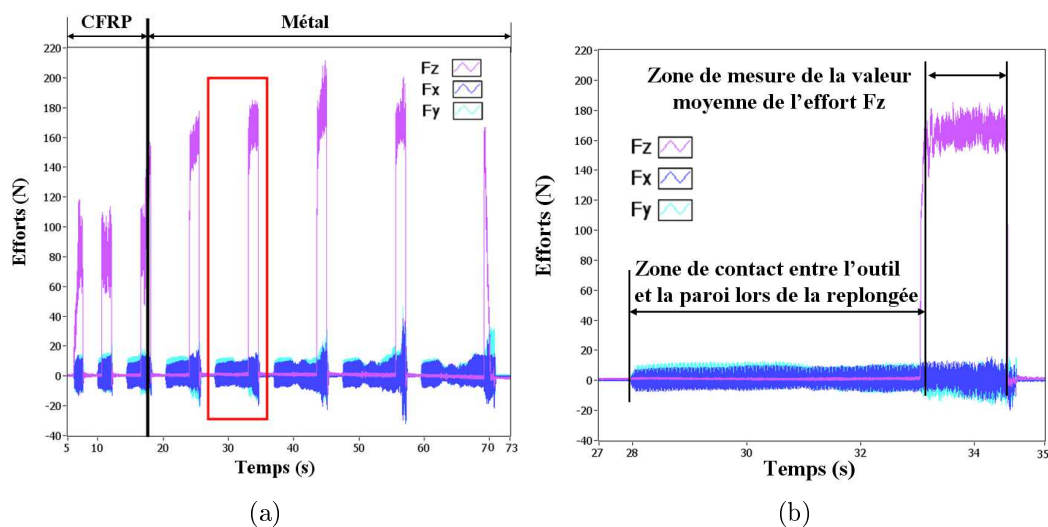


FIGURE 3.4.2: a) Efforts de coupe enregistrés lors du perçage ; b) Zoom de la zone de mesure dans l'Al.

### 3.4.1.2 Mesure de température

Les mesures de température réalisées dans la pièce sont effectuées à l'aide de thermocouples de type K de diamètre 0,5mm, revêtus par du téflon. La distance entre la zone de coupe et la zone de mesure est d'environ 4mm. Cette distance n'étant pas fixe, du fait de la précision de repositionnement des éprouvettes lors du montage, une mesure précise de cette valeur est réalisée à l'aide du microscope numérique KEYENCE (voir figure 3.4.3.a). Deux capteurs sont positionnés en vis-à-vis afin d'obtenir la température dans les deux matériaux simultanément. Cette stratégie d'implantation ne permet l'instrumentation que de 2 perçages. L'acquisition des données est effectuée sous LabView (National instrument). Ces mesures sont réalisées parallèlement aux mesures d'efforts seuls, sur la table dynamométrique 3 composantes et par le même exécutable. Six mesures de température sont effectuées par outil, sur les trous :

- 2 ; 6 ; 26 ; 76 ; 151 ; 251 pour l'empilage T800/7010.
- 2 ; 6 ; 11 ; 26 ; 51 ; 76 pour l'empilage T800/TA6V.

Afin de pouvoir positionner les thermocouples, il est nécessaire d'usiner les logements de ces capteurs dans les éprouvettes de dimension 160x120 mm. Le positionnement du capteur devant être optimal, les logements doivent être les plus petits possible tout en permettant le passage du capteur. Il a donc été décidé d'utiliser des logements de  $\varnothing 1$  mm. Les forets de  $\varnothing 1$  mm ne permettant pas de faire des usinages de plus 1,5 mm de profondeur, un pré perçage de  $\varnothing 3$  mm est nécessaire afin d'atteindre les profondeurs désirées (voir figure 3.4.3.b). Les profondeurs à atteindre en fonction du type d'empilage sont répertoriées table 3.3.

Lors de la mise en place des thermocouples, le logement du capteur est au préalable rempli avec de la pâte de conduction jusqu'à 0,5-1 mm du bord. Le thermocouple est ensuite inséré dans son logement, au fond du perçage de  $\varnothing 1$ , et pour finir un point de colle vient sceller le trou et le capteur.

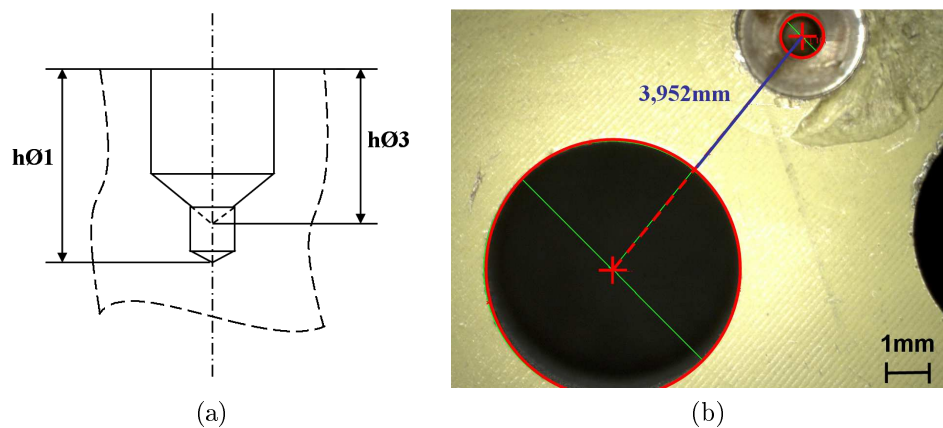


FIGURE 3.4.3: Description des a) logements pour thermocouples et de b) leur positionnement par rapport à la paroi du trou

Eprouvette	Matériau	hØ3	hØ1
A	T800_DA550	2.5	3.5
	7010	6	7
B	T800_DA550	2.5	3.5
	TA6V	1.5	2.5

Tableau 3.3: Profondeur des logements pour thermocouples

### 3.4.2 Instrumentation du banc de perçage

Seuls les efforts sont mesurés sur le banc de perçage. Pour cela, il a été équipé d'une table dynamométrique Kistler 9272. La chaîne d'acquisition est complétée par un amplificateur de charge Kistler 5019A à trois canaux.

Le dynamomètre Kistler 9272, à cristaux de quartz, permet la mesure de quatre composantes : le couple  $M_z$  (autour de l'axe  $Z$ ) et les trois composantes orthogonales de la force  $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$ . Comme pour le système de mesure composé de la table dynamométrique 9257 B, la composante  $F_z$  du dynamomètre correspond à l'effort axial du foret ou effort de pénétration  $F_a$ . L'effort  $F_r$  représente l'effort radial dont les composantes sont mesurées suivant la direction verticale et horizontale dans le repère du capteur et sont nommées  $F_x$  et  $F_y$  respectivement (voir figure 3.4.4).

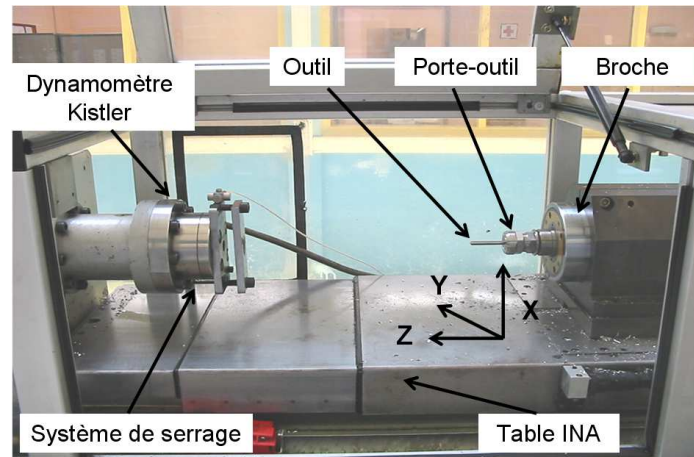


FIGURE 3.4.4: Instrumentation du banc de perçage

L'amplificateur de charges n'ayant que trois sorties, une seule composante radiale est mesurée ( $F_y$ ). A l'aide de ce système d'acquisition, l'effort axial  $F_a$ , le couple  $M_z$  et l'effort radial  $F_y$  sont observés. L'acquisition et le traitement de ces signaux sont effectués sous Labview. Les principales caractéristiques du dynamomètre Kistler 9272 sont indiquées dans la table 3.4.

Composante	Gamme de mesure	Seuil de réponse (N)	Sensibilité	Fréquence propre (kHz)
$F_x$	$\pm 5$ kN	$>0,01$	$\approx -7,9$ pC/N	$\approx 3,1$
$F_y$	$\pm 5$ kN		$\approx -7,9$ pC/N	$\approx 3,1$
$F_z$	-5 à 200 kN		$\approx -3,6$ pC/N	$\approx 6,3$
$M_z$	$\pm 200$ Nm		$\approx -1,6$ pC/Ncm	$\approx 4,2$

Tableau 3.4: Caractéristiques du dynamomètre Kistler 9272

Comme pour les mesures réalisées sur le centre d'usinage 5 axes, la valeur moyenne des efforts de coupe et du couple a été calculée uniquement sur les parties du signal où l'outil est totalement engagé dans la matière. Une courbe typique d'évolution du moment  $M_z$  au cours de l'usinage est présentée dans la figure 3.4.5. Là encore, il peut être observé deux zones correspondant à l'usinage dans la partie composite et à l'usinage dans la partie métallique de l'éprouvette, à gauche et à droite sur cette figure respectivement.

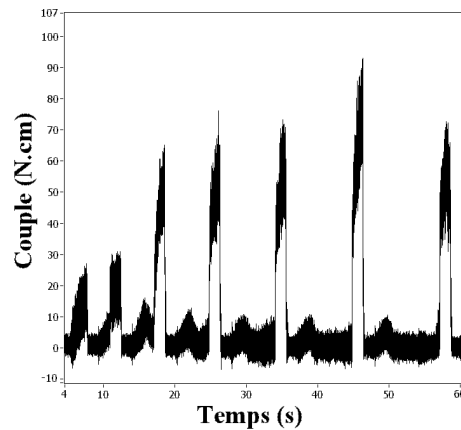


FIGURE 3.4.5: Couple généré au cours d'une opération de perçage avec débouillage

### 3.5 Moyens d'analyse

L'opération de perçage étudiée a pour objectif la production de trous dont les caractéristiques doivent remplir les exigences du cahier des charges défini par notre partenaire industriel, DASSAULT Aviation. Ce cahier des charges détermine la qualité minimale requise afin que ces trous ne nuisent pas au montage ou à l'intégrité de la pièce sur laquelle ils sont usinés. Il définit donc une partie des indicateurs nous permettant de juger de la capacité de notre procédé. Dans le cadre de cette étude, celui-ci est défini par trois indices quantifiables :

- La géométrie du trou. Le diamètre nominal du trou est de 6mm et sa tolérance G9. Pour être considéré comme bon, le diamètre du trou doit être mesuré entre 6.004 et 6.034 mm.
- L'état de surface. Le critère Ra (rugosité arithmétique) est utilisé pour évaluer la rugosité des surfaces générées. Elle ne doit pas dépasser 1,6  $\mu\text{m}$  dans le métal et 3.2  $\mu\text{m}$  dans le composite.
- Les endommagements en entrée de trou dans le composite. L'arrachement de la 1ère couche du composite ne doit pas dépasser 2 mm à 360° autour du trou ou inférieur à 10 mm sur moins de 20 % de la circonférence.

L'usure des outils de coupe est un phénomène impossible à observer in-situ lors du processus de coupe. C'est pour cela que, comme pour les indicateurs précédemment cités, seul son résultat final est observé. Afin de mettre en évidence les mécanismes d'usure subis par les outils de coupe, les forets ont fait l'objet de visualisation MEB et d'une quantification de leur acuité d'arête.

La suite de ce paragraphe détaillera plus précisément les moyens et méthodes d'observations mis en œuvre pour juger de la qualité des trous, ainsi que ceux mis en œuvre pour étudier les mécanismes d'usures des outils de coupe. Seul l'endommagement du premier pli ne sera pas détaillé, sa mesure et son observation ne nécessitant pas de matériel spécifique.

#### 3.5.1 Mesure des diamètres des trous percés

Tous les trous doivent s'encadrer dans la tolérance G9, c'est-à-dire que pour un diamètre de 6mm, les valeurs mesurées doivent se situer entre 6,004 mm et 6,034 mm. La mesure du diamètre des trous percés est réalisée avec un micromètre d'intérieur 3 touches. Les caractéristiques de ce dernier sont indiquées ci-dessous :

- Marque « T&O »

- Capacité : 6-8 mm
- Résolution : 0,001 mm
- Type de lecture : digitale
- Surface de mesure en carbure
- Précision :  $\pm 2 \mu\text{m}$

La mesure de chaque trou avec le micromètre d'intérieur n'étant pas réalisable, seuls les trous ayant fait l'objet d'une mesure d'effort font l'objet d'une mesure de diamètre. Pour chaque empilage, des mesures en trois altitudes sont effectuées : deux altitudes dans le composite (H1 et H2) et une dans le métal (H3), comme expliqué dans la figure 3.5.1. Les hauteurs des points de mesures sont référencées table 3.5. A chaque altitude, trois valeurs de diamètre sont relevées en effectuant une rotation du micromètre de  $+40^\circ$  et  $-40^\circ$  par rapport à la première mesure.

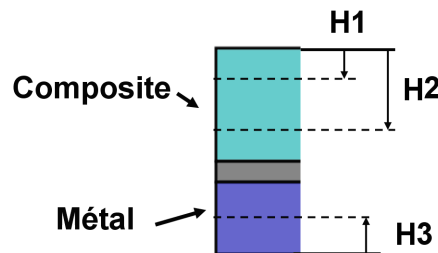


FIGURE 3.5.1: Mesure du diamètre des trous dans le composite et le métal

Eprouvette	Altitudes		
	h1	h2	h3
A	2	5	7
B	2	5	2
C	2	5	2

Tableau 3.5: Altitudes de mesure du diamètre des trous suivant l'empilage considéré

### 3.5.2 Visualisation de l'usure des outils de coupe

La visualisation de l'usure des forets s'effectue à l'aide du microscope électronique à balayage (MEB) JEOL-JSM6360A. Ce microscope fonctionne en mode électrons secondaires (SEI : secondary electron image) ou mode électrons rétrodiffusés (BEI : backscattering electron image). Les paramètres opératoires utilisés pour observer nos outils sont présentés ci-dessous :

- distance de travail (WD) : 10-15 mm
- tension d'accélération : 10-15 kV
- spot size : 40-70

Afin de pouvoir observer l'évolution de l'usure d'une arête de coupe, il faut au préalable être capable de différencier les deux arêtes du foret et de différencier chaque partie de celles-ci. Le référencement des deux arêtes du foret s'effectue par rapport au marquage présent sur le foret. L'arête de coupe n°1 est celle de gauche lorsque le marquage du foret est face à nous et dont la face de coupe est visible. Par conséquent, l'arête n°2 est celle de droite et dont la face en dépouille est visible (voir figure 3.5.2). Dans le cas où plusieurs marquages sont présents sur le foret, celui le plus long sera pris comme référence.

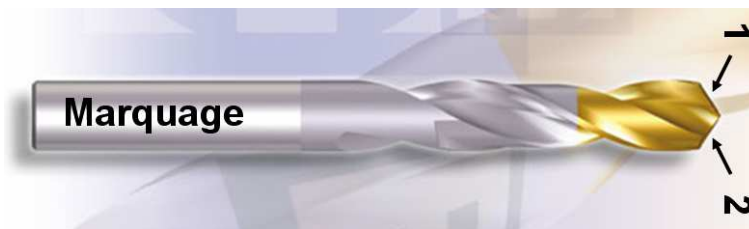


FIGURE 3.5.2: Identification des arêtes de coupe

Pour chaque arête de coupe 9 zones d'observation sont distinguées (voir figure 3.5.3) et classées en trois groupes :

- Les points : le bec ; la pointe et la jonction entre l'arête principale et centrale.
- Les lignes : l'arête de coupe principale ; l'arête de coupe centrale et l'arête du listel.
- Les surfaces : la face de coupe ; la face en dépouille et la face du listel.

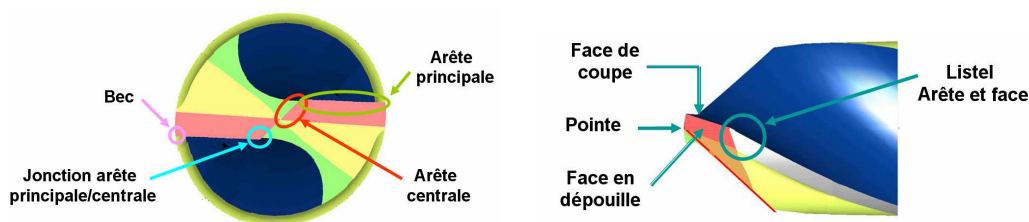


FIGURE 3.5.3: Zones à observer sur un foret

Chacune de ces zones est inspectée visuellement en électrons secondaires (SEI), afin de voir si celle-ci comporte des anomalies (bris, fissure, état de surface, adhésion). Le grossissement lors de ces inspections varie suivant la nature de la zone ou du détail observés. La tenue, l'homogénéité et la présence du revêtement sont mises en évidence sur les images prises en électrons rétro diffusés (BEI). Ce mode de visualisation permet d'obtenir des images où le contraste croît avec le numéro atomique des atomes constitutifs de l'échantillon. Un élément lourd (dans notre cas du tungstène) donnera un signal intense et apparaîtra en clair sur l'image alors qu'un élément léger (carbone, cobalt) donnant un signal faible apparaîtra en sombre sur l'image. Ce mode de visualisation permet également de faire ressortir la présence d'adhésion et de fissure. Afin de pouvoir visualiser toutes ces zones, l'outil est inspecté à partir de sa face de coupe et à partir de sa face en dépouille, et cela pour les deux arêtes.

Chaque foret est visualisé au minimum deux fois. Tous les forets sont obligatoirement inspectés à l'état neuf et en fin de vie. La première observation permet de mettre à l'écart les forets ayant des défauts trop importants et n'étant pas, par la même occasion, représentatifs. Les outils étant revêtus subissent davantage de visualisation afin de suivre la dégradation du revêtement.

### 3.5.3 Mesure d'acuité d'arête

L'acuité des arêtes de coupe est mesurée grâce à un microscope numérique KEYENCE VHX-1000E. Celui-ci permet d'obtenir la topographie 3D d'une image à l'aide d'un logiciel d'analyse estimant la hauteur des points de l'image considérée à partir des changements de texture de celle-ci (Depth from Defocus). A partir de ces géométries 3D il est possible d'extraire un profil 2D de l'arête de coupe. Ces mesures sont effectuées perpendiculairement aux deux arêtes principales et en trois points : à 200  $\mu\text{m}$  du bec de l'outil, au centre et à 200  $\mu\text{m}$  de la jonction entre l'arête principale et l'arête centrale (figure 3.5.4).



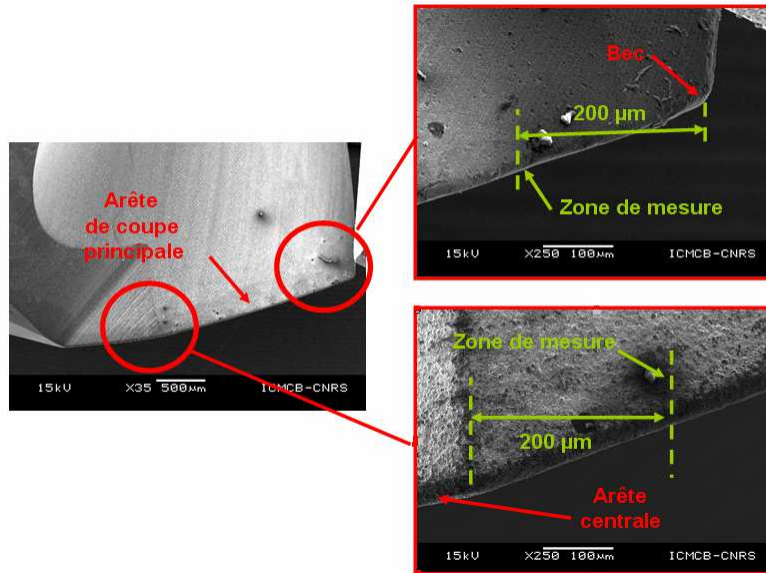


FIGURE 3.5.4: Positionnement des points de mesure

Les profils 2D extraits sont exploités afin de quantifier l'usure de l'outil dans la zone observée. L'exploitation s'effectue à l'aide de feuille Excel dans lesquelles les informations suivantes sont collectées (voir figure 3.5.5) :

- Le rayon d'acuité d'arête. Il se calcule à l'aide des points du profil représentant cet arrondi (un arc de cercle). Nous prenons quatre points sur cet arc, à partir de ces points il nous est possible d'obtenir deux cordes et donc de pouvoir localiser son centre par la méthode des médiatrices. Connaissant les coordonnées d'un point sur l'arc et celle du centre de celui-ci, nous pouvons obtenir son rayon.
- Usure sur la face de coupe  $S_\gamma$  figure 3.5.5. L'usure de la face de coupe est définie comme la distance entre l'arête de coupe théorique et la fin de la zone d'usure sur la face de coupe. A l'aide des points constituant les faces de coupe et de dépouille non usées, formant deux droites dont nous connaissons les équations, il est simple de calculer les coordonnées du point représentant la position théorique de l'arête, défini comme l'intersection théorique entre la face de coupe et de dépouille (point O). La fin de la zone d'usure est mise en évidence à l'aide de la droite issue des points de la face de coupe non usée. Nous considérons que la fin de cette zone correspond au premier point du profil divergeant de cette droite de plus de  $2 \mu\text{m}$  (point A). L'usure de la face de coupe est calculée à partir de ces deux points.
- Usure sur la face en dépouille  $S_\alpha$ , aussi appelée  $V_B$ . L'usure de la face en dépouille est définie comme la distance entre l'arête de coupe théorique (point O) et la fin de la zone d'usure sur la face en dépouille (point B). Pour sa mesure la même méthode que pour la mesure de l'usure sur la face en dépouille a été employée.
- Indice de géométrie de l'usure  $K$  défini par Denkena et al. [DENK 08]. Cet indice nous renseigne sur la forme de l'arête de coupe. C'est le rapport de l'usure de la face de coupe  $S_\alpha$ , sur l'usure de la face en dépouille  $S_\gamma$ .
- Quantité de matière perdue par usure (aire grisée sur la figure 3.5.5). L'évaluation de la quantité de matière perdue par le foret, dans la zone observée, est effectuée par comparaison entre le profil initial et le profil courant. Les profils sont superposés en faisant correspondre leur intersection théorique entre la face de coupe et de dépouille, ainsi que la droite constituant la face en dépouille. Une mesure de l'aire entre les deux profils est alors effectuée. Le résultat affiché représente la quantité de matière perdue

sur l'outil par usure, en  $\mu\text{m}^2$ .

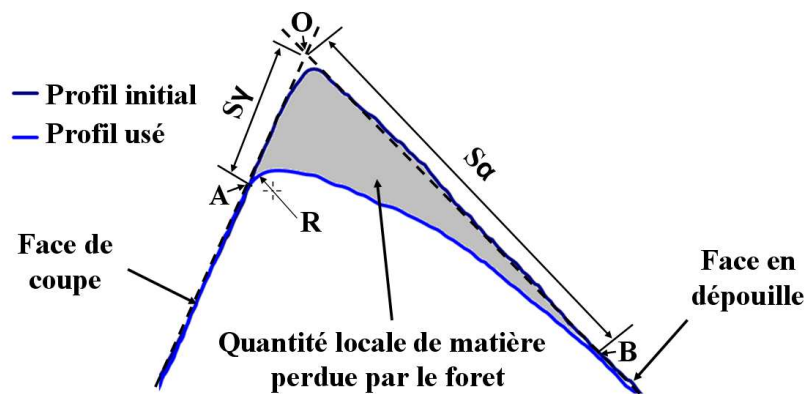


FIGURE 3.5.5: Mesure d'usure sur une arête de coupe

### 3.5.4 Mesure de l'état de surface

L'état de surface est généralement utilisé comme un indicateur de l'endommagement de celle-ci. Les performances mécaniques des pièces dans leur utilisation finale peuvent être influencées par la rugosité résultant de l'usinage. Dans cette étude, les profils de surface ont été effectués par un profilomètre MITUTOYO SURFTEST SV600. Celui-ci est constitué d'un capteur équipé d'une pointe en diamant ayant un rayon d'extrémité de  $2\mu\text{m}$ , se déplaçant linéairement à la surface. Le logiciel SURFPACK permet l'exploitation des profils mesurés. Parmi tous les paramètres de rugosité existant, notre évaluation de l'état de surface sera effectuée à partir de la rugosité arithmétique  $R_a$ . Nous exploiterons la moyenne de trois mesures réalisées dans chaque matière.

La norme ISO 4287 :1996, relative aux règles et procédures pour l'évaluation de l'état de surface, définit la direction de mesurage comme la direction de la section correspondant aux valeurs maximales des paramètres de hauteur de rugosité de surface. Dans le cas du perçage, la direction de mesurage est donc la direction d'avance, de l'axe du trou.

Cette même norme définit aussi les longueurs d'évaluation de la rugosité, le nombre de base que multiplie la longueur de base. Le nombre de base est conventionnellement fixé à 5, alors que la longueur de base dépend de la valeur du paramètre de rugosité mesuré. Pour nos matériaux, l'ordre de grandeur de la rugosité arithmétique engendrée lors du perçage est de  $1,6\ \mu\text{m}$  dans le métal et  $3,2\ \mu\text{m}$  dans le composite, correspondant à une longueur de base de 0,8 et 2,5 mm respectivement. Par calcul, les longueurs d'évaluations de la rugosité devraient être de 4mm dans le métal et 12,5mm dans le composite. L'épaisseur du composite étant de 7mm, il n'est possible d'évaluer la rugosité que sur 2 longueurs de base. Conformément à la norme, la rugosité arithmétique mesurée dans le composite sera donc noté  $R_{a2}$ , alors que la rugosité mesurée dans le métal sera noté  $R_a$ .

## 3.6 Forets utilisés

Comme décrit précédemment dans l'étude bibliographique, les géométries d'outil optimales pour l'usinage du CFRP, des alliages d'aluminium ou de titane, diffèrent. Il est donc logique de ne pas utiliser les mêmes outils dans les deux empilages étudiés. Pour réaliser nos essais, nous avons utilisé différents types d'outils de diamètre 6 mm, soit fournis par

nos partenaire industriels, soit étant disponibles sur le marché et correspondant à notre problématique d'usinage. Parmi les fabricants d'outil consultés, seuls SANDVIK et GUHRING nous ont proposé des solutions dédiées au perçage d'empilage composite/métal. Tout comme pour les fabricants d'outils, plusieurs revêtements et fournisseurs de revêtement ont été testé. Afin de revêtir les forets dont le revêtement n'était pas déjà fourni par le fabricant d'outil (signalé par une \* dans le tableau 3.6), nous avons fait appel à trois entreprises. Les deux revêtements diamants utilisés sur les outils de géométrie 14 sont des revêtements diamant nano-grain proposés par les sociétés CEMECON (diamant CN) et BALZERS (diamant BS). L'entreprise PLATTIT nous a, quant à elle, fourni les revêtements de type composite labellisé AlTiSiN-G+ et TiAlCrN, sur cette même géométrie d'outil. En se basant sur les résultats donnés par ces outils, plusieurs prototypes ont été proposés. A l'heure actuelle, les tests sur la deuxième génération de prototype sont en cours et par conséquent ces outils ne sont pas présentés dans le présent document.

Les conditions de coupe utilisées dans cette étude sont celles préconisées par les fabricants d'outil pour le perçage de multi-matériaux. Seules les conditions de coupe optimales des outils produits par SOFIMAG ont été déterminées dans les multi-matériaux faisant l'objet de cette étude.

La totalité des outils utilisés lors de cette étude ainsi que les conditions de coupe auxquels ils ont été testés sont répertoriés dans le tableau 3.6.

Une description plus détaillée des outils utilisés, dans chaque empilage, sera faite dans la suite de cette section.

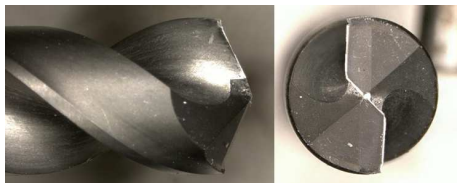
	Fabricant d'outil	Référence	Revêtement	Vc (m/min)	f (mm/tr) CFRP/Métal
CFRP/Al	DIAGER	D	-	170	0.04
	SANDVIK	S854	Diamant N20C	120	0.018
	GUHRING	G	-	90	0.07
	SOFIMAG	11	Diamant BS*	55	0.04
		12	Diamant CN*		
		14	-		
		14-CN	Diamant CN*		
		14-Ti	TiAlCrN*		
		14-Al	AlTiSiN-G+*		
		Proto 49	-		
		Proto 50	-		
Proto 51	-				
Proto 52	-				
CFRP/Ti	SANDVIK	S846	TiAlN	23	0.03
	GUHRING	G	-	25	0.1
	SOFIMAG	A	TiAlCrN	17	0.083/0.027
		B	TiAlCrN		
		C	TiAlCrN		
		Proto 53	-		
		Proto 54	-		
Proto 55	-				
Proto 56	-				

Tableau 3.6: Liste des outils et conditions de coupe

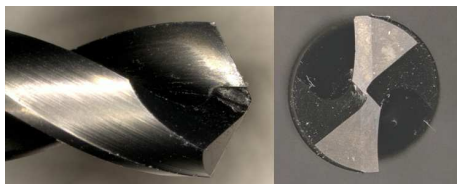
### 3.6.1 Outil pour l'usinage du CFRP/Al



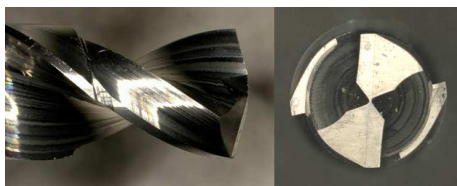
Le foret DIAGER est un foret hélicoïdal muni de plaquettes PCD brasées sur un corps en carbure développé pour l'usinage des empilages CFRP/Al. Il a un angle de pointe de  $130^\circ$ , un angle de dépouille de  $14^\circ$ , un angle d'hélice de  $30^\circ$  et l'utilisation de plaquettes brasées permet d'obtenir un angle de coupe nul.



L'outil SANDVIK 854 est un foret hélicoïdal en carbure monobloc muni d'une géométrie développée pour l'usinage de CFRP afin de minimiser l'écaillage et l'arrachage des fibres. Il dispose d'un revêtement diamant N20C.



Les forets SOFIMAG 14, 14-T et 14-A ont la même géométrie. Ces forets hélicoïdaux à deux listels sont dédiés à l'usinage des multi-matériaux CFRP/Al. Ils ont un angle d'hélice de  $30^\circ$ , un angle de pointe de  $125^\circ$  et un angle de dépouille de  $10^\circ$ . Les outils 14-BS et 14-CN sont identiques au foret 14 mais ont, quant à eux, un seul listel.



L'outil SOFIMAG 100101 est un foret étagé et hélicoïdal en carbure monobloc développé pour l'usinage des alliages d'aluminium seul. La longueur du guide est de 5mm pour un diamètre de 5mm. Il a un angle de pointe de  $155^\circ$  et ne dispose pas de revêtement.

L'outil GUHRING utilisé pour l'empilage CFRP/Al est le même que celui utilisé dans l'empilage CFRP/Ti. Tous les prototypes sont des forets hélicoïdaux en carbure de tungstène non revêtus. Leur géométrie est issue de celle de l'outil 14, auquel certains paramètres ont été modifiés.

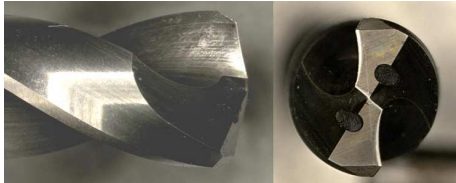
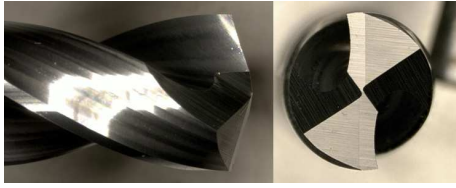
Le prototype 1 est un foret à étage court ( $>1\text{mm}$ ) en carbure monobloc possédant deux angles de pointe, l'un pour le guide ( $115^\circ$ ) et l'autre pour l'étage ( $130^\circ$ ). Il possède aussi un angle de dépouille de  $8^\circ$ .

Les prototypes 2 et 4 ont un angle de pointe de  $60^\circ$  et un angle de dépouille principale de  $12^\circ$ . Les prototypes 3 et 4 ont un angle d'hélice de  $25,8^\circ$ .

### 3.6.2 Outil pour l'usinage du CFRP/Ti



Le foret SANDVIK 846 est un foret hélicoïdal en carbure monobloc utilisé pour l'usinage de multi-matériaux fibre de carbone/titane dans le domaine de l'aéronautique. Il dispose d'un revêtement multicouche TiN/TiAlN et permet la lubrification par le centre.



Les outils SOFIMAG A, B et C sont des forets hélicoïdaux en carbure monobloc développés spécifiquement pour l'usinage des multi-matériaux CFRP/Titane. Ils ont une largeur de listel de 0,55mm, un angle de pointe de 145°, un angle de dépouille de 11,5° et un angle d'hélice de 30°. Ils disposent d'un revêtement AlCrN. La seule différence entre ces trois références réside dans la composition du carbure (voir tableau 3.7 )

Le foret GUHRING est un foret hélicoïdal en carbure monobloc utilisé pour l'usinage des multi-matériaux CFRP/Ti. Il a un angle de pointe de 155° ainsi qu'un cassage de bec. Il ne dispose pas de revêtement.

Tous les prototypes sont des forets hélicoïdaux en carbure de tungstène à 6% de cobalt. Ils ne comportent aucun revêtement. Leur géométrie est issue de l'outil C, auquel certains paramètres ont été modifiés.

L'angle de pointe et la largeur de listel font l'objet de modification sur le prototype 5, passant respectivement à 145° et 0,15m.

Le prototype 6 possède un cassage de bec à 90° avec un angle de dépouille, sur ce cassage, de 12°.

Les prototypes 7 et 8 sont quasiment identiques. Ils possèdent tout les deux un angle de pointe de 135° et un angle d'hélice de 19,8° ainsi qu'un angle de dépouille principale de 13°. Leur différence réside dans la géométrie de leur face en dépouille, le prototype 7 ayant une dépouille curviligne et le prototype 8 une dépouille droite.

Outil	Teneur en Co	Dureté (HV30)	Taille de grain
A	10 %	1610 kg/mm <sup>2</sup>	0,6 μm
B	8 %	1720 kg/mm <sup>2</sup>	0,5 - 0,8 μm
C	6 %	1790 kg/mm <sup>2</sup>	0,8 μm

Tableau 3.7: Caractéristiques du carbure des outils A, B et C.

# Chapitre 4

## Usure des outils de coupe

### 4.1 Mécanismes d'usure

L'analyse des visualisations effectuées à l'aide du microscope électronique à balayage (MEB) a mis en évidence les différents mécanismes d'usure rencontrés par l'outil lors du perçage des multi-matériaux faisant l'objet de cette étude. Ces visualisations ont été complétées par des analyses de spectroscopie d'énergie dispersive de rayon X (EDS) afin de déterminer la nature des dépôts pouvant être observés sur les différents outils. Ce type d'analyse a été effectuée directement sur le MEB, celui-ci disposant d'une sonde EDS. Cet outil permet d'identifier la nature des atomes au voisinage de la surface (sur environ  $1\mu\text{m}^3$ ) et d'estimer les proportions d'éléments chimiques en présence grâce aux rayons X émis par cette surface après avoir été ionisée sous l'effet du faisceau incident d'électrons. Cette section détaillera, pour chaque type d'empilage, les mécanismes d'usure rencontrés ainsi que leur localisation. L'usure par diffusion n'a pas fait l'objet de recherche dans ces travaux, aucune usure en cratère n'ayant été observée.

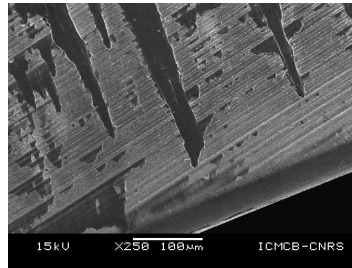
#### 4.1.1 Empilage CFRP/Al

Zitoune et al.[ZITO 12] présentent l'adhésion comme le principal mécanisme d'usure lors du perçage d'empilage CFRP/2024, pour des outils de diamètre 6mm. Ces résultats ont été observés pour des vitesses de coupe allant de 20 à 50 m/min et des avances comprises entre 0,05 et 0,15 mm/tr. Bien que l'empilage faisant l'objet de cette étude soit aussi de type CFRP/Al, nous verrons dans la suite de cette section que ces constatations ne sont pas applicables dans le cadre de cette étude. Deux spécificités significatives peuvent être à l'origine de ces différences de comportement :

1. les vitesses de coupe utilisées (55 à 170 m/min), le phénomène d'adhésion pouvant diminuer avec l'augmentation de la vitesse de coupe comme démontré par List et al.[LIST 05],
2. ou/et la composition de l'alliage d'aluminium (série 7000) constituant le multi-matériau.

Dans cette étude, les phénomènes d'abrasion et d'adhésion sont tous les deux présents et participent tous deux à l'usure globale de l'outil. Le phénomène d'abrasion est principalement engendré par l'usinage du composite alors que l'adhésion est exclusivement engendrée par l'usinage de l'aluminium. Peu d'adhésion est observée sur les arêtes vives ou la face en dépouille de l'outil, alors qu'elle est très présente sur la face de coupe. Bien que l'adhésion soit un phénomène considéré comme un mécanisme d'usure, celui-ci n'entraîne pas forcément la dégradation de l'outil. Dans le cas où celle-ci se traduit par une couche mince, elle peut avoir des effets bénéfiques et agir comme un masque protecteur, limitant ainsi le

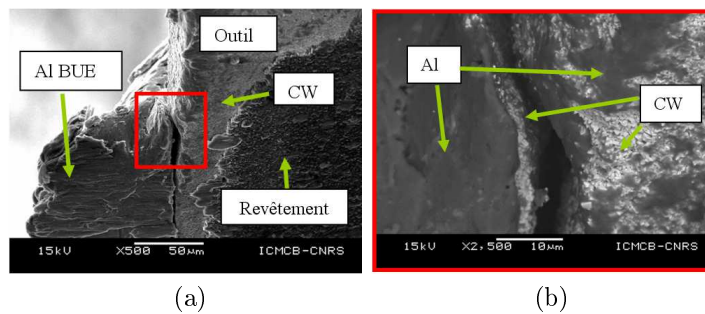
développement de l'usure par abrasion. Ce cas de figure n'est observé que sur les surfaces de l'outil en contact avec le copeau : la face de coupe et l'intérieur de la goujure. Comme nous le montre la figure 4.1.1, cette couche d'adhésion est localisée relativement loin de la zone de coupe. La matière se dépose sur les arrêts mécaniques qu'offre la surface.



(a)

FIGURE 4.1.1: Adhésion sur la face de coupe

Le relief créé par la présence d'adhésion en couche mince est lui-même propice, par la création de nouveaux points d'accroche mécaniques, à l'apparition d'adhésions plus importantes. Cela peut même conduire à la création d'une arête rapportée. Ce phénomène devient alors néfaste. L'arête rapportée croît au cours du processus de coupe, jusqu'à une taille critique où elle est évacuée dans le copeau. Lors de sa séparation de l'outil, elle emporte avec elle un peu de matière appartenant à celui-ci ; il y a alors attrition. N'ayant pas d'accès visuel à la zone de coupe, ce phénomène n'est pas directement visualisable dans le cas d'une opération de perçage. Les visualisations MEB ont cependant permis d'observer la phase finale de ce processus, à savoir la séparation de l'arête rapportée de l'arête de coupe. Comme nous le montre la figure 4.1.2, l'arête rapportée d'aluminium est en train de se désolidariser de l'arête de coupe, emportant avec elle les grains de carbure incrustés dans celle-ci.



(a)

(b)

FIGURE 4.1.2: Phénomène d'attrition à l'échelle a) x500 et b) x2500

La création d'une arête rapportée est liée en premier lieu aux conditions de coupe comme énoncé par List et al. [LIST 05], et tout comme pour l'adhésion en couche mince, à la présence d'arrêts mécaniques. Plus la vitesse de coupe est lente et plus ce phénomène est présent. Sur un foret, la vitesse de coupe varie le long du rayon ; plus la zone considérée se rapproche du centre et plus la vitesse de coupe est faible, voir nulle au centre de l'outil. A l'inverse de l'adhésion, le mécanisme d'usure par abrasion est maximal au niveau du bec de l'outil et diminue progressivement vers le centre (figure 4.1.3a).

En plus de faire disparaître au fur et à mesure les éventuels dépôts d'aluminium, ce mécanisme d'usure diminue considérablement le nombre de sites propice à l'adhésion. Les phénomènes d'abrasion et d'adhésion conjugués sont donc en adéquation avec nos observations MEB, à savoir la présence de plus d'adhésion au centre du foret que sur le bec de celui-ci (figure 4.1.3b).

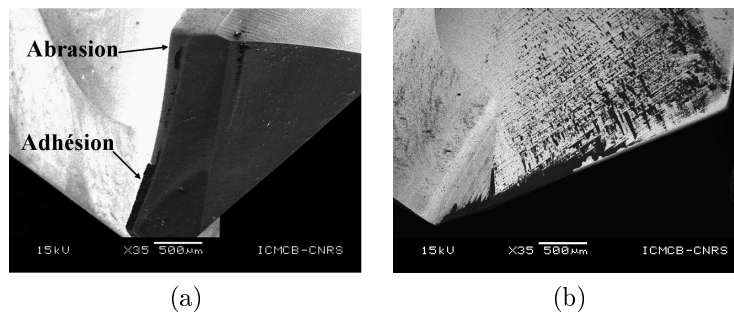


FIGURE 4.1.3: Exemple de répartition de l'usure a) vue de la face en dépouille et b) vue de la face de coupe (outil 14 après 250 trous)

L'abrasion est observable sur tous les points et arêtes vives du foret en contact avec la pièce ou les poussières de composite. Elle se traduit par un arrondissement du bec et des arêtes vives de l'outil. Afin de faciliter sa visualisation, la figure 4.1.4 montre un foret revêtu usé par abrasion. A l'aide du mode BEI du microscope électronique à balayage, nous obtenons un contraste chimique de la zone d'observation, nous permettant ainsi de visualiser le substrat, en clair (blanc), et le revêtement, en foncé. Les zones soumises à l'abrasion sont donc : les arêtes de coupe principale et centrale, leur point de jonction, le bec de l'outil et le listel.

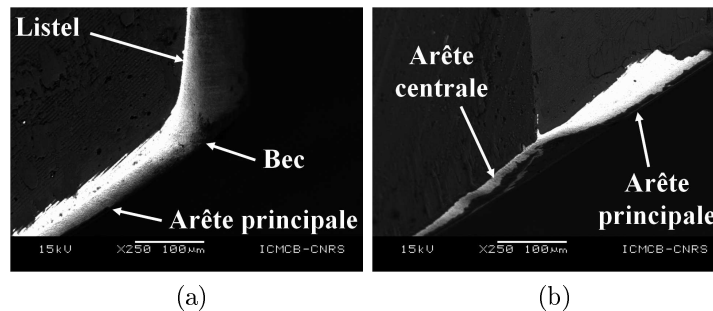


FIGURE 4.1.4: Zones du foret affectées par l'usure

#### 4.1.2 Empilage CFRP/Ti

Tout comme Park et al. [PARK 11], les principaux phénomènes d'usure observés lors du perçage d'empilages CFRP/Ti, sont l'abrasion engendrée par la coupe des fibres de carbone ainsi que l'adhésion du titane sur les zones de l'outil en contact avec la pièce ou encore le copeau. Contrairement à Park et al., les forets étudiés n'ont pas fait l'objet d'un nettoyage chimique de leurs arêtes de coupe, de manière à ne pas influencer les conditions d'usure. Le nettoyage de la pièce permet de retirer les adhésions de titane de l'outil, mais par la même occasion permet l'accès à ces zones, initialement protégées par les dépôts de titane, à l'abrasion. Les visualisations MEB ont mis en évidence la présence de ces deux types d'usure sur les zones de l'outil en contact avec la pièce ou le copeau : la face de coupe, la face en dépouille, le listel ainsi que les arêtes de coupe principales, secondaires et centrales.

Les faces de coupe ainsi que les goujures correspondantes subissent essentiellement de l'adhésion. Ces zones de l'outil ne sont en contact qu'avec le copeau produit lors de la coupe. Peu de traces d'usure abrasive sont observées dans les goujures. Comme nous pouvons le voir sur la figure 4.1.5a, la surface abrasée reste localisée proche de l'arête de coupe. Nous ne retrouvons pas d'abrasion dans les goujures au-delà de 80 µm de l'arête de coupe alors



que nous pouvons observer des adhésions de titane sur toute la longueur de la goujure (voir figure 4.1.5b). Il est aussi possible de voir la courbure que prend le copeau dans la goujure grâce aux traces laissées par celui-ci.

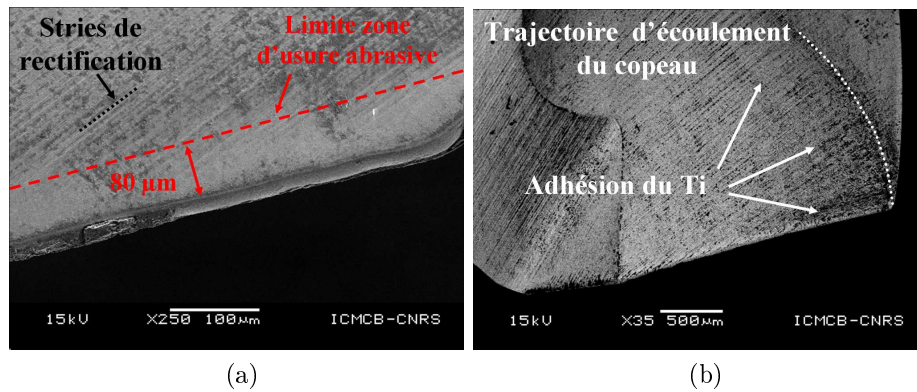


FIGURE 4.1.5: a) Limite de la zone d'abrasion sur la face de coupe pour l'outil 54 après 75 trous ; b) Intérieur de la goujure de l'outil 53 après 75 trous

Tous comme pour les outils utilisés dans l'empilage CFRP/Al, nous observons que les adhésions du titane sont favorisées par la présence des arrêts mécaniques que sont les rayures laissées par la rectification.

Contrairement aux faces de coupe de l'outil, étant en contact avec le copeau, les faces en dépouille sont en contact avec la matière fraîchement usinée. Il est à noter qu'à l'échelle du contact (microscopique), la zone de contact entre l'outil et la matière fraîchement usinée n'est pas tout à fait localisée sur la face en dépouille de l'outil mais plutôt sur le profil de l'arête de coupe. La largeur de cette zone évolue donc avec l'usure de l'outil et peut facilement atteindre 160 µm. Comme nous pouvons le voir sur la figure 4.1.6, le phénomène d'usure abrasive est plus important que le phénomène d'adhésion. Il en est de même pour toutes les arêtes vives de l'outil. Peu d'adhésion du titane est observée sur la face en dépouille de l'outil. Comme nous pouvons l'observer, peu d'arrêts mécaniques sont présents sur cette zone de l'outil, les stries de rectification étant parallèles au déplacement de la matière. Les adhésions observées sont exclusivement liées à la géométrie de l'arête de coupe.

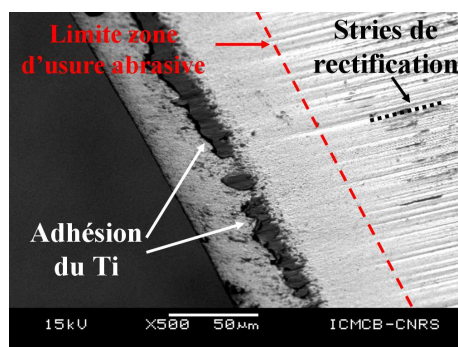
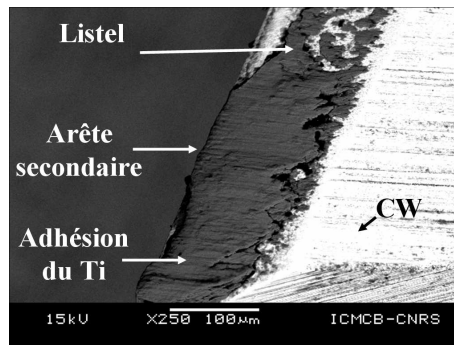


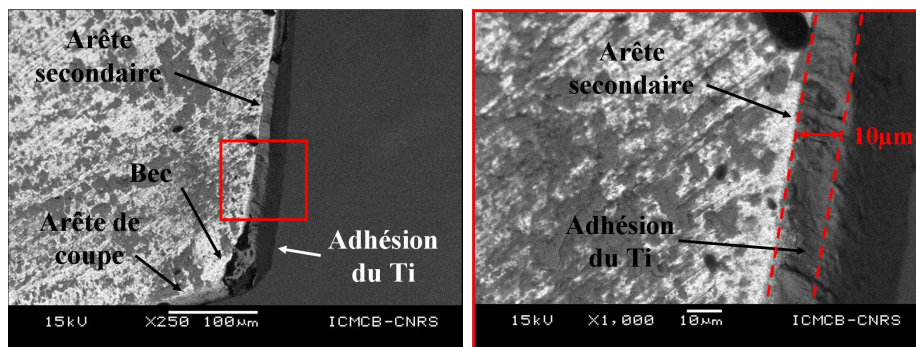
FIGURE 4.1.6: Arête de coupe de l'outil 53 après 75 trous, vue de la face en dépouille (BEC)

L'usinage des empilages en CFRP/Ti est le lieu d'un mécanisme d'usure supplémentaire, par rapport à l'usinage des empilages en CFRP/Al : l'adhésion du métal sur le listel (figure 4.1.7.a). Ce phénomène, inexistant dans les empilages CFRP/Al, est le plus problématique dans le perçage des empilages CFRP/Ti. L'expansion du titane sous l'effet de la chaleur, mise en évidence par Bonnet et al. [BONN 11], permet à celui-ci d'être en contact sur toute

la largeur du listel et sur une grande longueur de contact listel/paroi du trou percé (2 mm). Étant donné la propension du titane à créer des adhésions et le fait que cette zone de coupe soit celle où la température est la plus élevée, il est logique que le titane se dépose sur cette zone. Les stries de rectification sont les premiers sites de croissance de ce dépôt pour les outils non revêtus. Le dépôt ainsi créé peut atteindre des épaisseurs supérieures à 10  $\mu\text{m}$  changeant ainsi le diamètre nominal de l'outil de plus de 20  $\mu\text{m}$  (voir figure 4.1.7.b et c).



(a)



(b)

(c)

FIGURE 4.1.7: Adhésion du titane sur le listel : Prototype 53 après 75 trous a) vue du listel grossissement x250 ; vue de la face de coupe grossissement b) x250 et c) x1000

## 4.2 Analyse quantitative de l'usure

Bien que, comme énoncé précédemment, toutes les parties de l'outil de coupe subissent de l'usure, ce chapitre ne s'attachera qu'à la quantification de l'usure abrasive de la partie active de l'outil, l'arête de coupe. Avant de pouvoir analyser l'usure de ces arêtes, il est nécessaire de bien comprendre les indices nous permettant d'évaluer leur acuité. Pour rappel (voir section 2.2.2.2), les paramètres définissant l'acuité d'une arête de coupe sont :

- le rayon d'acuité d'arête  $R_e$  ;
- l'usure sur la face de coupe  $S_\gamma$  ;
- l'usure sur la face en dépouille  $S_\alpha$  ;
- l'indice de géométrie de l'usure  $K$  ;
- la quantité de matière perdue par le foret sous l'effet de l'usure.

Ces indices font l'objet d'une description détaillée dans le chapitre bibliographique. Dans un premier temps, nous aborderons quelques généralités sur l'usure d'une arête de coupe dans le cas d'une opération de perçage. La répartition de cette usure le long de l'arête sera abordée. Nous analyserons ensuite la géométrie de cette usure à l'aide de l'indice géométrique  $K$  et des profils mesurés. La progression de l'usure sur les faces de coupe et de dépouille suivra.

L'influence des différents paramètres du procédé sur cet endommagement clôturera cette section.

### 4.2.1 Répartition de l'usure sur l'arête de coupe

Comme nous l'avons énoncé au chapitre précédent, l'intensité des mécanismes d'usure varie le long de l'arête de coupe. Ce phénomène est intrinsèque aux opérations de perçage. L'outil étant en rotation autour de son axe à une vitesse de rotation  $N$ , la vitesse de coupe sur un point considéré de l'arête, dont la position radiale est  $R$ , est exprimée par la formule :

$$V_c = \frac{2RN\pi}{1000} \quad (4.2.1)$$

Le mécanisme d'abrasion est le plus intense sur la partie de l'arête soumise à la vitesse de coupe la plus importante, au niveau du bec de l'outil. La vitesse de coupe n'est pas le seul paramètre variant le long de l'arête de coupe, la longueur de matière défilant sur les faces de coupe et de dépouille ainsi que le profil de l'arête varient eux aussi. L'impact de la longueur de matière défilant sur l'outil sur l'usure des outils de coupe a été mis en évidence par Iliescu [ILIE 08] dans ses travaux de thèse. Pour un même chargement, l'augmentation de cette longueur engendre une augmentation de l'usure. La figure 4.2.1 présente la comparaison du profil de l'arête de coupe principale de l'outil 14 neuf, en trois endroits : à 200  $\mu\text{m}$  du bec de l'outil (Bec), au centre de l'arête principale de coupe (Centre) et à 200  $\mu\text{m}$  de la jonction entre l'arête principale et l'arête centrale (Pointe). Une différence importante au niveau de l'angle de coupe  $\gamma_{Po}$  est observable. Cet angle est positif et maximal au niveau du bec de l'outil, celui-ci diminuant vers le centre de l'outil où il peut devenir négatif. Peu d'informations sont disponibles dans la littérature, quant à l'impact de l'angle de coupe sur l'usure subie par l'outil. Intuitivement nous pouvons penser qu'un grand angle de coupe positif fragilise l'arête.

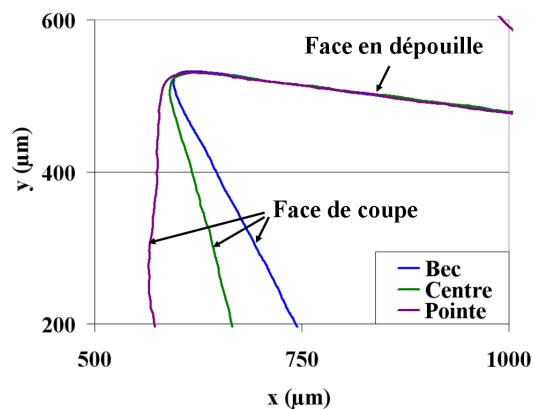


FIGURE 4.2.1: Variation de l'angle de coupe le long de l'arête de coupe

Les constatations effectuées précédemment sont confirmées par les mesures, car comme nous pouvons le voir sur la figure 4.2.2, la quantité de matière perdue par le foret est plus importante au niveau du bec qu'au centre de l'outil. Il en est de même pour le rayon d'acuité d'arête, l'usure sur la face de coupe et l'usure sur la face en dépouille. Ces constatations sont valables pour la totalité des forets utilisés au cours de cette étude. Dans la suite de ce document nous ne nous intéresserons qu'à la zone de l'outil subissant le plus d'usure. Par conséquent, seule l'usure au niveau du bec de l'outil fera l'objet d'analyse dans les paragraphes suivants.

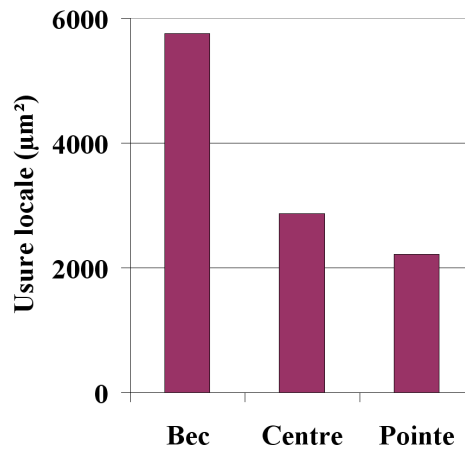


FIGURE 4.2.2: Répartition de l'usure le long de l'arête pour l'outil 14 après 250 trous dans le CFRP/Al

### 4.2.2 Forme de l'usure

Dans notre configuration, quel que soit la géométrie de l'outil, l'empilage usiné ou encore les conditions de coupe utilisées, la forme générale de l'usure reste inchangée. La figure 4.2.3a, montre un profil géométrique standard de l'arête de coupe d'un foret, au niveau du bec, ayant subi une usure abrasive. Comme il peut être vu sur la figure 4.2.3b, aucune adhésion n'est observée. Par comparaison avec le profil de cette arête avant usinage, il est possible de voir que l'usure sur la face en dépouille et l'usure sur la face de coupe n'ont pas progressées à la même vitesse. L'usure sur la face en dépouille est plus prononcée que sur la face de coupe. Il en résulte une valeur du paramètre géométrique  $K$  strictement inférieure à 1.

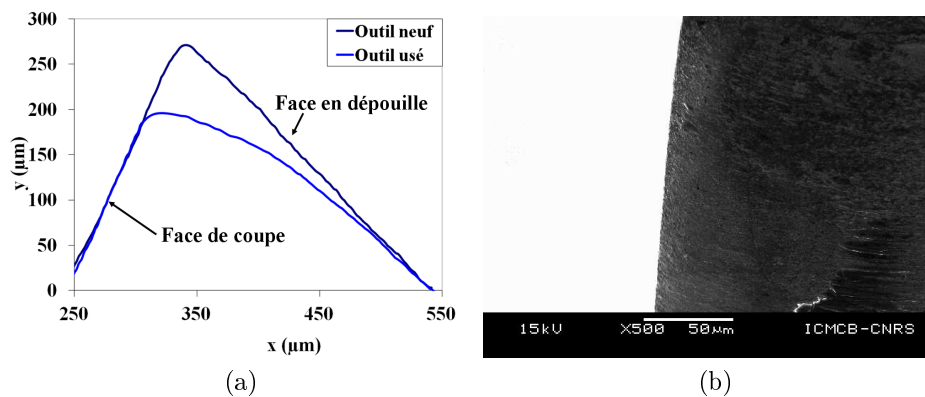


FIGURE 4.2.3: a) comparaison des profils neuf et après 250 trous dans le CFRP/Al de l'outil 14, b) image MEB de la zone concernée par la mesure après 250 trous

Bien que l'acuité d'arête soit généralement définie par son seul rayon d'acuité, la forme de la zone ayant subi l'usure ne peut être définie par un rayon comme il peut être vu sur la figure 4.2.3.

L'étude des profils d'usure positionnés spatialement dans la même configuration que lors de la coupe permet de constater l'influence de la trajectoire de l'arête de l'outil au point considéré sur la forme de l'usure. Dans notre cas, la trajectoire de l'outil est définie par les deux mouvements relatifs ayant lieu lors du procédé : le mouvement de coupe ( $N$ ) et le mouvement d'avance ( $f$ ). L'angle formé par la trajectoire d'un point considéré de l'arête

de coupe de l'outil situé à une distance  $R$  de son axe, dans le plan  $Pr$ , est définie par la formule :

$$\beta_{Pr} = \arctan \frac{f}{2\pi R} \quad (4.2.2)$$

La figure 4.2.4 démontre que la trajectoire de l'arête de coupe est tangente au profil de la zone d'usure. Il a également été observé qu'une quantité de matière est comprise entre cette trajectoire et le profil de la zone usée de l'outil. Le déplacement de cette quantité de matière n'est pas encore connu. La seule visualisation des profils d'acuité d'arête ne permet pas de savoir si cette quantité de matière peut être considérée comme morte, si elle est évacuée dans le copeau ou encore si celle-ci est comprimée afin de passer sous l'outil.

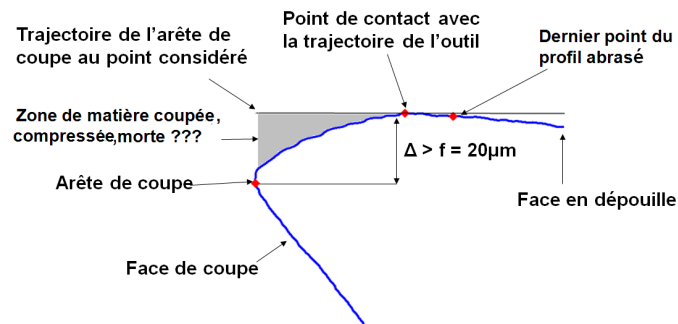


FIGURE 4.2.4: Profil de l'outil en configuration de coupe

L'étude de ces profils a aussi mis en évidence le fait que le point de tangence entre la trajectoire de l'outil et le profil de l'arête de coupe n'était pas forcément le dernier point de contact entre le matériau de la pièce usinée et l'outil. Comme le montre la figure 4.2.4, il est possible d'observer de l'usure sur des parties de la face en dépouille n'étant théoriquement pas en contact avec la matière usinée. Ce phénomène semble directement lié au niveau d'usure de l'arête de coupe. Lorsque l'outil est neuf, le point de tangence entre la trajectoire et le profil de l'outil correspond au dernier point ayant subi de l'usure abrasive. Plus la quantité de matière comprise entre la trajectoire et le profil de l'outil est importante et plus le dernier point ayant subi de l'usure s'éloigne du point de tangence avec la trajectoire de coupe. Cela conforte l'hypothèse que la matière comprise entre la trajectoire et le profil de l'outil est comprimée pour glisser sous le foret, le contact avec la face en dépouille se faisant par retour "élastique" aussi bien des fibres de carbone orientées à  $-45^\circ$  que du métal.

### 4.2.3 Progression de l'usure au cours du temps

La valeur des différents paramètres décrivant l'usure évolue au cours du temps. Malgré les différences de géométrie des outils, de matériau d'outil ou encore de condition de coupe, les tendances observées lors de cette étude sont similaires pour la totalité des outils non revêtus considérés. La figure 4.2.5 présente un exemple représentatif de l'évolution du profil de l'arête de coupe au cours du temps. Comme il peut être vu sur cet exemple, le rayon d'acuité d'arête  $R_e$  ne varie quasiment pas. Cette impression est confirmée par les mesures effectuées à partir des profils d'acuité. Le rayon d'acuité d'arête n'est par conséquent pas un bon indicateur de l'usure globale subie par le foret.

L'évolution de  $R_e$  au cours du temps est présentée figure 4.2.6. Dans le cas des empilages CFRP/Al, la plus grande variation du rayon d'arête est observée pour l'outil GUHRING et est de  $8\mu\text{m}$ . Cette variation peut aller jusqu'à  $11\mu\text{m}$  pour l'outil prototype 55 dans l'empilage

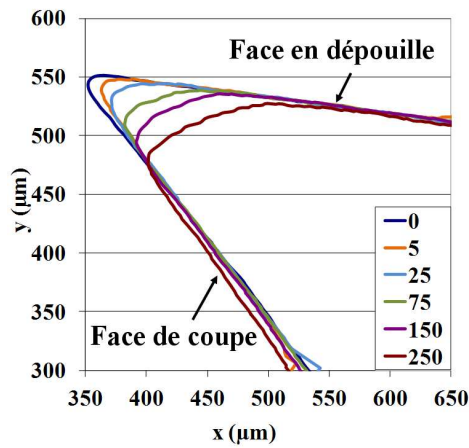
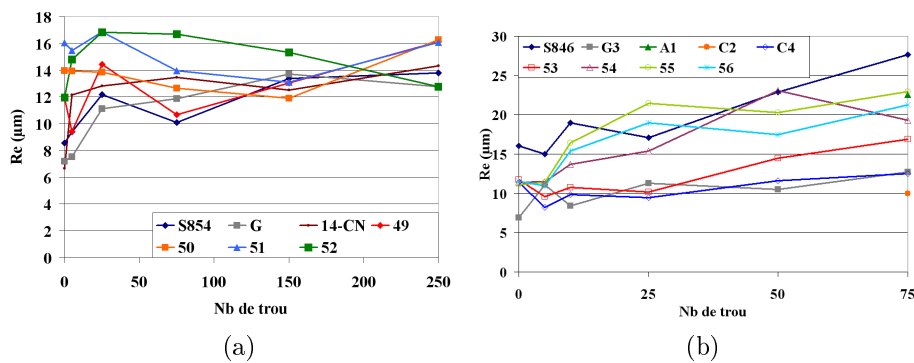


FIGURE 4.2.5: Exemple d'évolution de l'acuité de l'arête de coupe au niveau du bec de l'outil

CFRP/Ti. Le rayon d'acuité d'arête ne varie quasiment pas pour bon nombre de forets. Compte tenu de l'échelle des variations observées sur l'usure de la face de coupe et en dépouille, il peut être conclu que le rayon d'acuité d'arête n'est pas représentatif de l'usure subie par l'outil.

FIGURE 4.2.6: Variation du rayon d'arête  $Re$  au niveau du bec de l'outil, pour les forets dédiés à l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti

Par définition, les usures sur la face de coupe ( $S\gamma$ ) et sur la face en dépouille ( $S\alpha$ ) sont mesurées par rapport à l'arête de coupe théorique, définie comme étant l'intersection entre la droite représentant la face de coupe et celle représentant la face en dépouille. Lorsque l'outil est neuf, celui-ci n'a pas d'usure et par conséquent les indices  $S\alpha$  et  $S\gamma$  sont nuls. Pourtant, il existe une distance entre l'arête théorique et le premier point du profil d'acuité d'arête en contact avec les droites représentant les faces de coupe et en dépouille. Lors du premier contact de l'outil avec la pièce, même infime, ces indices passent de 0 à une valeur représentant la distance précédemment citée. Afin de s'affranchir de cet effet de géométrie initiale pour l'exploitation de ces résultats, il a été décidé de ne pas mesurer les indices  $S\alpha$  et  $S\gamma$  à partir de l'arête de coupe théorique mais à partir du premier point de contact entre le profil à l'état neuf et les droites représentant les faces de coupe et en dépouille.

La figure 4.2.5 permet aussi de visualiser la progression de l'usure sur la face de coupe ( $S\gamma$ ) et sur la face en dépouille ( $S\alpha$ ). Il peut être observé que l'usure sur la face en dépouille est plus prononcée et progresse plus rapidement que celle sur la face de coupe. Ces observations sont validées par les mesures effectuées sur les profils d'acuité d'arête, comme le montre les figures 4.2.7. L'évolution de ces deux usures est quasi linéaire au cours du temps pour les empilages CFRP/Al, alors que pour les empilages en CFRP/Ti, une évolution classique de

type rodage suivie d'une zone stable peut être observée.

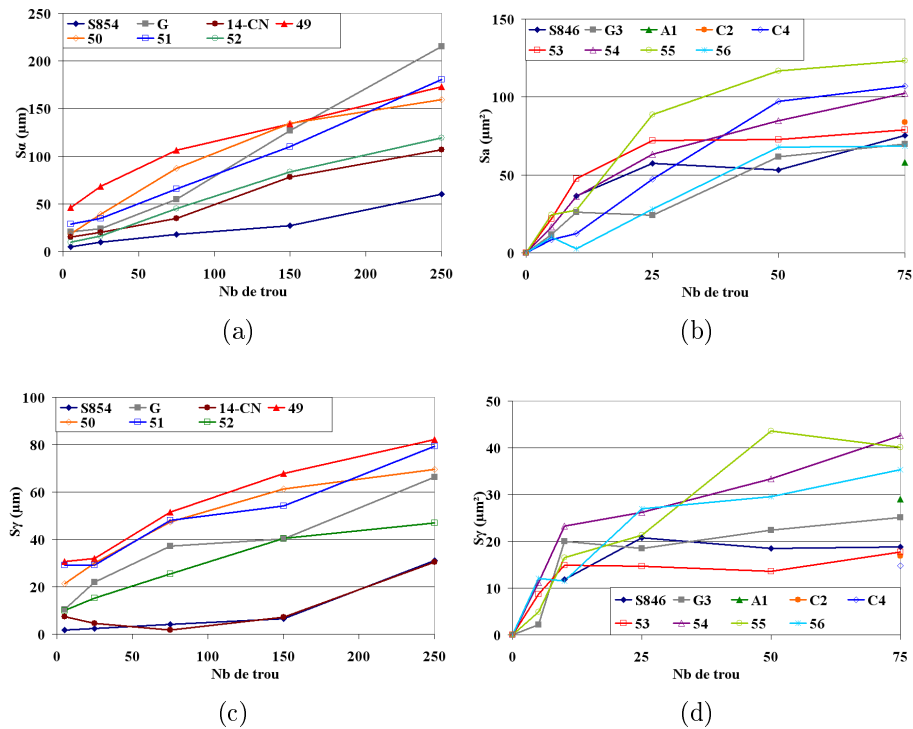


FIGURE 4.2.7: Progression de l'usure  $S_\alpha$  et  $S_\gamma$  au niveau du bec des outils a), c) CFRP/Al et b), d) CFRP/Ti

Pour rappel, l'indice de géométrie de l'usure  $K$  est le rapport de l'usure sur la face de coupe sur l'usure de la face en dépouille. Cet indice n'est pas forcément égal à 1 lorsque l'outil est neuf, la forme de l'arête de l'outil n'étant pas obligatoirement définie par un rayon. Il est donc logique, étant donné que l'usure sur la face en dépouille est la plus rapide, que cet indice soit inférieur à 1, comme présenté dans la figure 4.2.8. Cet indice tend vers un optimum correspondant au rapport entre la vitesse d'usure sur la face de coupe et celle de l'usure sur la face en dépouille.

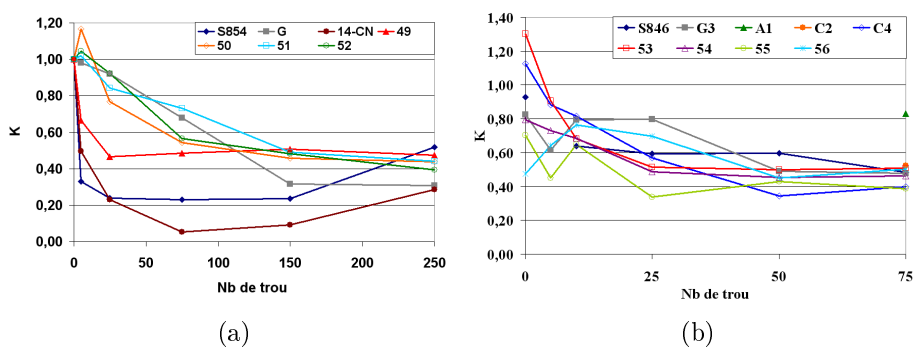


FIGURE 4.2.8: Evolution de l'indice de géométrie  $K$  pour les empilages a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti

## 4.3 Influence des différents paramètres du procédé sur l'usure des outils

Cette section a pour objectif la présentation de l'influence des paramètres du procédé d'usinage sur l'usure de l'outil et plus particulièrement sur la quantité locale d'usure au niveau du bec de l'outil. Dans un premier temps, l'influence des paramètres concernant l'outil fera l'objet d'une présentation. Ces paramètres vont de la nature du substrat, à la présence d'un revêtement en passant par la macro-géométrie du foret. Le procédé de perçage en lui-même, et plus particulièrement la stratégie de perçage utilisée, fera aussi l'objet d'une analyse et clôturera cette section. L'influence de ces paramètres sera détaillée pour chaque empilage.

### 4.3.1 Influence du matériau d'outil sur l'usure des outils

#### 4.3.1.1 Cas du CFRP/Al

Comme énoncé précédemment, les outils usinant des empilages en CFRP/Al subissent deux principaux phénomènes d'usure : l'adhésion du métal et l'abrasion engendrée par les fibres de carbone. Ce paragraphe présentera l'influence du matériau d'outil sur ces deux phénomènes d'usure dans le cas du perçage d'empilage CFRP/Al, en commençant par l'adhésion du métal.

Tout arrêt mécanique est susceptible de favoriser l'apparition du phénomène d'adhésion. Il est donc logique que la porosité du matériau usinant ainsi que la rugosité de ces surfaces de contact soient des paramètres influant directement sur la présence de ces adhésions. Contrairement aux outils en carbure de tungstène (CW), l'outil DIAGER est composé d'un matériau très poreux, d'une pointe en diamant polycristallin (PCD) brasée. Comme il peut être vu sur la figure 4.3.1, le PCD utilisé comporte nettement plus de porosités que les outils en carbure de tungstène. Ces porosités permettent au matériau métallique de s'y insérer, essentiellement dans la zone de contact avec le copeau sur la face de coupe, comme le montre la figure 4.3.2. Il peut être aussi observé sur cette figure que ces dépôts d'aluminium ne sont que des insertions, ils ne créent en aucun cas de relief sur la surface du foret. Ce phénomène d'insertion ne favorise donc pas l'apparition des sites propices à l'adhésion et peu d'adhésion, hors mis ces insertions, est observée. En conclusion, la porosité du matériau n'engendre pas de phénomène d'usure supplémentaire.

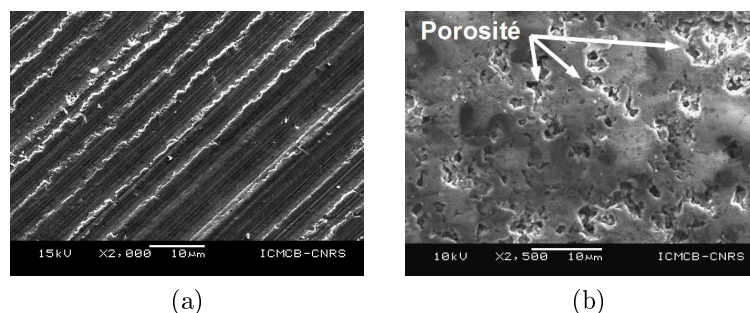


FIGURE 4.3.1: Etat de la face de coupe à l'état initial pour un outil a) CW et b) PCD

La figure 4.3.1 permet aussi d'observer la rugosité de nos deux matériaux sur la face de coupe. Ces images pourraient laisser croire que la rugosité des outils en carbure de tungstène est plus grande que celle des outils en PCD. Les mesures effectuées, à l'aide du rugosimètre à contact, établissent que la rugosité de ces deux matériaux est quasiment identique en termes de rugosité arithmétique. Cependant leur facteur d'asymétrie ou critère de Skewness ( $R_{sk}$ )



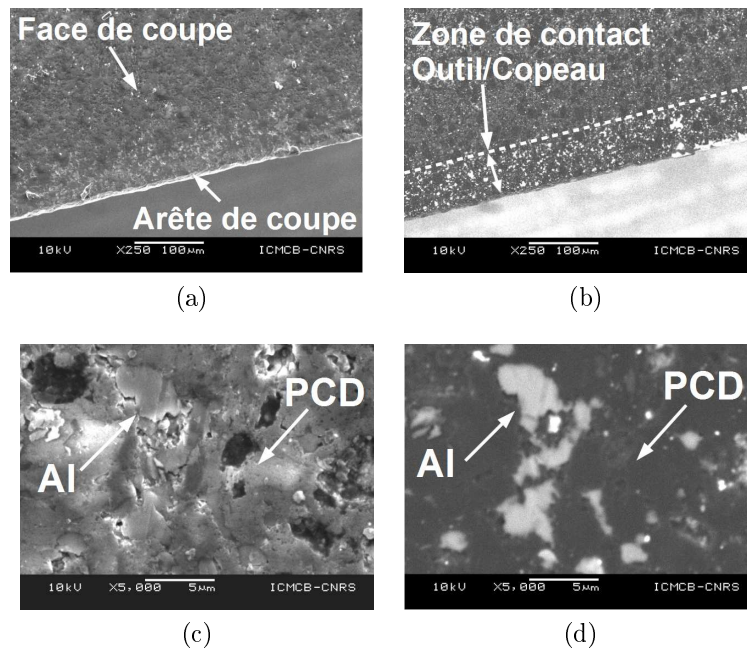


FIGURE 4.3.2: Images MEB de la face de coupe de l'outil DIAGER après 1500 trous ; grossissement  $\times 250$  en électron a) secondaires et b) rétrodiffusés ; grossissement  $\times 5000$  en électron c) secondaires et d) rétrodiffusés

diffère. Les profils mesurés sur les outils en CW sont symétriques avec un  $R_{sk}$  proche de 0, alors que les profils mesurés sur l'outil en PCD ont un  $R_{sk} < 0$ . La face de coupe de l'outil à pointe PCD dispose d'une surface « portante » plus importante et moins accidentée, donc de moins d'arrêts mécaniques pouvant servir de site propice à l'adhésion. Ceci se vérifie sur les observations MEB des deux types d'outils où il peut être constaté la présence de plus d'adhésion dans les goujures sur les outils en CW que sur les outils à pointe PCD (voir figure 4.3.2).

Bien que l'usure par abrasion soit influencée par la géométrie du contact Outil/Matière et/ou Outil/Copeau, le paramètre ayant la plus grande influence sur ce type d'usure reste le matériau d'outil utilisé. Il est communément admis que la résistance à l'abrasion d'un matériau est relative à la dureté de celui-ci. Comme précisé ci-dessus, des outils en carbure de tungstène et en diamant polycristallin ont été testés dans cette étude. Pour rappel, le diamant polycristallin est le plus dur de ces deux matériaux avec une dureté de 5000 à 8000  $HV_{30}$  contre 1600 à 1800  $HV_{30}$  pour un CW. Comme le montre la figure 4.3.3, la quantité locale de matière perdue par le foret au niveau de son bec est environ deux fois moins importante pour un outil à pointe PCD que pour un outil en carbure nu et cela pour un nombre de trous réalisés 6 fois supérieur.

#### 4.3.1.2 Cas du CFRP/Ti

Par la comparaison d'outils de même forme géométrique mais dont la teneur en carbone et la taille de grain du matériau d'outil varie, ce paragraphe va mettre en évidence l'impact de la nuance de carbure de l'outil sur sa tenue à l'usure. Les outils présentés seront les outils A et C, ayant pour rappel les caractéristiques suivantes :

Outil A : 10% de Co/ Dureté 1610  $HV_{30}$ / grain 0,6  $\mu m$  ;

Outil C : 6% de Co/ Dureté 1790  $HV_{30}$ / grain 0,8  $\mu m$ .

La composition et les caractéristiques du carbure ne changent en rien les mécanismes d'usure observés précédemment. Seule la « résistance » à ces phénomènes peut en être optimisée. L'acuité d'arête de ces forets est identique à l'état initial ( $R_e \approx 8 \mu m$ ). Dans

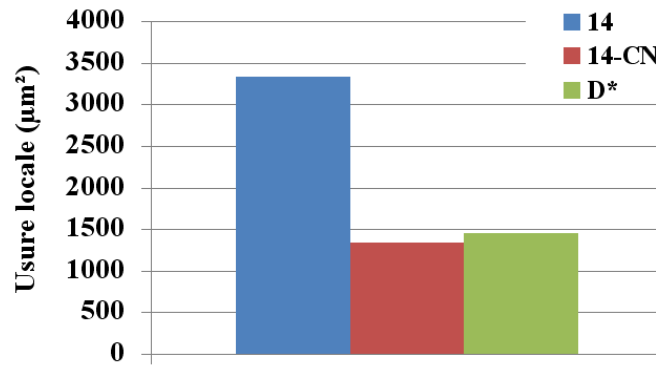


FIGURE 4.3.3: Quantité locale d'usure mesurée au niveau du bec de l'outil après 250 trous (\*1500 trous)

notre étude, cette acuité n'est donc pas tributaire du pourcentage de cobalt du carbure ou de sa taille de grain. Ceci n'aurait pas été le cas si des carbures ayant des différences de taille de grain plus marquées avaient été comparées, comme entre un carbure nanograins ( $< 0.5 \mu\text{m}$ ), submicrograins ( $< 1 \mu\text{m}$ ) ou encore micrograins ( $\geq 1 \mu\text{m}$ ). Il est communément admis par les fabricants d'outil qu'il existe une relation entre la taille des grains d'un carbure et l'acuité d'arête maximale pouvant être atteinte. Les meilleures acuités d'arête sont obtenues pour les tailles de grain les plus fines. Comme il peut être observé sur la figure 4.3.4, le niveau des efforts enregistrés lors du perçage du premier trou est du même ordre de grandeur pour ces trois outils, 75 N dans le T800\_DA550 et 220 N dans le TA6V. Les forets ayant la même géométrie et ayant une acuité d'arête identique, il est logique que les efforts de poussée produits par ces forets soient similaires.

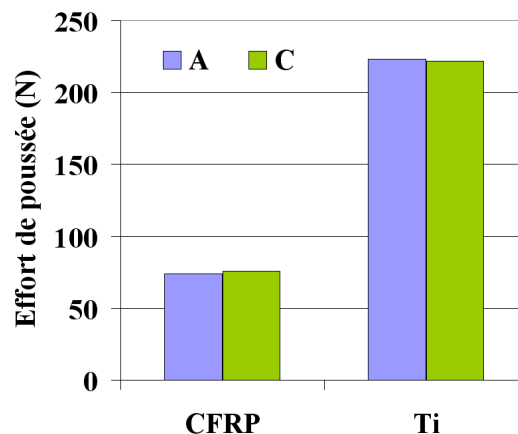


FIGURE 4.3.4: Effort axial  $F_z$  pour les outils A, B et C lors du premier trou

Au-delà du premier trou, les efforts de poussée augmentent sous l'effet de l'usure de l'outil. Chaque outil génère une variation d'effort au cours des perçages différente. Le perçage avec l'outil C engendre les efforts les plus faibles (Figure 4.3.5.a). Ces observations corrélient bien l'évolution de l'usure présentée sur la figure 4.3.5.b. L'outil présentant l'usure la plus faible correspond à celui produisant aussi les efforts de poussée les plus faibles. Du fait de sa dureté plus importante, l'outil C est plus résistant à l'abrasion que l'outil A. Celui-ci possédant par la même occasion moins de liant (Co), il est moins sensible au déchaussement des grains sous l'effet de la température atteinte lors de l'usinage.

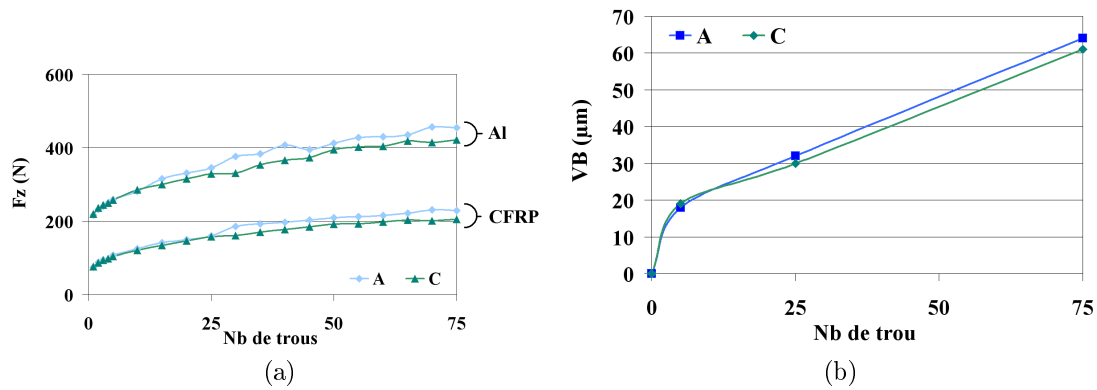


FIGURE 4.3.5: Evolution de a) l'effort axial  $F_z$  b) l'usure en dépouille  $V_B$  avec le nombre de trous pour les outils A, B et C

### 4.3.2 Influence du revêtement

L'utilisation d'un revêtement a pour objectif l'amélioration du coefficient de frottement des surfaces en contact avec la pièce ainsi que l'amélioration de la dureté de l'outil. L'amélioration de cette dernière a pour seul impact l'augmentation de la résistance à l'abrasion de l'outil alors que l'amélioration du coefficient de frottement permet aussi de diminuer l'adhésion. Cette constatation est valable aussi bien dans l'empilage CFRP/Al que dans l'empilage CFRP/Ti. Ce paragraphe va donc présenter les gains pouvant être envisagés lorsque le revêtement utilisé est compatible avec l'application envisagée. Dans un premier temps, l'impact du revêtement sur l'usure abrasive sera présenté, pour chaque empilage. L'influence du revêtement sur la présence des adhésions sera ensuite abordée. Celle-ci étant identique pour les deux empilages, elle ne fera pas l'objet de distinction entre les deux cas d'étude, hormis pour les adhésions observées sur le listel des outils dédiés à l'empilage CFRP/Ti.

#### 4.3.2.1 Impact sur l'usure par abrasion

##### Empilage CFRP/Al.

Comme il vient d'être décrit, l'utilisation d'un revêtement vise à améliorer la résistance à l'abrasion de l'outil par l'augmentation de sa dureté en surface. Cette amélioration est donc fonction de la dureté du matériau composant le revêtement, mais pas uniquement. Ce paragraphe montrera que tous les revêtements testés ne sont pas compatibles avec le perçage de multi-matériaux CFRP/Al. Les éventuels gains apportés par la présence d'un revêtement ne sont observables que si le revêtement est présent sur toute la période d'utilisation de l'outil.

##### *Cas des revêtements diamants*

Lors de recherches menées parallèlement à cette étude, trois revêtements diamant nano-grain ont été testés. Ces revêtements ont été déposés sur des outils de géométries identiques (outil 14), par trois fournisseurs : BALZERS (BZ), CEMECON (CN), A2C. Ces revêtements, vendus sous la même désignation commerciale, ont théoriquement la même dureté et par conséquent, théoriquement, la même résistance à l'abrasion. Cependant leur durée de service diffère. Le revêtement CEMECON donne la meilleure durée de service avec 175 trous réalisés avant la rupture du revêtement, suivi du revêtement BALZERS avec une présence sur 150 trous et pour terminer le revêtement A2C avec 50 trous réalisés.

L'analyse de ces trois revêtements, par le laboratoire ICMCB, a mis en évidence la présence de quantité plus ou moins importante de graphite à l'interface revêtement/substrat suivant le revêtement considéré. Ce graphite diminue l'accroche du revêtement sur le sub-

strat. Le revêtement A2C présentant une plus grande quantité de graphite que les deux autres revêtements, cela justifierait sa durée de vie moins importante. Ces résultats permettent d'écartier l'utilisation du revêtement A2C et par conséquent aucun résultat concernant celui-ci ne sera présenté par la suite.

La suite de ce paragraphe va présenter les gains observés sur l'usure abrasive au niveau du bec de l'outil et engendrés par l'utilisation des revêtements diamant adéquate. Les revêtements BALZERS et CEMECON ayant des performances équivalentes seul celui donnant les meilleurs résultats sera présenté (CEMECON). Comme il peut être observé sur la figure 4.3.6, la quantité locale d'usure (LWQ) après 250 trous au niveau du bec de l'outil en carbure revêtu diamant est plus de deux fois inférieure à celle d'un outil en carbure nu géométriquement semblable. Ces gains pourraient être encore meilleurs si le revêtement protégeait l'arête de coupe au-delà de 175 trous. Comme le montre la figure 4.3.7, l'usure de l'outil au niveau de son bec est stable tant que le revêtement est présent. Elle connaît ensuite une forte augmentation lorsque celui-ci rompt et la vitesse de progression de l'usure devient similaire à celle d'un outil non revêtu.

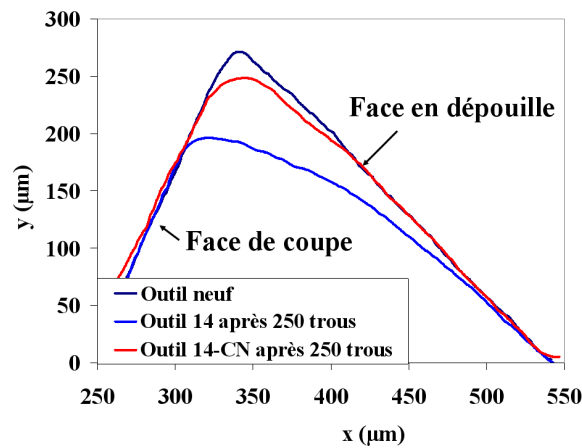


FIGURE 4.3.6: Comparaison des profils au niveau d'un outil nu et revêtu diamant après 250 trous

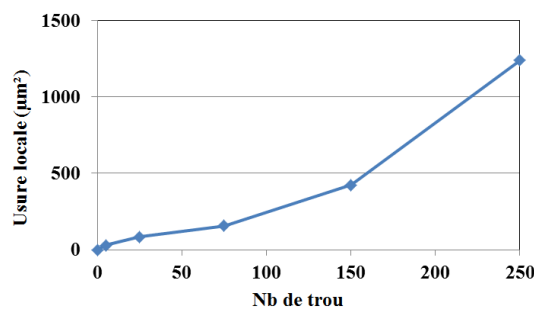


FIGURE 4.3.7: Evolution du LWQ pour un outil revêtu diamant

*Cas des revêtements TiAlCrN et AlTiSiN.*

Afin de pouvoir comparer la tenue de ces revêtements à celle des revêtements diamant, ceux-ci ont été déposés sur des outils CW de géométrie 14. Les revêtements TiAlCrN et AlTiSiN n'ont pas été présent sur l'arête de coupe du foret plus de cinq trous dans nos matériaux. La figure 4.3.8 permet d'observer que le substrat de CW est visible lors de la première visualisation au MEB de ces outils.

Comme vu précédemment, le revêtement se comporte comme un fusible, celui-ci disparaissant sous l'effet de l'abrasion jusqu'à laisser le carbure nu. Après la dureté et l'adhésion

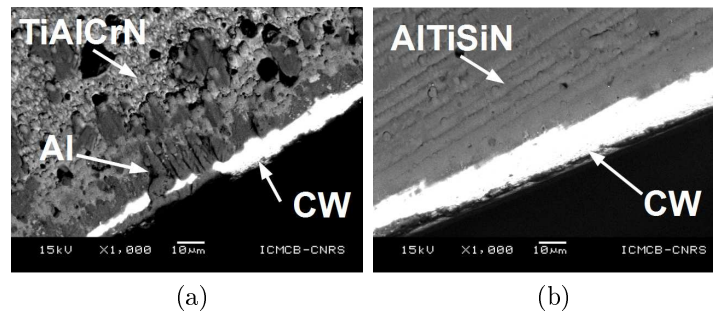


FIGURE 4.3.8: Arête de coupe après 5 trous pour les revêtements a) TiAlCrN et b) AlTiSiN

du revêtement sur son substrat, l'épaisseur de revêtement devient un paramètre très influent sur sa durée de service, spécifiquement pour une usure de type abrasif. La dureté des revêtements TiAlCrN et AlTiSiN est inférieure à celle des revêtements diamant. Ces revêtements sont donc plus sensibles à l'usure par abrasion. De même, leur épaisseur est moins importante, inférieure à 5  $\mu\text{m}$ . L'outil en carbure revêtu diamant perdant environ 3  $\mu\text{m}$  d'épaisseur au cours des cinq premiers trous, il est logique que la perte subie par les revêtements TiAlCrN et AlTiSiN soit plus importante. L'épaisseur du revêtement étant inférieure à l'usure subie, il est logique que le substrat soit atteint au cours des cinq premiers trous. Le revêtement n'étant plus présent sur l'arête de coupe, le profil d'acuité d'arête au niveau du bec de ces outils est identique à celui d'un outil non revêtu après 75 trous. Dans le cas d'une usure fortement abrasive et à défaut d'avoir un revêtement inusable, il est nécessaire d'avoir une épaisseur de revêtement assurant la présence du revêtement sur toute la période d'utilisation de l'outil.

### Empilage CFRP/Ti.

Comme il a été observé pour les outils utilisés dans l'empilage CFRP/Al, la présence des revêtements, sur toute la durée des usinages, est primordiale afin d'assurer la protection de l'arête de coupe. Dans le cas où le revêtement n'est pas adapté, celui-ci disparaît au cours des premiers usinages. Que dire si ce revêtement n'est tout simplement pas présent à l'état initial. Les visualisations MEB des outils à l'état neuf ont permis de mettre en évidence l'absence du revêtement sur les arêtes vives de certains outils, aussi bien sur les prototypes fournis par nos partenaires, que ceux achetés auprès des autres fabricants. La figure 4.3.9 montre un exemple de l'absence du revêtement sur l'arête de coupe d'un outil. La zone non couverte par le revêtement mesure environ 10  $\mu\text{m}$ . Il en est de même pour les arêtes centrales et secondaires. Aucun manque de revêtement n'est observé sur la face de coupe. Toutefois quelques zones non revêtues sur les faces de dépouille de l'outil ont été observées. Bien que ces forets ne soient pas conforme à nos attentes, ils restent représentatifs des outils en service dans l'industrie. Par conséquent ils ont subi le même protocole d'essai que les outils conformes.

La suite de ce paragraphe aura pour but la mise en évidence de l'apport du revêtement par la comparaison entre des outils de même forme géométrique (C) dont la qualité du revêtement varie. Les outils présentés seront :

- Non revêtu (C-NR).
- Revêtu mais présentant des manques de revêtement (C\*).
- Revêtu (C).

Les trois types de forets présentent les mêmes mécanismes d'usure. Les images MEB ont montré l'adhésion du titane et la disparition du revêtement des arêtes vives de l'outil dès les premiers trous percés. La disparition prématurée du revêtement est aussi constatée pour

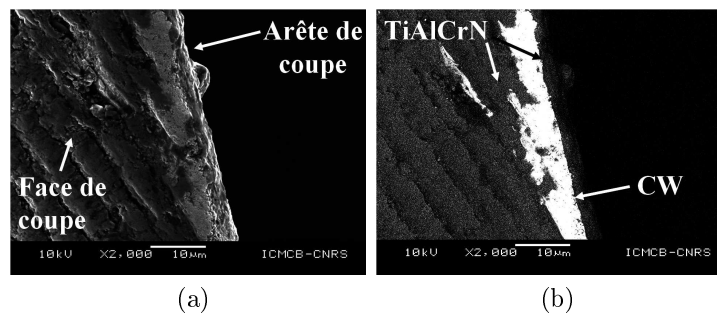


FIGURE 4.3.9: Arête de coupe du foret C\* à l'état neuf ; images en électrons : a) secondaires et b) rétrodiffusés.

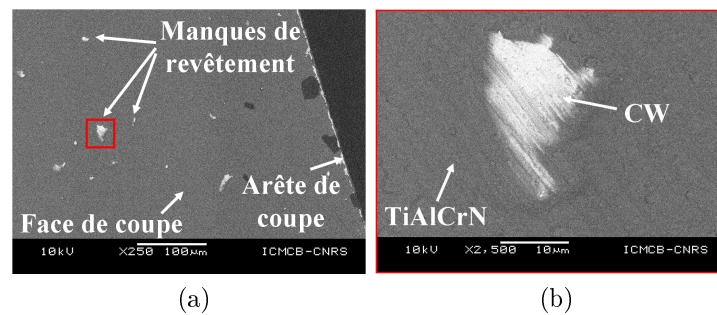


FIGURE 4.3.10: Absence de revêtement a) sur la face de coupe du foret C\* (b) détail face de coupe (image en électrons rétrodiffusés)

l'outil SANDVIK R846. L'outil C se retrouve donc dans le même état que l'outil C\* après le cinquième trou. Le revêtement n'étant pas efficace, l'usure des ces trois forets est identique. La quantité de matière perdue par le foret au voisinage du bec est de 344 et 323  $\mu\text{m}^2$  pour les outils C et C-NR, respectivement.

Ceci est aussi confirmé par les mesures d'effort sur ces trois forets. Comme présenté dans le chapitre bibliographique, les efforts de coupe sont un bon indicateur du niveau d'usure d'un outil. Aucune différence n'est observée entre ces outils, que ce soit dans le composite ou dans le titane.

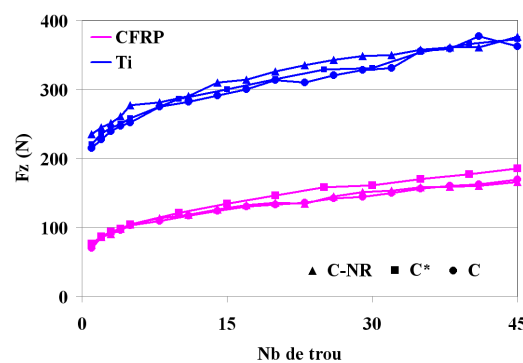


FIGURE 4.3.11: Effort de poussée  $F_z$  pour les outils Sofimag C, C\* et C-NR dans l'empilage CFRP/Ti.

Grâce aux résultats obtenus, il peut être conclu que le revêtement utilisé n'a strictement aucun effet sur l'usure. Ces conclusions confirment celles de la littérature. Tout comme dans cette étude, Wang et al. [WANG 95] et Ezugwu et al. [EZUG 97] ont noté que tous les revêtements testés (TiC, TiCN, TiN-TiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiB<sub>2</sub>) sont rapidement

arrachés lors de l'usinage des alliages de titane. Par conséquent, un outil non revêtu peut présenter des performances similaires, voire supérieures aux revêtements à base de TiN comme l'a mis en évidence Ten Haaf et al. [TEN 08]. Une fois en contact direct avec la matière, le substrat peut subir une usure plus rapide que pour un outil non revêtu. Selon Nouari et al. [NOUA 06] et Zhao et al. [ZHAO 07], ce phénomène peut s'expliquer par la dégradation de l'état de surface après revêtement ainsi que par la préparation des surfaces avant revêtement, celle-ci fragilisant le carbure.

#### 4.3.2.2 Impact sur la présence d'adhésion

Comme énoncé dans la section 4.1 décrivant les mécanismes d'usure subie par l'outil, les principaux facteurs influant sur la présence d'adhésion sont les conditions d'usinage utilisées ainsi que la présence d'arrêt mécanique sur les surfaces en contact avec la matière usinée. De manière à s'affranchir des variations du phénomène d'adhésion lié aux conditions de coupe, les outils revêtus ont été soumis aux mêmes conditions de coupe que les outils de même géométrie mais non revêtu. Ainsi les variations observées ne peuvent être imputées qu'au revêtement.

L'utilisation d'un revêtement a pour objectif l'amélioration du coefficient de frottement dans les zones de contact outil/pièce et outil/copeaux. Le phénomène d'adhésion n'est que peu visible sur la zone de contact outil/pièce, peu d'arrêts mécaniques étant présents. Par conséquent, la suite de ce paragraphe détaillera uniquement l'impact de la présence d'un revêtement d'outil sur la présence d'adhésion dans la zone de contact outil/copeau.

La figure 4.3.12 montre l'aspect visuel de la zone de contact outil/copeau d'un outil non revêtu. Les marques laissées par les meules lors de sa rectification peuvent être observées. Ces stries de rectification sont des sites propices à l'adhésion du métal (copeau) sur la surface en contact avec l'outil (l'intérieur de la goujure). Les revêtements en couche mince, de type TiAlCrN et AlTiSiN, ne font que se superposer à la rugosité initiale, laissant ainsi visibles les marques de rectification, comme il peut être vu sur la figure 4.3.12. Bien que la disparition de ce type de revêtement sur l'arête de coupe avant le 5<sup>ème</sup> trou ait été constatée, il reste présent sur la face de coupe sur la totalité des perçages réalisés.

Les figures 4.3.13 et 4.3.14 présentent une comparaison des adhésions observées sur la face de coupe pour les outils usinant l'empilage CFRP/Ti et l'empilage CFRP/Al, respectivement. Dans le cas de l'empilage CFRP/Ti, nous pourrions croire, en première approche, que le phénomène d'adhésion est moins prononcé que pour un outil non revêtu (figures 4.3.13 a et b). Cela n'est pas le cas, cette impression est liée à un effet d'échelle ainsi qu'à notre moyen de visualisation. Ce dernier permet de discerner un « contraste » chimique, les éléments les plus lourds apparaissant en clair alors que les éléments les plus légers apparaissent en foncé. Dans le cas d'un outil non revêtu les adhésions de titane apparaissent en noir, celui-ci étant l'élément le plus léger (figure 4.3.13 a et c). Il est donc facile de discerner les dépôts de titane (noir/blanc), même à faible grossissement. Dans le cas des outils revêtus, le titane étant un élément plus lourd que ceux composant le revêtement, ces mêmes dépôts apparaissent en gris clair et rendent ainsi plus difficile la visualisation à faible grossissement (figures 4.3.13 b et d). Afin de pouvoir visualiser plus clairement les adhésions de titane, un grossissement x1000 est nécessaire. Comme le montre les figures 4.3.13c et d, la présence d'un revêtement ne réduit pas la présence des adhésions de titane dans la goujure. Il en est de même pour l'empilage CFRP/Al, la quantité ainsi que la taille des adhésions observées sur ces revêtements étant similaires à celles observées sur un outil non revêtu (figure 4.3.14). Malgré les meilleures propriétés de frottement des revêtements, ceux-ci n'ont pas d'efficacité sur l'adhésion du métal sur la face de coupe. Ce phénomène est essentiellement lié à la topologie des surfaces sur lesquelles le dépôt se forme. Afin de pouvoir diminuer la présence

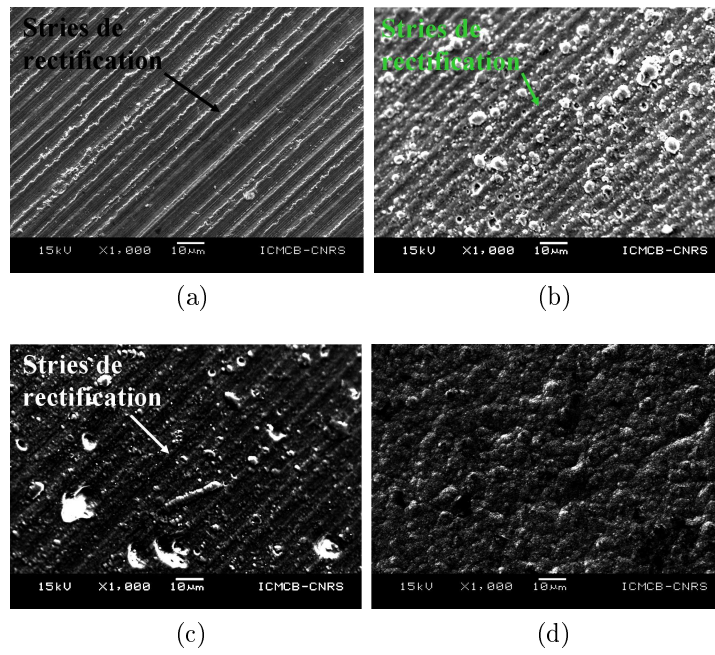


FIGURE 4.3.12: Aspect visuel de la face de coupe d'outils a) non revêtu, b) revêtu TiAlCrN, c) AlTiSiN et d) Diamant

d'adhésion par l'application d'un revêtement, il est nécessaire que celui-ci ait une épaisseur suffisante pour « lisser » la rugosité initiale laissée par la rectification.

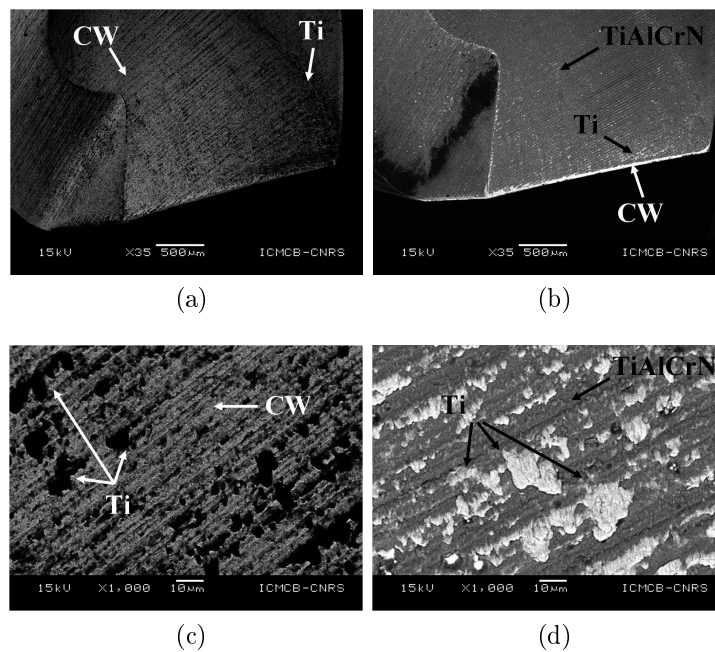


FIGURE 4.3.13: Adhésion du Ti sur la face de coupe d'outils non revêtus, Grossissement a) x35 et c) x 1000 ; revêtu TiAlCrN, Grossissement b) x35 et d) x 1000



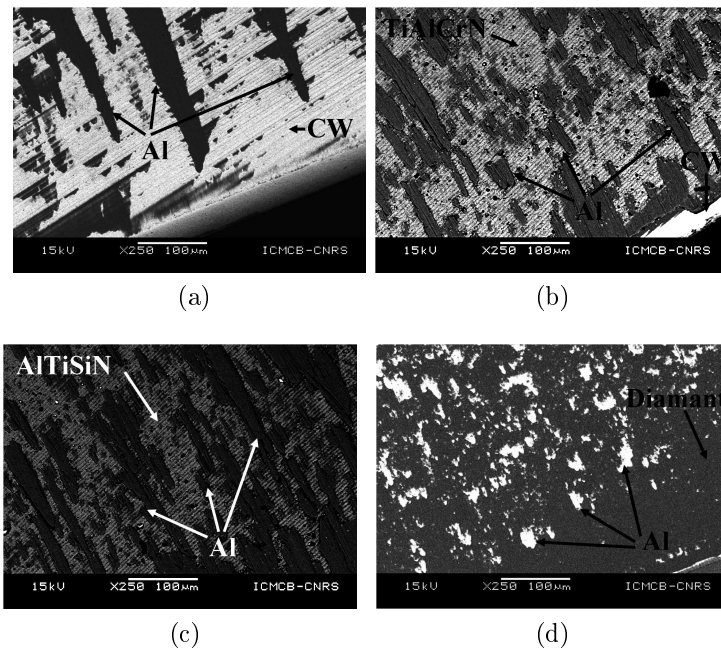


FIGURE 4.3.14: Adhésion d'Al sur la face de coupe d'outils a) non revêtu, b) revêtu TiAlCrN, c) AlTiSiN et d) Diamant

Seuls les revêtements diamant ont une épaisseur leur permettant de réduire le nombre de sites propice à l'apparition d'adhésion. Comme il peut être vu sur la figure 4.3.12.d, ce type de revêtement recouvre entièrement les rayures engendrées par le procédé de rectification des outils, laissant ainsi place à une rugosité découlant de la taille des grains de diamant composant le revêtement. Comme pour l'usure par abrasion, cette amélioration est tributaire de la qualité du revêtement. Comme il peut être vu sur la figure 4.3.15, l'aspect visuel de ces revêtements présente des différences notables. Le revêtement BALZERS présente une surface sans incident alors que le revêtement CEMECON présente des grains sur-croissants sur sa face de coupe. Ces grains créent un relief sur la face de coupe permettant l'adhésion du métal comme il peut être vu sur la figure 4.3.16. Malgré cela la quantité d'adhésion observée sur la face de coupe est nettement inférieure à celle observée sur un outil non revêtu, comme il peut être vu sur la figure 4.3.14.d.

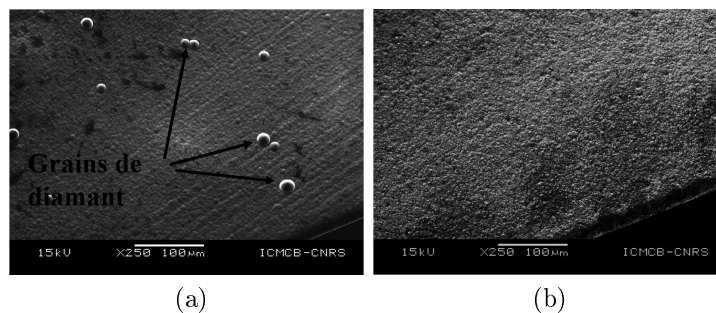


FIGURE 4.3.15: Aspect visuel des revêtements diamant a) CEMECON et b) BALZERS

### 4.3.3 Influence de la géométrie d'outil

Afin de ne pas prendre en compte des variations de l'usure engendrées par les conditions de coupe ou encore liées au matériau d'outil, seuls les essais ayant été effectués sur des

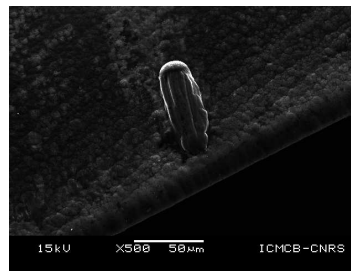


FIGURE 4.3.16: Adhésion sur les grains sur-croissants du revêtement BALZERS

outils en carbure et ayant les mêmes conditions de coupe seront traités dans ce paragraphe. Dans un premier temps, les outils ayant été utilisés dans l'empilage CFRP/Al feront l'objet d'une analyse. Leur géométrie sera rappelée et l'impact de celle-ci sur l'usure sera présenté. Dans un second temps, l'analyse des forets ayant réalisés les perçages dans le multi-matériau CFRP/Ti sera effectuée. Une conclusion sur l'impact de la géométrie des outils sur l'usure sera proposée à la fin de ce paragraphe.

#### 4.3.3.1 Empilage CFRP/Al

Ce paragraphe va traiter de l'influence de la géométrie des forets sur l'usure, lors du perçage du multi-matériau CFRP/Al faisant l'objet de cette étude. Seuls les outils prototypes (49, 50, 51 et 52) ainsi que l'outil de référence (C) feront l'objet d'analyse. La géométrie de ces outils est rappelée dans le tableau 4.1.

Outil	Arête principale						Etage	
	°d'hélice	Nb de listel	Largeur (mm)	°pointe	°dépouille	type de dépouille	°pointe	°dépouille
14	30°	2	0.4	125°	10°	droite	-	-
49	30°	1	0.3	115°	8°	curviligne	130°	15°
50	30°	1	0.3	60°	12°	curviligne	-	-
51	25,8°	2	0.4	125°	10°	droite	-	-
52	25,8°	2	0.4	60°	12°	curviligne	-	-

Tableau 4.1: Géométrie des prototypes SOFIMAG CFRP/Al

Comme présenté section 3.1.1, le mécanisme d'usure le plus sévère subi par l'outil est le phénomène d'abrasion de l'arête de coupe. Par conséquent, seule l'influence de la géométrie des outils sur ce type d'usure sera investiguée. Les résultats présentés figure 4.3.17 montrent les performances des prototypes en termes d'usure locale après 250 trous. L'outil n° 51 présente la plus grande usure locale au niveau du bec du foret, avec  $4800 \mu\text{m}^2$  de matière perdue. Celui-ci est suivi par l'outil n°49 avec une perte de  $4300 \mu\text{m}^2$ . Les outils les moins usés sont les n°50 et 52 avec une perte de matière au niveau du bec de  $3590 \mu\text{m}^2$  et  $3560 \mu\text{m}^2$  respectivement.

Malgré l'utilisation du logiciel LUMIERE, permettant l'analyse de la variance des résultats obtenus dans le cadre d'un plan d'expérience, le trop grand nombre de paramètres variant sur la géométrie des forets ne permet pas d'associer les variations d'usure observées à ces paramètres. Cependant, quelques hypothèses peuvent être formulées sur l'influence de la géométrie de l'outil sur la tenue à l'abrasion de ceux-ci. Ces hypothèses concernent trois paramètres jugés primordiaux sur la tenue à l'abrasion des outils : l'angle de pointe, l'angle de dépouille, l'angle d'hélice.

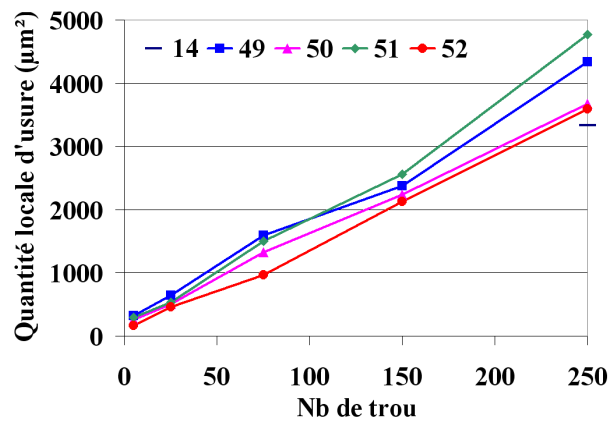


FIGURE 4.3.17: Evolution de l'usure locale au niveau du bec des outils 49, 50, 51 et 52

La première hypothèse concerne l'angle de pointe de l'outil seul. La figure 4.3.18 présente la section du copeau formée lors de la coupe en fonction de l'angle de pointe du foret. La valeur de cette aire n'étant fonction que de l'avance  $f$  et du rayon de l'outil  $R$ , celle-ci est identique pour tous les outils considérés dans ce paragraphe. En revanche, il peut être constaté que la géométrie de cette section diffère suivant l'angle de pointe de l'outil. Comme le montre cette figure, l'épaisseur du copeau  $h_{pe}$ , prise perpendiculairement à l'arête de coupe, suivant la direction d'évacuation du copeau, est plus faible pour un outil dont l'angle de pointe est faible. Un outil disposant d'un angle de pointe faible ( $60^\circ$ ) voit donc moins de matière défilier localement sur sa face de coupe qu'un outil disposant d'un angle de pointe fort ( $125^\circ$ ). Il est donc logique que l'usure abrasive soit moins prononcée sur un outil ayant un angle de pointe à  $60^\circ$  (50 et 52), comme il peut être constaté dans cette étude (figure 4.3.17). Cependant l'outil 49 ( $115^\circ$ ) ne vérifie pas cette hypothèse, celui-ci donnant de plus mauvais résultat que l'outil 51 ( $125^\circ$ ).

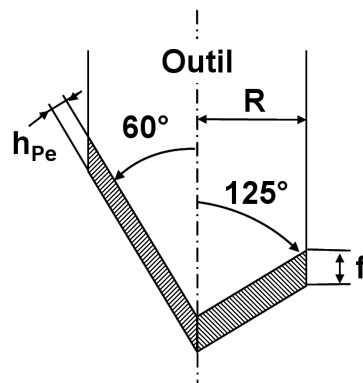


FIGURE 4.3.18: Section du copeau formée pour des angles de pointe de  $125^\circ$  et  $60^\circ$

Ceci amène la seconde hypothèse concernant cette fois-ci l'angle de coupe  $\gamma_{po}$  de l'outil, découlant directement d'une combinaison entre l'angle de pointe et l'angle d'hélice. Ces deux angles, en plus de leur variation propre, engendrent une variation de l'angle de coupe. Comme il peut être vu sur la figure 4.3.19, une augmentation de ces deux angles conduit à l'augmentation de l'angle de coupe au niveau du bec de l'outil. D'après cette figure, il est aisément compréhensible que le profil de l'outil 49, disposant de moins de matière « consommable », soit plus sensible à l'usure que le profil de l'outil 52.

La troisième et dernière hypothèse concerne l'angle de dépouille. Comme présenté lors de la section 4.2.2, la zone de contact entre l'outil et la matière de la pièce s'étend au-delà du point de tangence entre la trajectoire de l'outil et le profil de l'arête de coupe. Ce phénomène

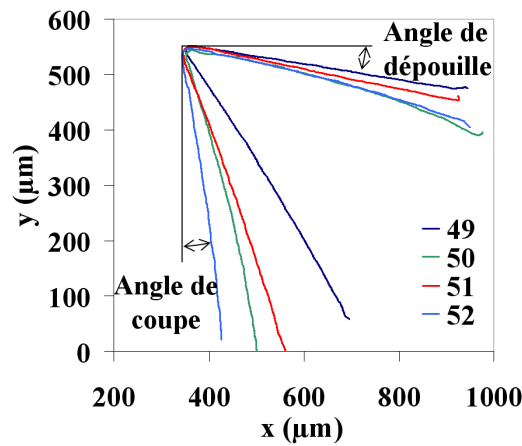


FIGURE 4.3.19: Profils de l'arête de coupe des outils 49, 50, 51 et 52 dans le plan Po

peut être imputable au retour « élastique » de la matière comprise entre la trajectoire et le profil de l'outil. L'analyse des profils de l'arête de coupe a mis en évidence l'influence de la quantité de matière comprise entre la trajectoire et le profil de l'outil sur la dimension du retour de matière observé. Plus la quantité de matière comprise entre la trajectoire et le profil de l'outil est importante et plus le retour de matière est important. Sachant qu'à l'état initial, tous les prototypes ont la même quantité de matière comprise entre la trajectoire et le profil de l'outil au niveau du bec de celui-ci ( $< 40 \mu\text{m}^2$ ), ils devraient engendrer un retour équivalent. La figure 4.3.20 présente schématiquement les zones de contact entre l'outil et la pièce. Cette figure permet d'observer les variations de la longueur de contact sur la face en dépouille  $LC_{D\acute{e}p}$  suivant la valeur de l'angle de dépouille pour un même retour « élastique »  $e_{re}$ . Il peut être vu que la longueur de contact augmente lorsque l'angle de dépouille diminue. Par conséquent la surface offerte à l'abrasion est plus importante et l'usure subie par le foret est aussi plus importante. Dans cette étude, cette hypothèse permettrait de justifier la hiérarchie trouvée au niveau de la sensibilité des prototypes à l'usure (figure 4.3.17).

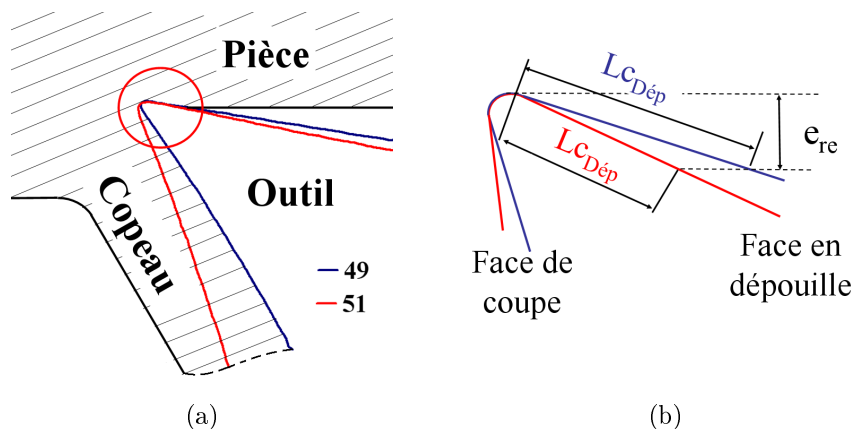


FIGURE 4.3.20: a) Schéma de la zone de coupe et b) zoom sur la zone de contact entre l'outil et la matière fraîchement usinée

### 4.3.3.2 Empilage CFRP/Ti

Ce paragraphe va traiter de l'influence de la géométrie des forets sur l'usure, lors du perçage du multi-matériaux CFRP/Ti faisant l'objet de cette étude. Seuls les outils prototypes

(53, 54, 55 et 56) ainsi que l'outil de référence (C) feront l'objet d'analyse. La géométrie de ces outils est rappelée dans le tableau 4.2.

Outil	Arête principale						Etage	
	Angle d'hélice	Nb de listel	Largeur (mm)	°pointe	°dépouille	type de dépouille	°pointe	°dépouille
C	30°	1	0,55	140°	11,5°	droite	-	-
53	30°	1	0,15	145°	12°	droite	-	-
54	30°	1	0,5	145°	12°	droite	Ch à 90°	12° droite
55	19,8°	2	0,3	135°	13°	curviligne	-	-
56	19,8°	2	0,3	135°	13°	droite	-	-

Tableau 4.2: Géométrie des prototypes SOFIMAG CFRP/Ti

Comme énoncé précédemment, les outils de référence utilisés pour l'usinage d'empilage CFRP/Ti sont soumis à deux phénomènes d'usure distincts, l'adhésion du titane et l'abrasion. L'observation réalisée au MEB indique que la nature des phénomènes d'usure n'est pas influencée par les variations de la géométrie de l'outil. Les mêmes observations que pour l'outil de référence peuvent être faites (voir section 3.1.2). L'influence de ces géométries d'outil sur l'usure abrasive au niveau du bec de l'outil sera la première à être abordée.

Comme le montre la figure 4.3.21, de faibles différences sont observées au niveau de l'usure abrasive. L'outil 53 donne les meilleurs résultats en termes d'usure locale. Ces résultats sont similaires à ceux de l'outil de référence C après 75 trous. Une usure de  $1022 \mu\text{m}^2$  (-4%) est mesurée sur l'outil 53 contre une usure de  $1061 \mu\text{m}^2$  pour l'outil de référence. Viennent ensuite les outils 55 et 56 avec des usures de  $1145 \mu\text{m}^2$  et  $1174 \mu\text{m}^2$  respectivement (+8% et +10%). Les plus mauvais résultats sont obtenus par l'outil 54 avec une usure de  $1279 \mu\text{m}^2$  (+20%).

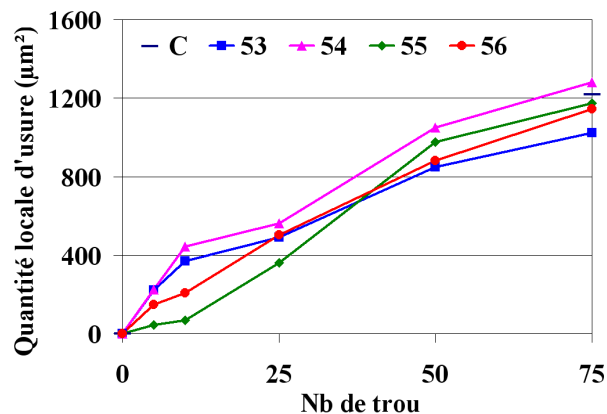


FIGURE 4.3.21: Evolution de l'usure locale au niveau du bec des outils 53, 54, 55 et 56

Le trop grand nombre de paramètres variant sur la géométrie des forets ne permet pas d'associer les variations d'usure observées aux variations des paramètres. Comme énoncé précédemment, les variations de l'angle d'hélice et de l'angle de pointe ont un impact direct sur l'angle de coupe  $\gamma_{P_0}$ . L'augmentation de l'angle de pointe ou de l'angle d'hélice engendre l'augmentation de l'angle de coupe  $\gamma_{P_0}$  au niveau du bec de l'outil. La figure 4.3.22 présente la superposition des profils des outils prototypes en condition d'usinage. Il peut être constaté sur cette figure que l'angle de coupe des outils 53 et 54 ( $20^\circ$ ) est bien plus grand que celui des outils 55 et 56 ( $12^\circ$ ) au niveau du bec de l'outil. Au vue des résultats obtenus par l'outil 53, un angle de coupe important et un angle de dépouille faible permettraient de minimiser l'usure abrasive. Un angle de coupe important permettrait la facilitation de l'écoulement du

copeau sur la face de coupe et la formation d'une couche bénéfique d'adhésion du titane sur la face de coupe, comme énoncé par Calamaz [CALA 08] dans le cas de l'usinage d'un alliage de titane seul. Toutefois l'auteur précise que la valeur de cet angle ne doit pas dépasser 30°, sous peine de fragiliser l'arête de coupe et de provoquer son effondrement.

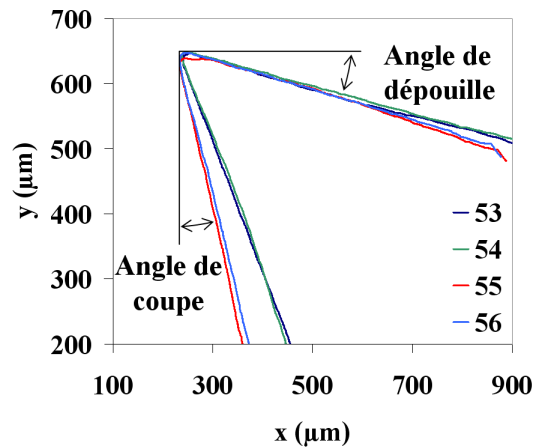


FIGURE 4.3.22: Profils de l'arête de coupe des outils 53, 54, 55 et 56 dans le plan Po

Bien qu'ayant un angle de coupe et de dépouille équivalent à ceux de l'outil 53, le foret 54 donne de moins bons résultats. Sa géométrie particulière au niveau du bec de l'outil peut être à l'origine de ces différences. Le cassage de bec présent sur cet outil crée une nouvelle singularité sur l'arête de coupe : à savoir le point de jonction entre le cassage de bec et l'arête principale de coupe (figure 4.3.23). Comme pour le bec de l'outil, ce point est le lieu d'une usure intense. Ceci se répercuterait sur l'arête de coupe, où plus d'usure abrasive serait observée.

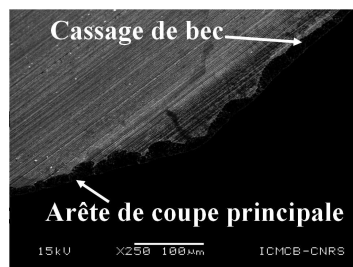


FIGURE 4.3.23: Image MEB du point de jonction entre le cassage de bec et l'arête principale de coupe

Il peut aussi être observé sur la figure 4.3.22 qu'à l'échelle du contact entre la pièce et l'outil ( $< 150 \mu\text{m}$ ), les différences de géométrie au niveau de la face en dépouille (droite ou curviligne) des outils 55 et 56 sont quasi inexistantes. Cela justifie les résultats similaires de ces deux outils en termes d'usure abrasive. Les différences constatées sur l'usure abrasive au niveau du bec de l'outil peuvent aussi avoir une origine thermique. Comme énoncé dans le chapitre bibliographique, la conductivité thermique du titane ne permet pas une évacuation rapide de la chaleur générée lors de l'usinage. Celle-ci reste concentrée au niveau de l'outil et accélère ainsi son usure selon König [KONI 79]. Bonnet [BONN 11] précise dans sa thèse l'importance de la largeur des listels sur la température atteinte lors de l'usinage de l'alliage de titane TA6V. La minimisation de la surface de contact entre le listel et la pièce permet la minimisation de la température atteinte lors de l'usinage et par conséquent, l'usure du foret. Il est donc logique que l'outil 53, ayant la plus faible largeur de listel (0,15mm), soit l'outil ayant subi le moins d'usure.

La présence d'adhésion est aussi un phénomène fortement tributaire de la température atteinte au cours de l'usinage. Cette adhésion diminue avec la diminution de la chaleur générée lors de l'usinage. Par conséquent, la présence d'adhésion du titane sur l'outil devrait être moins forte pour un outil dont la largeur du listel est faible. Les visualisations MEB, présentées tableau 4.3, montrent qu'aucune variation de la quantité d'adhésion sur la face de coupe de l'outil n'est observable malgré les différentes géométries utilisées. En revanche et contre toute attente, l'outil ayant la largeur de listel la plus importante (prototype 54) présente moins d'adhésion au niveau du listel. Ces résultats sont contradictoires avec l'hypothèse selon laquelle les différences d'usure observées sur la figure 4.3.21 seraient d'origine thermiques.

#### 4.3.4 Stratégie de perçage

La stratégie de perçage apparaît comme l'un des axes pouvant permettre l'optimisation des performances du procédé de perçage. Pour rappel, la stratégie de perçage initiale se résumait à la réalisation complète du perçage au cours d'une seule opération d'usinage et en utilisant un cycle de déburrage. Au cours de cette étude deux aspects de la stratégie de perçage ont été investigués :

- le nombre d'opérations nécessaires à l'enlèvement total de la matière (préperçage) ;
- la cinématique du perçage.

La suite de cette section détaillera l'influence de ces aspects de la stratégie de perçage sur l'usure du foret. Dans un premier temps, l'opération de préperçage fera l'objet d'une analyse. La présentation de cette nouvelle opération de perçage sera effectuée. Suite à cela, l'analyse de l'influence de la cinématique de perçage sera présentée. Une courte conclusion sur ces stratégies de perçage cloturera cette section.

##### 4.3.4.1 Influence du préperçage sur l'usure de l'outil

Le préperçage est une opération d'ébauche. Elle consiste à enlever le maximum de matière du trou afin de minimiser les efforts subis par l'outil effectuant la phase de finition. Plusieurs techniques d'usinage permettent la réalisation de cette opération. Au cours de cette étude, deux de ces techniques d'usinage ont été employées : le perçage à l'outil coupant et le perçage par Jet d'Eau Abrasif. La présence de particules abrasives incrustées dans la paroi du pré trou pouvant avoir un impact sur l'endommagement de l'outil de coupe, cette dernière technique a fait l'objet d'une attention toute particulière. Une étude interne menée par nos partenaires, le laboratoire ICMCB et l'entreprise JEDO Technologie, a permis de démontrer que les quantités d'abrasif présentes sur la surface du pré trou étaient infimes. Partant de cette constatation, l'hypothèse que la technique de préperçage utilisée n'a pas d'incidence sur l'usure de l'outil de coupe a été faite. Par conséquent les résultats issus de ces deux techniques d'usinage seront comparés indifféremment.

Ce paragraphe a pour but la mise en évidence de l'influence d'une opération de préperçage sur l'endommagement subi par l'outil de coupe effectuant l'opération de finition. Cette recherche a été motivée par le fait que cette stratégie de perçage permet, d'après la littérature, de réduire les efforts et la température produits lors de la coupe. L'usure étant influencée par ces deux paramètres, il serait logique que celle-ci soit minimisée par l'utilisation de cette stratégie de perçage.

Afin de n'observer que les gains apportés par l'utilisation d'un pré trou, l'opération de finition est identique à celle de la stratégie de perçage initiale. Les comparaisons présentées ci-après ont été effectuées à partir d'essais ayant les mêmes conditions de coupe et utilisant des outils de géométrie identique.

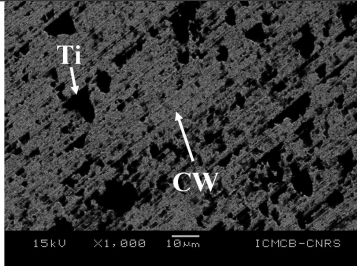
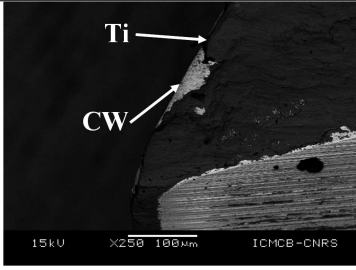
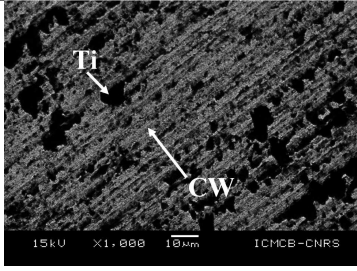
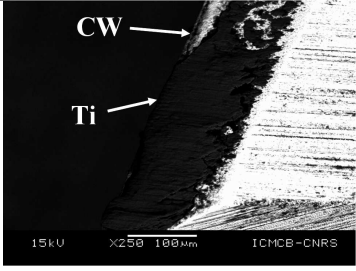
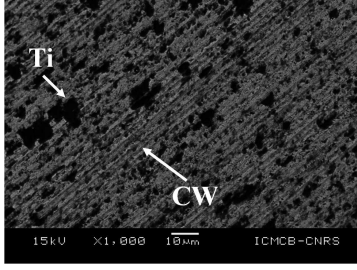
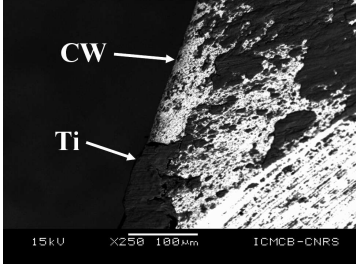
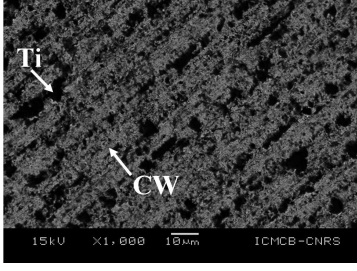
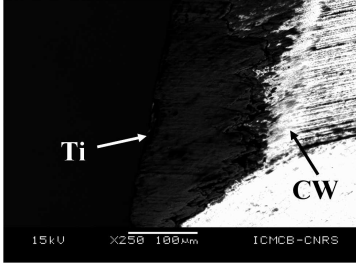
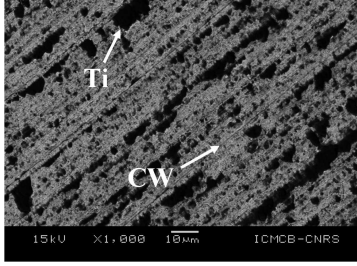
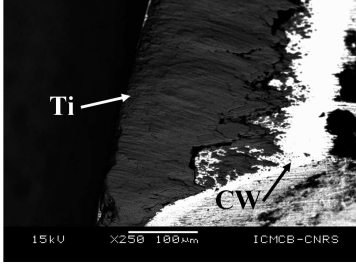
Outil	Face de coupe	Listel
C		
53		
54		
55		
56		

Tableau 4.3: Adhésion du titane sur la face de coupe et du listel des outils C, 53, 54, 55 et 56 après 75 trous (image en électrons rétrodiffusés)

La figure 4.3.24 montre que le diamètre du préperçage a une influence directe sur les efforts de coupe générés. Plus le diamètre du préperçage est important et moins le foret effectuant l'opération de finition subit d'efforts. Ainsi, l'effort de poussée, lors de la phase de finition, peut être diminué de 17%, 50% et 85% par l'utilisation d'un pré-trou de 1, 3 et 5 mm de diamètre. Ces constatations sont valables aussi bien dans l'empilage CFRP/Al que dans l'empilage CFRP/Ti.

Il faut toutefois rappeler que localement sur l'arête de coupe l'effort spécifique de coupe reste inchangé. Pour rappel, l'effort spécifique de coupe en perçage est défini dans les normes [NF E66-520-7] et [NF E66-520-8]. Son expression pour le perçage avec pré-trous est :



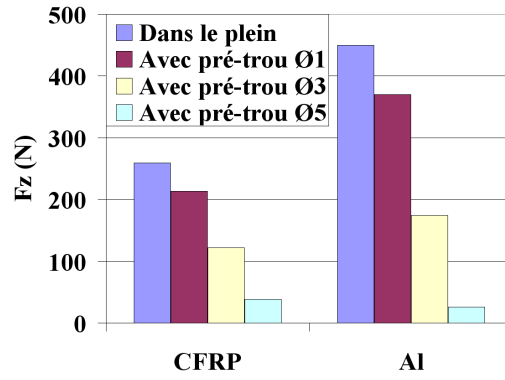


FIGURE 4.3.24: Influence du diamètre de préperçage sur l'effort Fz pour l'outil DIAGER dans l'empilage CFRP/Al

$$K_{c,f} = \frac{2F_a}{f(D-d)} \quad (4.3.1)$$

Avec,

- $K_{c,f}$  l'effort spécifique de coupe en [MPa] ,
- $F_a$  l'effort de poussée généré lors de la coupe en [N] ,
- $f$  l'avance en [mm/tr] ,
- $D$  le diamètre du foret en [mm] ,
- $d$  le diamètre du pré-trou en [mm].

Comme le montre la figure 4.3.25, bien que l'effort de poussée pour les perçages réalisés avec préperçage de diamètre 3mm soit inférieur de 50% à ceux générés sans préperçage (dans le plein), l'effort spécifique de coupe est du même ordre de grandeur pour les deux stratégies de perçage et ce, tout au long des 75 trous réalisés. Localement, l'arête de coupe de l'outil est donc soumise aux mêmes pressions dans les deux cas.

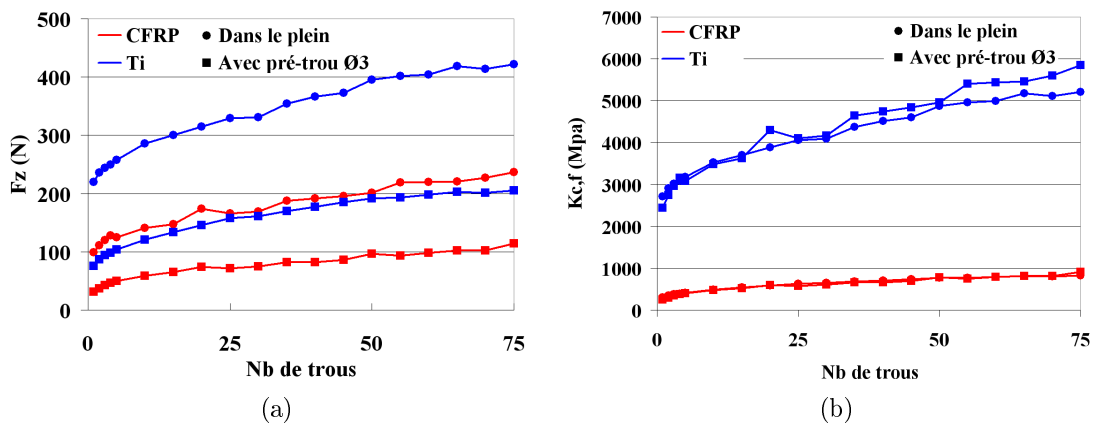


FIGURE 4.3.25: Evolution de a) l'effort Fz et b) l'effort spécifique de coupe pour l'outil C dans l'empilage CFRP/Ti

De plus, les températures atteintes au cours de ces stratégies d'usinage sont similaires, comme il peut être vu sur la figure 4.3.26. Les mesures réalisées dans la pièce à 4 mm de la paroi du trou indiquent que la chaleur générée par la coupe et transmise à la pièce ne varie pas suivant la présence d'un préperçage. Ces mesures indiquent aussi que la chaleur

générée par la partie centrale de l'outil ( $\emptyset < 3\text{mm}$ ) n'a que très peu d'impact sur la chaleur transmise à la pièce.

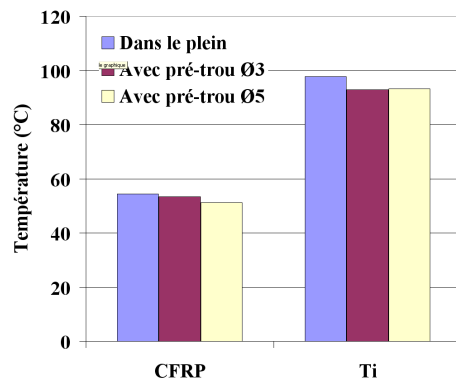


FIGURE 4.3.26: Influence du diamètre de préperçage sur la température maximale atteinte dans la pièce à 4 mm de la paroi du trou

Les pressions locales exercées sur le foret, la température atteinte localement au cours de l'usinage, ainsi que la quantité de matière ayant défilée sur l'arête de coupe sont identiques pour ces deux stratégies de perçage. L'endommagement du foret découlant de ces paramètres devrait être identique.

Comme le montre les figures 4.3.27 et 4.3.28, les visualisations MEB ainsi que l'analyse des profils de l'arête de coupe vérifie cette hypothèse. Dans le cadre de cette étude, l'usure observée sur les deux outils est similaire aussi bien visuellement que quantitativement. L'outil ayant percé dans le plein présente une usure locale au niveau du bec de  $1101 \mu\text{m}^2$  contre  $1072 \mu\text{m}^2$  pour l'outil ayant percé après une opération de préperçage, soit une différence inférieure à 3%.

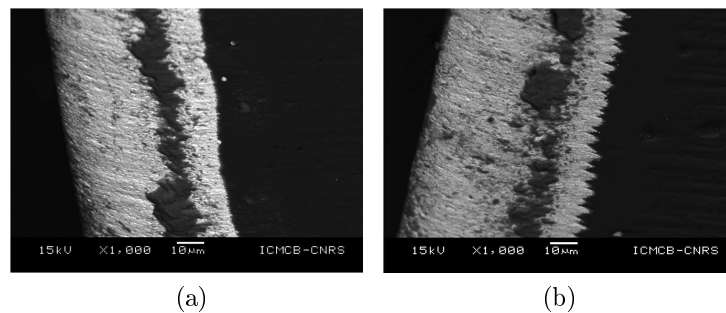


FIGURE 4.3.27: Visualisation MEB de l'arête de coupe au niveau de l'outil C perçant a) dans le plein et b) après une opération de préperçage

#### 4.3.4.2 Influence de la cinématique de perçage sur l'usure de l'outil

Le perçage avec cycle de débouillage est utilisé lorsque le copeau produit par l'usinage est continu. Il a pour objectif l'amélioration de l'évacuation des copeaux par la réduction de leur taille. Ce type de cycle est donc utilisé afin de réduire les risques d'endommagement de la pièce par le frottement du copeau sur les surfaces déjà usinées, ou encore pour réduire les risques d'endommagement de l'outil liés à une mauvaise évacuation des copeaux. Cet endommagement de l'outil peut aller jusqu'à la rupture de celui-ci si le copeau produit s'enroule autour du foret et obstrue l'évacuation des copeaux. Les copeaux ne pouvant plus sortir s'entassent dans la goujure jusqu'à ce que celle-ci soit pleine, entraînant ainsi la défaillance du foret (voir figure 4.3.29).

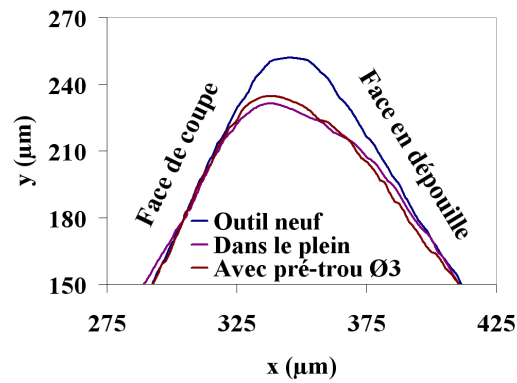


FIGURE 4.3.28: Comparaison des profils de l'arête de coupe après 75 trous entre un outil C perçant dans le plein et après une opération de préperçage

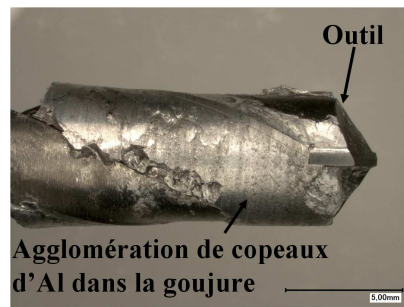


FIGURE 4.3.29: Défaillance du foret DIAGER après l'obstruction de l'évacuation des copeaux par un copeau long

La production de copeau court pouvant être obtenue en influant sur la géométrie de l'outil ou/et les conditions de coupe, ce cycle d'usinage perd tout intérêt si celui-ci ne permet pas de gain significatif sur la qualité des trous produits et la durée de service des outils. Ce paragraphe a pour objectif de mettre en évidence le gain pouvant être apporté par cette stratégie de perçage en termes d'usure de l'outil. Pour cela, les résultats obtenus par cette stratégie seront comparés à ceux obtenus avec un cycle de perçage continu et un cycle avec brise copeaux. Le cycle de perçage avec brise copeaux sectionne le copeau par l'arrêt du mouvement d'avance du foret au cours de l'usinage. Ce cycle est effectué sans sortie du foret. L'analyse présentée ci-après repose sur l'hypothèse que l'usure subie par l'arête de coupe du foret est liée à la température atteinte au cours de l'usinage et plus particulièrement à la température lors de l'usinage de la partie métallique de l'empilage. Plus cette température est élevée et plus l'usure subie par le foret est importante. La stratégie de perçage produisant le moins de chaleur est donc celle produisant le moins d'usure.

La figure 4.3.30 montre la température en fonction du temps, mesurée à 4 mm de la zone de coupe, pour les trois stratégies de perçage. Il peut être observé que le cycle de déburrage et le cycle de brise copeaux permet le refroidissement de la matière au cours de l'usinage lors des phases de sectionnement du copeau. Ces refroidissements permettent d'obtenir une température maximale atteinte au cours de l'usinage moins importante.

Comme le montre la figure 4.3.31, l'utilisation d'un cycle de déburrage permet la diminution de la température observée à 4 mm de la zone de coupe de 60% et de 35% par rapport au cycle continu et brise copeaux, respectivement.

Ces gains montent à 100% et 70% pour la température calculée en surface du trou, à partir de la simulation numérique présentée chapitre 6. Conformément à notre hypothèse de départ, l'utilisation d'un cycle de déburrage permettrait de minimiser l'usure subie par le foret.

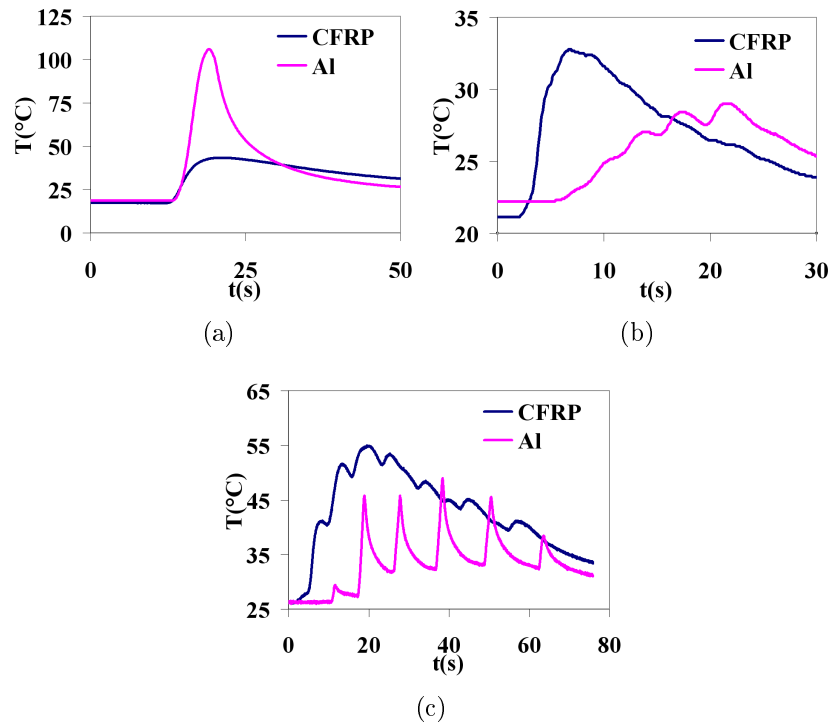


FIGURE 4.3.30: Température mesurée dans la pièce à 4 mm de la paroi du trou pour l’outil DIAGER avec un cycle a) continu, b) brise copeaux et c) avec déburrage

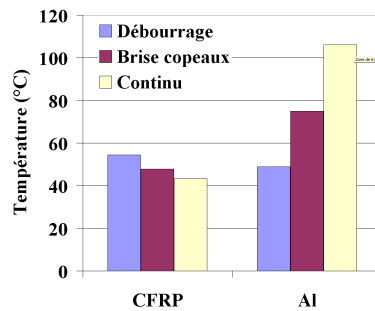


FIGURE 4.3.31: Influence de la cinématique de perçage sur la température maximale atteinte dans la pièce à 4 mm de la paroi du trou

## 4.4 Modélisation des efforts de coupe

Il est bien connu dans la littérature que les efforts engendrés par la coupe augmentent avec le nombre d’usinage réalisé. La figure 4.4.1 présente l’évolution des efforts axiaux sur 250 trous pour deux outils ayant la même macro-géométrie ainsi que les mêmes conditions de coupe. Nous pouvons observer que l’effort axial n’augmente pas à la même vitesse suivant l’outil utilisé. L’outil ayant la vitesse d’usure la moins rapide, l’outil revêtu diamant, engendre une vitesse de progression de l’effort axial moins importante. Les mesures des profils d’acuité d’arête réalisées sur ces deux outils ont montré qu’au bout du 35<sup>ème</sup> trou pour l’outil 14-CN et du 250<sup>ème</sup> trou pour l’outil 14, la quantité d’usure de ces deux forets étaient identiques ( $1235 \mu\text{m}^2$  et  $1208 \mu\text{m}^2$  pour les outils 14 et 14-CN, respectivement). Ces deux outils étant identiques aussi bien à l’échelle macroscopique que microscopique, les efforts qu’ils génèrent sont identique (207 N et 203 N pour les outils 14 et 14-CN, respectivement).

Iliescu [ILIE 08] a aussi mis en évidence l’influence de l’usure ( $W$ ) sur l’effort de poussée lors du perçage de matériaux composites. Il propose une formulation de l’effort de poussée

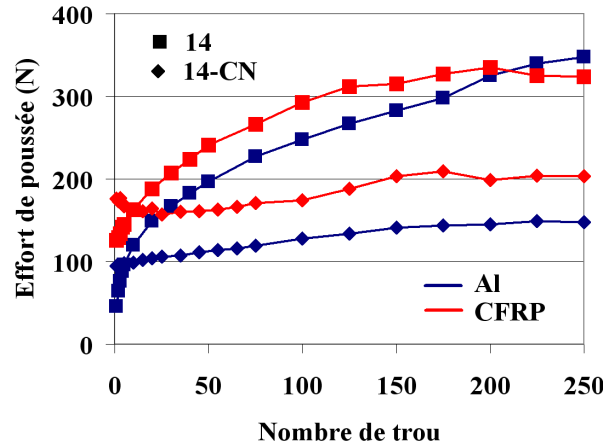


FIGURE 4.4.1: Effort de poussée pour les outils 14 et 14-CN

prenant en compte l'effet de ce paramètre ainsi que l'effet des conditions de coupe ( $V_c$ ,  $f$ ).

$$F_A = K * f^\alpha * V_c^\beta * W^\delta \quad (4.4.1)$$

avec

$$W = W_0 + W_i \quad (4.4.2)$$

Iliescu [ILIE 08] modélise l'usure  $W$  comme l'addition de l'usure initiale de l'outil  $W_0$  et de l'usure subie par l'outil  $W_i$  jusqu'à l'instant  $i$  de l'essai.

Maintenant, observons l'évolution de la zone de contact copeaux/outil/pièce avec l'usure dans la configuration de coupe (figure 4.4.2). Il a été mis en évidence précédemment (section 2.2.2.2) qu'à l'échelle du contact copeaux/outil/pièce, l'angle de coupe et l'angle de dépouille ne varient pas suivant l'usure de l'outil. L'hypothèse suivant laquelle les conditions de contact sur la face de coupe et sur la face en dépouille restent inchangées, quelque soit le niveau d'usure de l'outil, peut être faite. Une constante peut donc modéliser l'action de l'angle de coupe et l'angle de dépouille sur l'effort de poussée. Dans ce modèle, celle-ci est incluse dans la constante  $K$  au même titre que l'influence de la lubrification, du matériau usiné, ...

Dans notre étude, seule l'influence de l'usure sur l'effort de poussée a été analysée. Les conditions de coupe utilisées pour chaque outil ont été constantes au cours du temps. La formulation de l'effort de poussée peut donc être écrite comme :

$$F_A = K' * (W_0 + W_i)^\delta \quad (4.4.3)$$

Dans cette formulation, l'usure initiale  $W_0$  est l'un des paramètres à déterminer à partir des essais réalisés, celui-ci n'ayant rien de physique. La présence d'une usure initiale n'a pas de sens lorsque l'outil, à l'état neuf, ne présente aucun de défauts singuliers ayant été engendrés lors de sa manipulation (bris du bec, éclat sur l'arête). Ce paramètre ne fait que cacher l'impact de la micro-géométrie initiale du foret sur l'effort de poussée.

Comme il a été présenté à la section 4.2.2, les moyens actuels de visualisation permettent de mesurer le profil de l'arête de coupe de l'outil. Il est donc possible d'accéder directement à la micro-géométrie du foret et aux différents paramètres la définissant. Ces paramètres, dans la configuration de coupe, sont (voir figure 4.4.2) :

- L'aire « morte »  $A_m$  comprise entre le profil d'usure de l'arête de coupe et la trajectoire au point considéré de celle-ci ;
- La longueur de contact  $S\alpha'$  entre la pièce et l'arête de coupe de l'outil projetée sur le plan ayant pour normale la direction d'avance ;
- La hauteur de matière  $S\beta'$  comprise entre la trajectoire de l'outil et le point de séparation copeau/pièce.

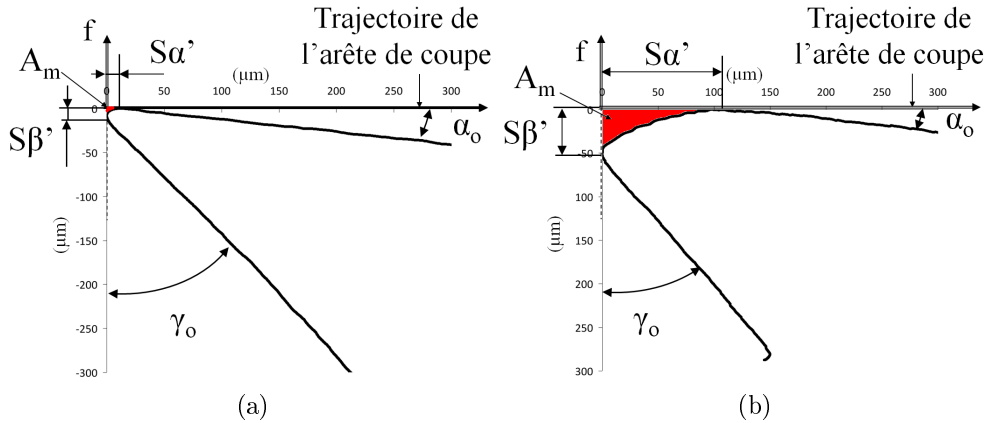


FIGURE 4.4.2: Description de la zone de coupe pour l'outil 49 a) neuf et b) usé

Du fait de la dépendance existant entre l'aire morte  $A_m$  et les paramètres  $S\alpha'$  et  $S\beta'$ , deux modèles décrivant l'impact de la micro-géométrie de l'arête de coupe sur l'effort de poussée peuvent être proposés :

$$F_A = K' * A_m^\alpha \quad (4.4.4)$$

$$F_A = K' * S\alpha'^\gamma * S\beta'^\theta \quad (4.4.5)$$

Les résultats expérimentaux ont confirmé le fait que l'effort axial est influencé par ces paramètres. En partant de l'hypothèse que la séparation de la matière s'effectue au niveau du rayon du profil d'arête, l'aire morte  $A_m$  quantifie la quantité de matière (coté pièce) devant passer sous le foret et la hauteur  $S\beta'$  le déplacement nécessaire à la matière afin de pouvoir passer sous le foret. La longueur de contact  $S\alpha'$  permet, par extrapolation à toute l'arête de coupe, de quantifier la surface du foret pouvant transmettre les efforts engendrés par le mouvement d'avance du foret.

Ces deux formulations ont été évaluées statistiquement sous EXCEL afin de déterminer laquelle d'entre elle définit le mieux l'impact de la micro-géométrie sur l'effort de poussée. L'erreur commise par ces deux modèles est présentée pour chaque outil figure 4.4.3.

Comme il peut être vu, les erreurs commises par ces différents modèles sont toutes du même ordre de grandeur. Le modèle 4.4.5 engendre les plus grandes erreurs, essentiellement dans l'empilage CFRP/Ti. Toutefois, ces modèles sont capables de prédire l'effort de poussée engendré par un outil non revêtu ou dont le revêtement n'est pas efficace avec une erreur proche ou inférieure à 10%.

En revanche, ils éprouvent des difficultés à prédire l'effort de poussée dans l'aluminium pour les outils revêtus diamant utilisés dans l'empilage CFRP/Al. Ces modèles sont dans

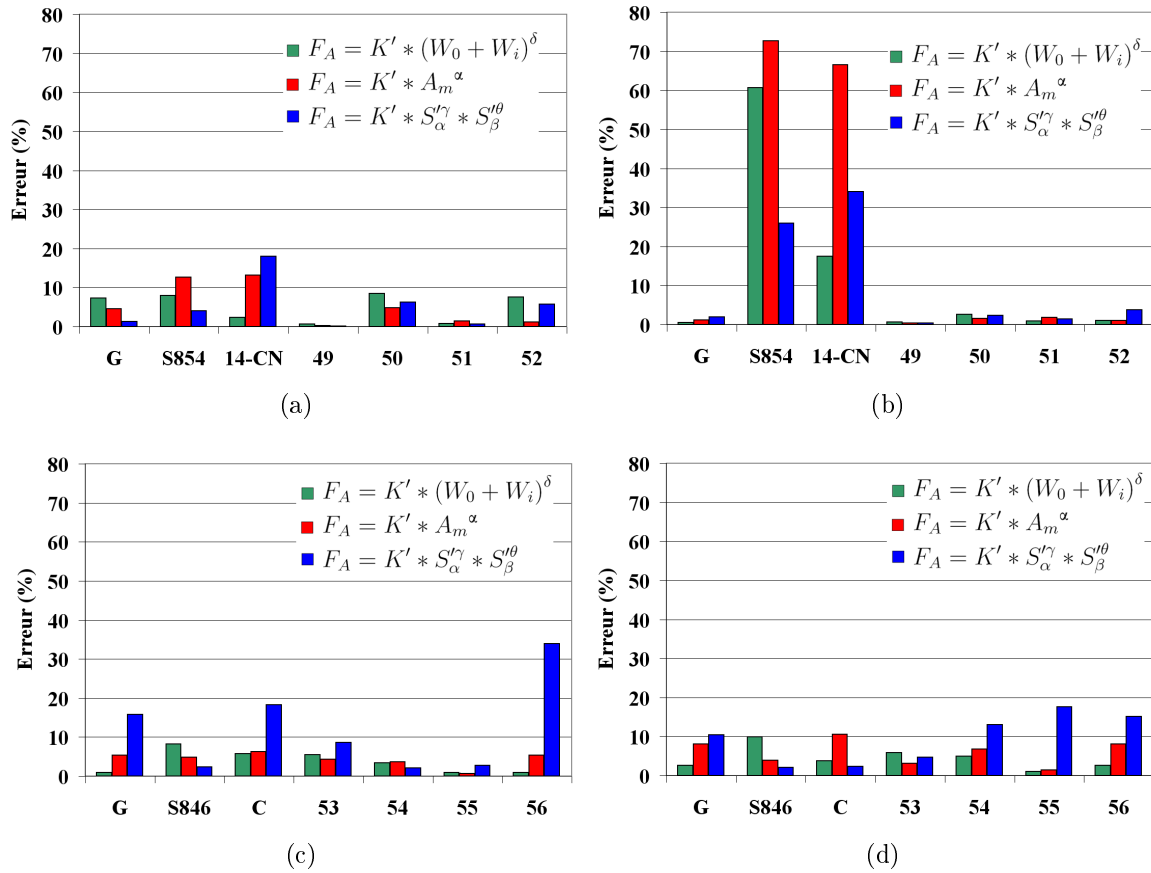


FIGURE 4.4.3: Pourcentage d'erreur entre les valeurs de l'effort de pénétration obtenues à partir du modèle dans a) le CFRP et b) Al pour l'empilage CFRP/Al et c) le CFRP et d) le Ti pour l'empilage CFRP/Ti

l'incapacité de décrire les phénomènes particuliers se produisant lors du perçage de l'aluminium par ces outils. Comme il peut être vu sur la figure 4.4.4, deux phénomènes distincts peuvent être observés : une diminution de l'effort de poussée lors des 20 premiers trous et une diminution de l'effort de coupe à partir de la rupture du revêtement. Ces phénomènes peuvent être liés aux changements des conditions de contact (collant ou glissant) entre l'outil, le copeau et la pièce. L'usure abrasive subie par l'outil lors des 20 premiers trous ou la rupture du revêtement aurait tendance à optimiser ces conditions de contact et, par conséquent, l'outil génère des efforts moins importants. Les modèles présentés précédemment considérant les conditions de contact entre l'outil, le copeau et la pièce comme fixe, ils ne sont pas capables de décrire l'effort de poussée dans l'aluminium pour des outils revêtus. Afin de pouvoir décrire l'effort de poussée dans l'aluminium pour ce type d'outils, il est nécessaire de caractériser leurs conditions de contact ainsi que l'évolution de celles-ci au cours du temps.

Il peut aussi être observé sur la figure 4.4.4, que l'effort de poussée dans le composite n'est pas affecté par les deux phénomènes décrits ci-dessus. Dans le cas du perçage des composites, les conditions de contact entre l'outil, le copeau et la pièce ne varient pas quel que soit le type d'outil utilisé. Par conséquent, les modèles sont capables de décrire l'évolution de l'effort de coupe pour les outils revêtus diamant.

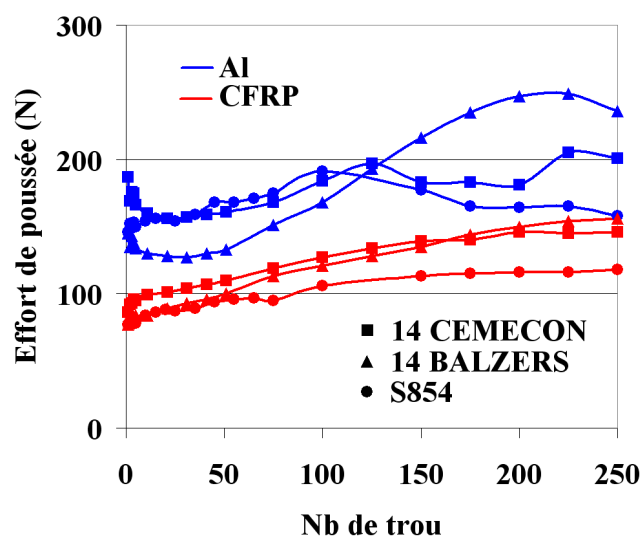


FIGURE 4.4.4: Efforts de poussée des outils revêtus diamant 14 et S854





# Conclusions

Au cours de ce chapitre, les mécanismes d'usure auxquels sont soumis les outils de coupe ont été identifiés. Les visualisations de l'outil au microscope numérique à balayage ont permis d'observer l'abrasion engendrée par la coupe des fibres de carbone ainsi que l'adhésion du métal sur l'outil. Elles ont aussi permis d'identifier les zones soumises à ces mécanismes d'usure. Dans le cadre de cette étude le mécanisme d'usure prépondérant est l'abrasion. Il est observable sur toutes les arêtes vives composant la zone de contact entre l'outil et la pièce. Peu d'adhésion est observée hors mis sur les listels des outils dédiés à l'empilage CFRP/Ti.

Les profils d'acuité de l'arête de coupe, obtenus grâce au microscope numérique présent au laboratoire, ont permis une analyse quantitative de l'usure subis par le foret. L'accès à ces profils a permis la mise en évidence du lien entre la cinématique de l'opération de perçage (une rotation et une translation conjuguées) et l'évolution de la micro-géométrie du foret. De même, un lien entre la micro-géométrie de l'outil et les efforts qu'il engendre a pu être observé.

Au travers de ces profils la répartition de l'usure sur l'arête de coupe et l'évolution de la quantité de matière perdue par le foret au cours du temps ont pu être observées. En se basant sur la quantité de matière perdue par le foret localement, l'influence des différents paramètres du procédé sur l'usure des outils a pu être évaluée. Il ressort de cette étude que le paramètre le plus influant sur l'usure est la dureté du matériau de l'outil. Celle-ci peut être augmentée par l'utilisation de matériaux d'outil spécifiques ou par le dépôt d'un revêtement sur celui-ci. Une diminution de plus de 30% peut être espérée par l'utilisation d'un matériau d'outil ou d'un revêtement adapté. Cette analyse met aussi en évidence les difficultés rencontrées en termes de tenue du revêtement, notamment dans l'empilage CFRP/Ti où aucun des revêtements testés n'est restés présent sur l'outil au-delà de 5 trous. En plus d'être dur, les revêtements utilisés pour ce type d'empilage doivent pouvoir supporter l'importante température générée au cours de l'usinage du titane.

Le second paramètre pouvant influencer sur l'usure est la macro-géométrie de l'outil. Cette étude désigne les angles de pointe, d'hélice et de dépouille comme les trois principaux paramètres de l'outil pouvant influencer sur la tenue à l'usure de l'outil. Les gains apportés par l'optimisation de ces paramètres géométriques sont moins conséquents que celui apporté par l'augmentation de la dureté de l'outil. Ils sont au maximum de 10 et 30% pour le perçage des empilages CFRP/Ti et CFRP/Al, respectivement.

La stratégie de perçage a aussi fait l'objet d'une analyse. La moins sévère en termes d'usure s'avère être le perçage avec cycle de déburrage. Cette stratégie permet de diminuer la température atteinte au cours de l'usinage, ceci générant moins d'usure. Il est aussi à noter qu'une opération de préperçage n'a pas d'influence sur l'usure du foret, celui-ci étant localement soumis aux mêmes efforts et flux de chaleur.

En résumé, pour minimiser l'usure du foret, il est préférable d'utiliser un cycle de perçage avec déburrage, une géométrie d'outil spécifique (14 et 53 pour le CFRP/Al et CFRP/Ti respectivement) en utilisant le matériau d'outil le plus dur possible. Dans le cas où un revêtement serait déposé sur l'outil, il serait nécessaire de vérifier que la géométrie du foret

sélectionnée n'a pas d'impact sur l'accroche de celui-ci sur l'outil. De plus, pour l'empilage CFRP/Ti, la géométrie du foret sélectionné doit aussi être celle produisant le moins de chaleur.

# Chapitre 5

## Qualité des perçages

Le chapitre précédent a permis de mettre en évidence les différentes possibilités permettant de minimiser l'usure du foret. Bien que l'usure ait un impact certain sur la durée de service d'un outil, celle-ci ne la définit pas entièrement pour autant. Pour rappel, la durée de service d'un foret est définie comme la durée durant laquelle l'outil est capable de produire des trous satisfaisant les exigences, dimensionnelles et géométriques, définies par le cahier des charges. Afin de définir la durée de service d'un outil, il est donc primordial d'étudier la qualité des perçages et plus particulièrement les non-qualités pouvant être générées. Brinksmeier et al. [BRIN 02] furent les premiers à mettre à jour les différents défauts rencontrés lors du perçage d'empilages composite/métal. Au cours de leur étude, ils ont pu observer :

- le délaminage et l'arrachement de fibres dans le composite,
- la création de bavure dans les couches métalliques,
- des différences entre les diamètres mesurés dans chaque matériau.

Dans le cadre de notre étude, la totalité des défauts cités a pu être observée. Cependant, tous n'engendrent pas de non-qualités. Les bavures créées au cours de cette étude n'ont pas atteint des hauteurs supérieures aux limites prescrites par le cahier des charges. Ce type de défaut n'engendrant pas de non-qualités, il ne sera pas abordé dans ce chapitre. De même, l'arrachement des fibres ne sera pas investigué dans le détail. Ce défaut sera englobé par les mesures de rugosité, celle-ci étant directement affectés par la présence de ce type de défaut.

Ce chapitre ne présentera que les défauts engendrant des non-qualités. Dans un premier temps, la géométrie et la précision des trous seront abordées. Ce paragraphe présentera, dans le détail, les différences de diamètre observées pour chaque empilage étudié ainsi que les paramètres pouvant avoir une influence sur leur valeur. Dans un second temps, l'endommagement du CFRP en entrée de trou fera l'objet d'une analyse. Les mécanismes de formation de cet endommagement ainsi que les paramètres permettant son apparition seront alors présentés. L'état de la paroi du trou, au travers de l'analyse de sa rugosité, fera l'objet d'une analyse et cloturera cette section.

### 5.1 Géométrie et précision des trous

Comme énoncé précédemment, la géométrie des trous n'est pas parfaite. Pour rappel, la qualité requise dans le domaine aéronautique pour ce type d'usinage est une qualité 9. Pour un diamètre de 6mm, ce niveau de qualité représente un intervalle de tolérance de 30  $\mu\text{m}$ . Les trous réalisés au cours de cette étude ont été mesurés en trois positions, en entrée et sortie du composite, aux hauteurs H1 et H2 respectivement, ainsi qu'au centre du matériau métallique, à la hauteur H3. Les différences entre ces diamètres étant spécifiques à chaque empilage, la suite de ce paragraphe présentera la géométrie et la précision des trous dans chacun d'entre eux.

### 5.1.1 Empilage CFRP/Al

Comme pour Brinksmeier et al. [BRIN 02], une différence entre les diamètres mesurés dans le composite et ceux mesurés dans l'aluminium, au sein d'un même trou, a été constatée. La figure 5.1.1 présente un exemple de différences de diamètre sur les trois hauteurs mesurées H1, H2 et H3 et leur évolution sur 250 trous. Comme il peut être observé sur cette figure, les différences entre ces trois diamètres peuvent être supérieures à 20  $\mu\text{m}$ . Cette valeur étant du même ordre de grandeur que l'intervalle de tolérance, la maîtrise de ce défaut devient primordiale.

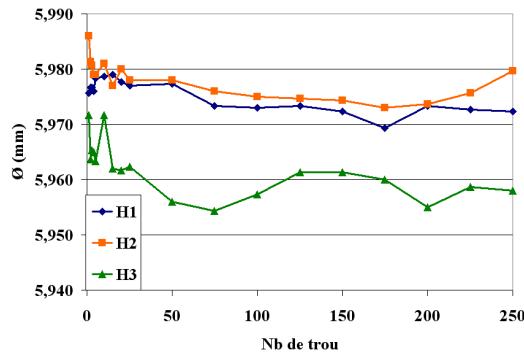


FIGURE 5.1.1: Evolution du diamètre des trous en H1, H2 et H3 pour l'outil 11

Il peut aussi être observé sur cette figure que les diamètres mesurés dans le composite sont plus grands que ceux mesurés dans le métal. Dans cette étude, cela reste vrai quel que soit l'outil utilisé ou encore son niveau d'usure. Seule l'intensité de ce défaut varie suivant la géométrie d'outil utilisée ou encore les conditions de coupe.

Les causes de ces différences de diamètre peuvent être multiples et variées. Brinksmeier et al. [BRIN 02] évoquent l'hypothèse que les différences de diamètre observés sont liées aux caractéristiques mécaniques des matériaux et plus particulièrement, à leur module élastique. Afin de savoir si cette hypothèse peut être vérifiée dans le cadre de cette étude, plusieurs tests ont été menés.

Cette section propose un récapitulatif des essais réalisés en vue de la mise en évidence et de la compréhension des phénomènes causant les différences de diamètre observées. Elle va présenter les phénomènes engendrant les différences de diamètre dans l'empilage CFRP/Al, ainsi que l'influence des différents paramètres du procédé sur la valeur de ces différences de diamètre.

#### 5.1.1.1 Description des phénomènes engendrant les différences de diamètre constatées

Brinksmeier et al. [BRIN 02, BRIN 11] mettent en évidence l'endommagement causé par la remontée de copeaux métalliques sur le matériau composite dans le cadre du perçage de multi-matériaux. Le contact entre les copeaux métalliques et la paroi du trou dans le matériau composite pourrait, dans le cas de cette étude, engendrer des endommagements suffisamment importants pour causer les différences de diamètre observées. L'abrasion de la paroi du trou par le passage des copeaux métalliques agrandirait le diamètre du trou dans la partie composite, qui, comme énoncé précédemment, est plus grand que le diamètre mesuré dans la partie métallique. Afin de vérifier cette hypothèse, la géométrie des trous ainsi que son évolution lors des 8 passes nécessaires à leur réalisation ont été mesurées.

Comme il peut être vu sur la figure 5.1.2, la géométrie finale du trou n'est pas parfaitement cylindrique (passe 8). Elle est de forme conique dans le composite et quasi cylindrique

dans l'aluminium. Cette figure permet aussi d'observer l'évolution des diamètres au fur et à mesure des passes effectuées. Il peut être constaté que lors du premier passage de l'outil sur la paroi du composite à 0, 3 et 6 mm de profondeur, lors des passes 1, 2 et 3 respectivement, les diamètres mesurés à ces profondeurs ( $\approx 6,010$  mm) ont une valeur proche du diamètre de l'outil (6,008 mm). De même, il est intéressant de constater que ces diamètres, lors du premier passage de l'outil à ces profondeurs, ont la particularité d'être quasiment identiques à ceux mesurés dans l'aluminium à l'état final (6,005 mm). Si les diamètres obtenus lors du premier passage de l'outil, aussi bien dans le composite que dans l'aluminium, ne variaient pas de leur valeur initiale, les différences entre les diamètres mesurés dans ces deux matériaux ne seraient que de quelques microns ( $\approx 5$   $\mu\text{m}$ ). Or ces diamètres subissent une augmentation comme il peut être vu sur la figure 5.1.2. Les augmentations les plus importantes sont observées dans le composite. A la fin de l'opération de perçage, le diamètre en entrée de trou dans le composite atteint une valeur de 6,027 mm, soit 17  $\mu\text{m}$  de plus que sa valeur après la première passe. Les variations de diamètre constatées dans l'aluminium ne sont que de quelques microns, ces diamètres atteignant 6,010 mm en fin d'usinage.

Une variation du diamètre en entrée de trou entre la première et la seconde passe peut aussi être observée sur la figure 5.1.2. Cette augmentation de diamètre n'est pas attribuable au passage des copeaux métalliques, ceux-ci n'étant produit qu'à partir de la troisième passe. Seul le deuxième passage du foret sur la surface fraîchement usinée peut avoir causé cette variation.

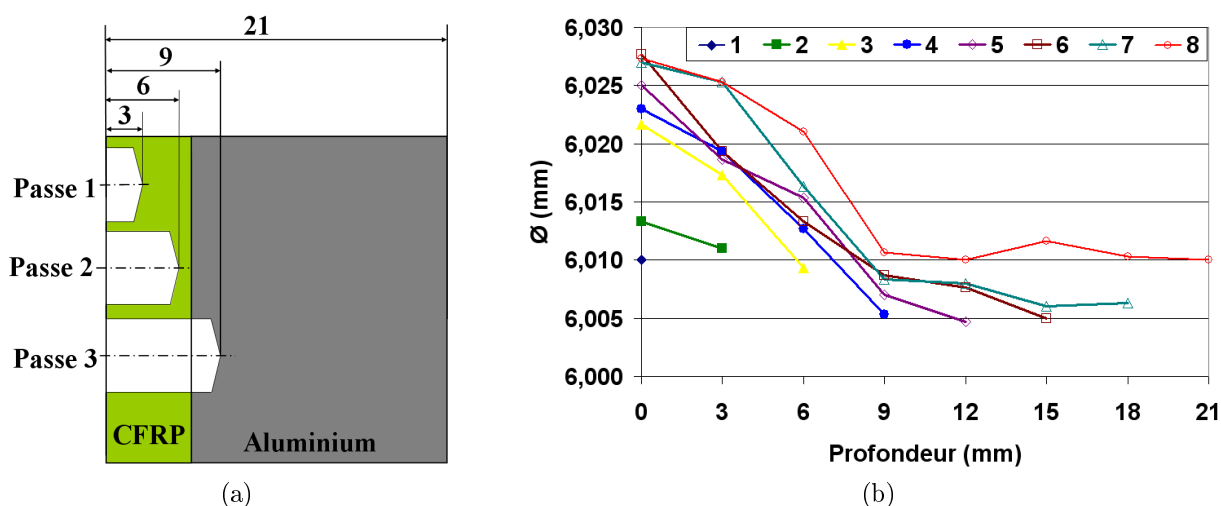


FIGURE 5.1.2: Forme des trous dans le T800\_DA550/7010 mesurée à chaque passe

Fort de cette constatation plusieurs tests ont été réalisés afin de différencier les augmentations de diamètre, dans la partie composite de notre multi-matériau, causées par le nombre de passages de l'outil de celles causées par le passage des copeaux métalliques. La manipulation mise en place permet d'isoler les endommagements liés au nombre de passage de l'outil sur la paroi du trou. Pour ces essais, la cinématique du foret, du point de vue du composite, reste la même, 8 passes étant effectuées. La manipulation se déroule comme lors du cas standard pour les deux premières passes, la pointe du foret atteignant une profondeur de 3 puis 6 mm. La troisième passe n'est pas exécutée en totalité afin de ne pas créer de copeaux métalliques. Le foret s'arrête à une profondeur de 7 mm et non 9 mm comme précédemment, cette valeur correspondant à l'épaisseur du composite. Du 4<sup>ème</sup> au 8<sup>ème</sup> passage, les passes sont « fictives ». Le foret se contente de passer dans le composite sans jamais aller au-delà de 7 mm de profondeur. Bien que le composite ait été percé sur sa totalité, la présence du cône laissé par la pointe du foret, de hauteur 1,5 mm, ne permet pas la mesure du diamètre pour une profondeur de 6 mm.

La figure 5.1.3 présente l'évolution des diamètres mesurés dans le composite à 0 et 3 mm de profondeur sans génération de copeaux métalliques. Ces diamètres augmentent avec le nombre de passe effectué. A chaque passage du foret sur la surface déjà usinée, celui-ci enlève une légère quantité de matière et par conséquent le diamètre du trou augmente. Après 8 passes, ces diamètres atteignent des valeurs proches de celles observées lors des perçages réalisés avec production de copeaux métalliques, soit une valeur de 6,028mm.

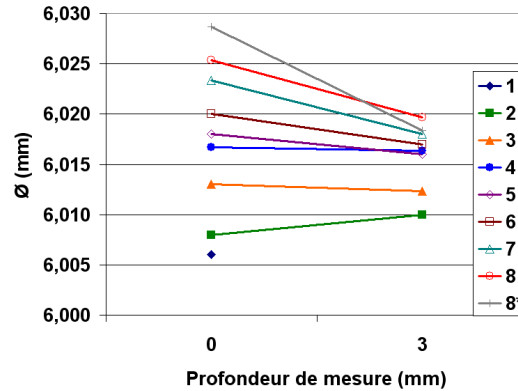


FIGURE 5.1.3: Evolution des diamètres à 0 et 3mm de profondeur dans le composite pour l'outil 14, sans passage de copeaux métalliques.

Suite à ces résultats, il peut être conclu que, dans le cadre de cette étude, les différences de diamètre sont majoritairement imputables aux enlèvements consécutifs de matière lors du passage de l'outil sur la paroi déjà usinée et non aux endommagements dus à la remontée des copeaux métalliques.

Plusieurs phénomènes peuvent être à l'origine de ces enlèvements de matière. Parmi les plus vraisemblables nous pouvons citer :

- le retour élastique des fibres de carbone ;
- les vibrations radiales du système usinant ;
- le défaut de coaxialité entre l'axe du foret et l'axe de rotation de la broche.

Dans le premier cas, couramment énoncé dans la littérature, le foret briserait les fibres s'étant repositionnées par retour élastique. Ce cas de figure pourrait être valable si le retour des fibres engendrait un diamètre plus petit que le diamètre de l'outil. Or cela n'est pas le cas dans cette étude où le diamètre des trous dans le composite est toujours supérieur au diamètre du foret utilisé, même lors de la première passe.

Les deux autres phénomènes, les vibrations radiales ainsi que le défaut de coaxialité, ont la même conséquence : l'augmentation de la zone atteinte par le bec du foret. Le diamètre de cette zone étant plus important que le diamètre de l'outil, il est logique d'obtenir un diamètre plus grand que celui-ci. A l'aide des constatations antérieures concernant l'évolution des diamètres avec le nombre de passage du foret, il peut être conclu que le diamètre de la zone atteinte par le foret est variable. Il a été vu précédemment que les diamètres mesurés lors du premier passage de l'outil sur la paroi, aux profondeurs mesurées, étaient quasiment identiques au diamètre du foret. Lors des phases de coupe, l'outil est guidé par les efforts de coupe subis par les deux arêtes de coupe. Par conséquent, la zone atteinte par le bec du foret est proche du diamètre de l'outil.

Lors de la replongée de l'outil, celui-ci n'est tenu que par son listel, en contact avec la paroi du trou. L'outil a donc plus de liberté de mouvement et, par conséquent, la zone pouvant être atteinte par le bec du foret est plus importante. Cependant, les efforts radiaux résultant des vibrations ou de la non coaxialité du foret sont faibles, de l'ordre de quelques Newtons. Ils ne peuvent engendrer que de petits enlèvements de matière. Ceci expliquerait l'augmentation progressive du diamètre du trou avec le nombre de passage du foret. De plus,

le guidage du foret, la zone de contact entre le listel et la paroi du trou, augmente avec la profondeur d'engagement du foret. La taille des enlèvements de matière diminue donc avec la profondeur d'engagement du foret. Le nombre de passage de l'outil sur la surface de la paroi diminuant aussi avec la profondeur du trou, il est logique d'obtenir des perçages de forme conique dans le composite comme présenté figure 5.1.2.

### 5.1.1.2 Influence des différents paramètres du procédé sur les différences de diamètre constatées

Fort des constatations précédentes, plusieurs solutions ont été envisagées et testées afin de réduire les différences de diamètre. Dans la suite de ce paragraphe, l'influence de chacune des solutions testées sur la qualité géométrique des perçages fera l'objet d'une description détaillée.

#### Influence de la géométrie de l'outil.

Afin de s'affranchir de l'impact des conditions de coupe sur la géométrie des perçages, tous les forets faisant l'objet d'analyse dans ce paragraphe ont été testés avec les mêmes conditions de coupe. Les outils faisant l'objet de cette analyse sont donc les outils 14 et 14-CN ainsi que les prototypes 49, 50, 51 et 52.

L'analyse de l'impact de la géométrie des outils de coupe sur la géométrie des trous a mis en évidence l'importance du nombre de listel sur les différences de diamètre ( $\Delta\emptyset$ ) observées. Comme il peut être vu sur la figure 5.1.4, les forets possédant deux listels engendrent des différences de diamètre inférieures à celles produites par les forets n'en possédant qu'un seul. Les forets possédant deux listels génèrent des  $\Delta\emptyset$  proches de 6  $\mu\text{m}$ , alors que les forets ne possédant qu'un seul listel produisent des  $\Delta\emptyset$  proches de 17  $\mu\text{m}$ .

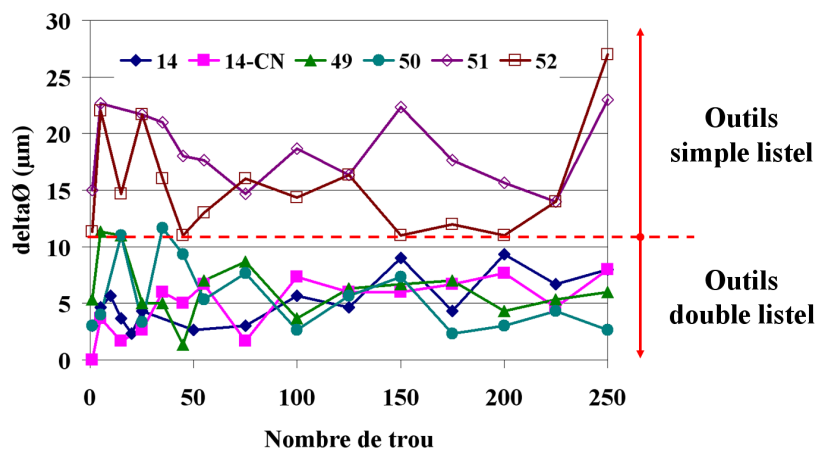


FIGURE 5.1.4: Différences de diamètre  $\Delta\emptyset$  pour les outils 14 et 14-CN ainsi que les prototypes 49, 50, 51 et 52

En première approche, ce phénomène pourrait être expliqué par le meilleur guidage du foret dans le composite grâce à la présence du deuxième listel. L'outil étant mieux guidé, moins d'arrachement de matière serait généré par l'outil lors des multiples passages de celui-ci sur la paroi du composite. Or comme le montre la figure 5.1.5, les diamètres mesurés aux hauteurs H1 et H2, pour des outils ayant des diamètres identiques ( $\approx 5,953$  mm), sont identiques pour les deux types d'outil utilisés (simple/double listel). Un outil double listel génère donc autant d'endommagements lors des multiples passages du foret sur la paroi du composite qu'un outil simple listel.



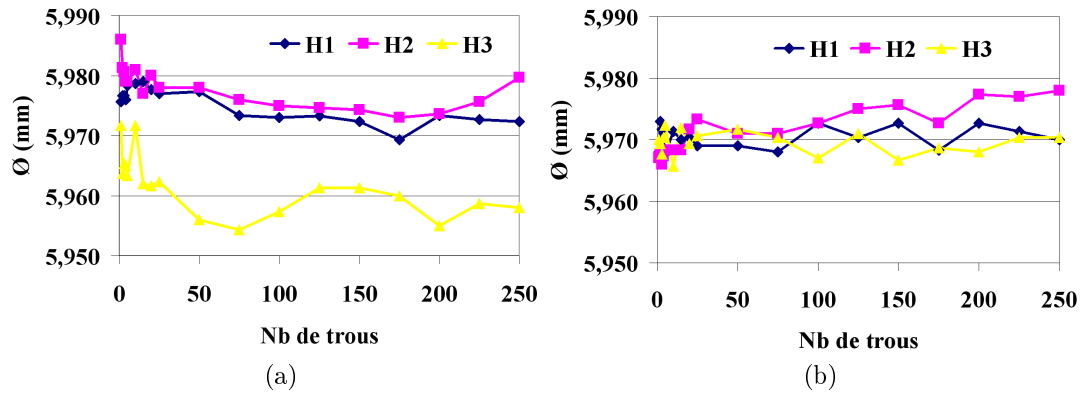


FIGURE 5.1.5: Diamètres des trous réalisés par des outils de géométrie 14 à a) simple ( $\text{Ø}5,956$ ) et b) double listel ( $\text{Ø}5,951$ )

Comme il peut être vu sur cette figure, la diminution des différences de diamètre par l'utilisation d'un double listel est obtenue par l'augmentation du diamètre mesuré à la hauteur H3, dans l'aluminium. Pour des outils de même diamètre, des trous de diamètre supérieur sont produits dans l'aluminium si cet outil dispose d'un double listel. Hormis le nombre de listel, cette analyse a révélé qu'aucun des autres paramètres géométriques n'a d'impact sur les différences de diamètre entre les deux matériaux.

### Influence du nombre de passage de l'outil

Suite aux résultats présentés à la section 5.1.1.1, il semblerait que les différences de diamètre constatées pourraient être réduites par la réduction du nombre de passage. Partant de cette hypothèse, deux stratégies de perçage ont fait l'objet d'analyse : continu et avec cycle de brise-copeaux. Ces deux stratégies de perçage n'impliquent pas la remontée du foret hors du trou entre chaque passe. Le cycle de brise copeau fait remonter le foret de 0,1 mm tous les 3 mm. Par conséquent l'outil de coupe ne passe qu'une seule fois sur la paroi du trou. La figure 5.1.6 présente la géométrie des trous obtenus par les trois stratégies de perçage étudiées. Ces perçages ont été réalisés avec la géométrie d'outil générant initialement le moins de différences de diamètre (l'outil 14). Comme il peut être observé, les perçages réalisés avec les stratégies continu ou brise copeau présentent des différences de diamètre ( $60\ \mu\text{m}$ ) plus importantes que pour la stratégie de déburrage ( $20\ \mu\text{m}$ ).

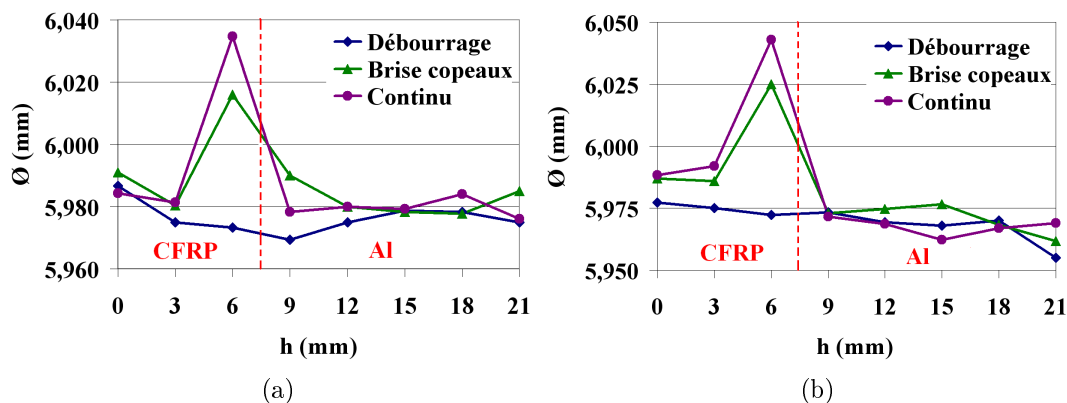


FIGURE 5.1.6: Géométrie des trous produits suivant la cinématique de perçage avec l'outil a) 14 et b) 14-CN

La mauvaise évacuation des copeaux ou encore les températures générées au cours de

l'usinage plus importantes pour ces deux stratégies engendrent une augmentation du diamètre à la jonction entre le CFRP et l'aluminium. Cette augmentation ne se produisant que localement, elle produit une différence de diamètre plus importante. Il est à noter que même si ce défaut n'apparaissait pas, les différences de diamètre générées par ce type de cycle de perçage seraient équivalentes à celles générées initialement. En conclusion, les stratégies de perçage en continu et avec brise copeaux ne permettent pas d'améliorer la qualité géométrique des trous.

### **Influence des vibrations**

Comme énoncé précédemment, les efforts radiaux mesurés lors de la replongée du foret pourraient entraîner de petits enlèvements de matière, causant ainsi l'élargissement progressif du trou. Le foret étant moins bien tenu dans le composite que dans le métal, celui-ci aurait plus de facilité à réaliser des diamètres importants. L'une des différentes pistes énoncées comme cause probable de ces efforts radiaux fut les instabilités radiales du système usinant. Ces vibrations auraient pour origine le manque de rigidité de la machine utilisée, les balourds de la broche ou encore ceux du système d'attachement des forets. Afin de savoir si des améliorations pouvaient être obtenues par l'utilisation d'équipements spécifiques permettant la réduction des vibrations, une étude sur le système usinant a été réalisée.

La première étape de cette étude a été d'utiliser une autre machine-outil. Pour rappel, la machine 5 axes FATRONIK Hera a été utilisée pour réaliser l'étude sur l'usure des outils de coupe. La broche horizontale de cette machine est portée par un système de glissière lui permettant les translations sur les axes X et Y ainsi que par 3 charriots lui permettant la translation suivant Z et les rotations sur les axes A et B. La cinématique de cette machine est, par conséquent, moins rigide que celle du banc de perçage, celui-ci ne disposant que du seul axe de déplacement Z. Une machine-outil à broche vertical DMG a aussi été testée afin de savoir si l'orientation de la broche a une influence sur les différences de diamètre constatées.

Malgré la meilleure rigidité du banc de perçage, l'amplitude des efforts radiaux générée par celui-ci est du même ordre de grandeur que celle générée par la FATRONIK ( $\approx 8$  N). Par conséquent, les enlèvements de matières engendrées par ces efforts radiaux sont identiques tous comme la géométrie des trous obtenue sur ces deux machines (voir figure 5.1.7). Il est aussi possible d'observer sur la figure 5.1.7 que l'orientation de la broche n'a pas plus d'influence sur la géométrie du perçage. Ces trois machines engendrent donc des différences de diamètre semblables ( $\approx 23$   $\mu\text{m}$ ).

La deuxième étape de cette étude fut de faire varier l'attachement de l'outil. Dans le cadre de l'étude sur l'usure, le montage des outils dans la broche a été effectué par l'intermédiaire d'un porte outil HSK-E50 court dont le serrage du foret a été effectué par des pinces ER-24 (voir annexe A). Ce type de serrage est moins efficace en termes de rigidité et d'équilibrage que le serrage par frettage de l'outil. Malgré l'utilisation de ce dernier type de serrage, l'amplitude des efforts radiaux mesurés n'est pas moins importante que pour le type de serrage initial. Les conséquences sont donc les mêmes que pour la rigidité : une géométrie de trou identique (voir figure 5.1.7).

Ces observations montrent que l'élargissement des diamètres dans le composite, engendré par les efforts radiaux mesurée lors de la replongée, ne peut pas être réduit par l'utilisation de machines et porte-outils spécifiques.

### **Influence du faux rond du foret.**

Le faux rond d'un outil est le résultat du désalignement entre l'axe de rotation de la broche et l'axe du foret une fois monté dans celle-ci. Il est défini comme la déviation de l'axe du foret par rapport à sa position théorique. Ce défaut a pour conséquence l'augmentation de

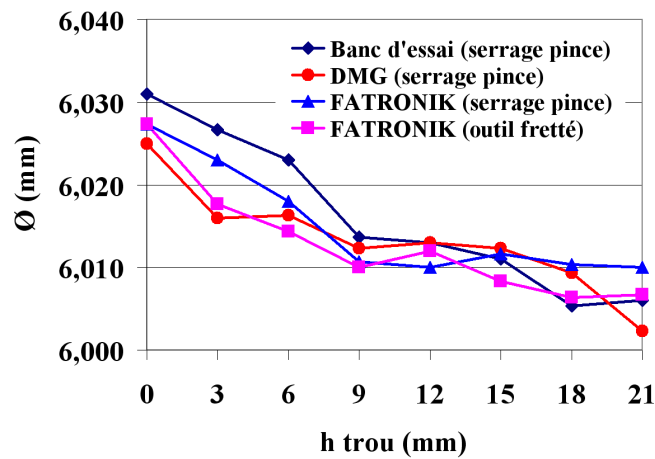


FIGURE 5.1.7: Influence de la machine outil et du système de serrage de l'outil sur la géométrie des trous

la zone atteignable par le foret comme il peut être vu sur la figure 5.1.8. Lors de la rotation de la broche, le foret décrit un cercle alternant ainsi de position sur les axes X et Y. Ces légers déplacements peuvent être à l'origine des efforts radiaux observés lors de la replongée du foret.

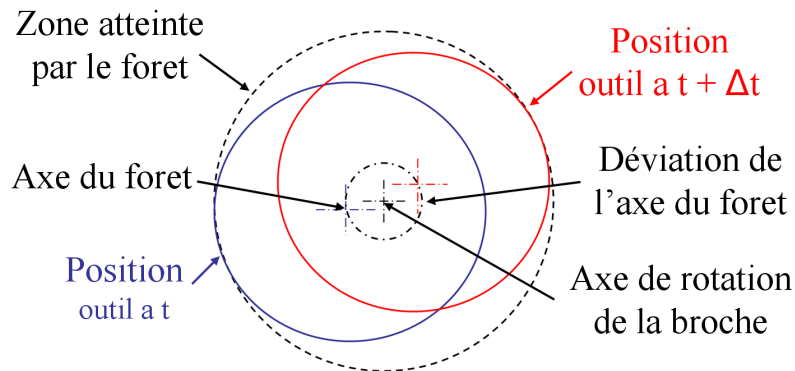


FIGURE 5.1.8: Zone atteignable du foret au niveau du bec de l'outil

Au cours de cette étude l'influence de ce phénomène a pu être observée, pour l'outil DIAGER entre les trous 1000 et 1300, lors d'un mauvais positionnement du foret dans son porte-outil. Ce défaut de positionnement a entraîné une augmentation de l'amplitude des efforts radiaux. Ainsi l'amplitude des efforts radiaux lors de la replongée du foret a été 4,5 fois supérieures (36 N) à celle observés jusqu'alors (8 N). Les enlèvements de matières engendrés par ces efforts radiaux étant plus importants, des diamètres plus importants ont été générés dans le composite.

Comme nous pouvons le voir sur la figure 5.1.9, l'augmentation de diamètre dans le composite fut importante ( $>120\mu\text{m}$ ) alors que dans le métal aucune variation n'est observée. Le composite est donc plus affecté par le défaut de battement du foret que le métal.

Malgré une amplitude plus élevée, la moyenne des efforts radiaux est restée proche de zéro. Il est intéressant d'observer que ce phénomène n'a eu aucun impact sur l'effort de poussé, comme le montre la figure 5.1.10.

### Influence de l'usure

Comme le montrent Nouari et al. [NOUA 05] ainsi que Rawat et al. [RAWA 09], l'usure des forets peut entraîner une dérive du diamètre au cours du temps. Dans le cas du perçage des

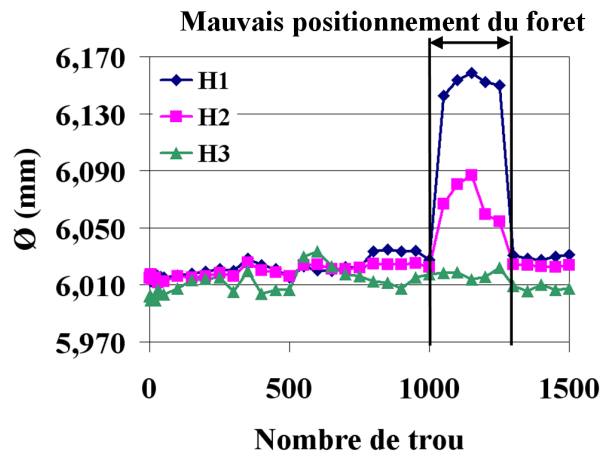


FIGURE 5.1.9: Influence du faux rond sur le diamètre des perçages

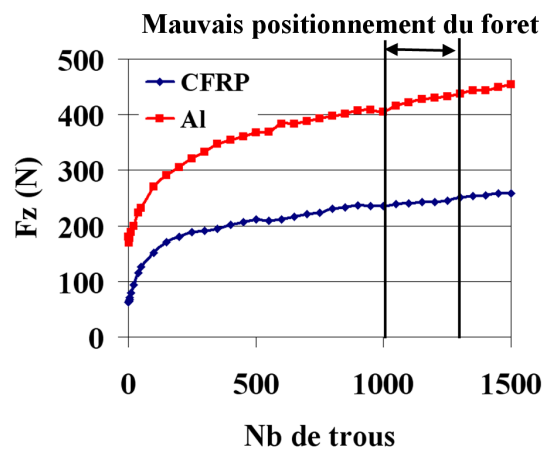


FIGURE 5.1.10: Influence du faux rond sur l'effort de poussée

alliages d'aluminium Nouari et al. [NOUA 05] constatent que l'usure du foret entraîne une augmentation du diamètre des perçages. Dans leur étude, ce phénomène n'est observable que pour des vitesses de coupe importantes, celles-ci entraînant une usure rapide du foret. Ces variations de diamètre peuvent être liées aux contractions et dilatations de la pièce ou de l'outil comme le montre BONO et al. [BONO 01]. La température atteinte au cours de l'usinage engendrant ces phénomènes, il est logique que lorsque celle-ci augmente, sous l'effet de l'usure du foret, les variations de diamètre observées augmentent par la même occasion.

En revanche, l'effet inverse est observé lors du perçage du CFRP. Rawat et al. [RAWA 09] observent la production de trous plus petits avec l'usure du foret. Sous l'effet de l'usure, l'acuité d'arête de l'outil n'est plus suffisante pour couper nettement les fibres de carbone. Celles-ci fléchissent davantage avant d'être sectionnées et le retour en position des fibres n'en est que plus important. Ce phénomène aboutit à la production de trous de diamètre plus petit.

Sachant que le diamètre dans le composite est plus grand que dans l'aluminium, l'usure du foret et les phénomènes cités ci-dessus auraient pu permettre de réduire les différences entre les diamètres. Ce phénomène n'a pas été observé au cours de cette étude et, comme il peut être vu sur la figure 5.1.4, les différences de diamètre restent stables tout au long des 250 trous percés. Cette stabilité a aussi été observé par Benezech et al [BENE 12]. Cela peut être dû à une usure trop faible de nos outils ( $V_B$  après 250 trous  $< 150 \mu\text{m}$ ), celle-ci ne permettant pas l'apparition de ces phénomènes. De même, la cinématique de l'usinage peut être à l'origine de ces résultats. Malgré un retour en position plus important des fibres

de carbone avec un outil usée, celles-ci sont tout de même brisées par les multiples passages de l'outil sur la paroi du trou.

### 5.1.2 Empilage CFRP/Ti

Les résultats obtenus dans cette étude sont en accord avec les tendances trouvées dans la littérature. Les différences de diamètre constatées entre la partie composite et la partie métallique de cet empilage sont les mêmes que celles observées par Park et al. [PARK 96] ainsi que Shyha et al. [SHYH 11]; à savoir un diamètre mesuré dans le titane plus important que celui mesuré dans le CFRP. Comme nous le montre la figure 5.1.11, ces différences de diamètre peuvent aller de 10 à 30  $\mu\text{m}$  suivant l'outil utilisé. Elles sont par conséquent fortement limitante au niveau de la capacité du procédé à produire des trous dans l'intervalle de tolérance qui, rappelons le, est lui-même de 30  $\mu\text{m}$ .

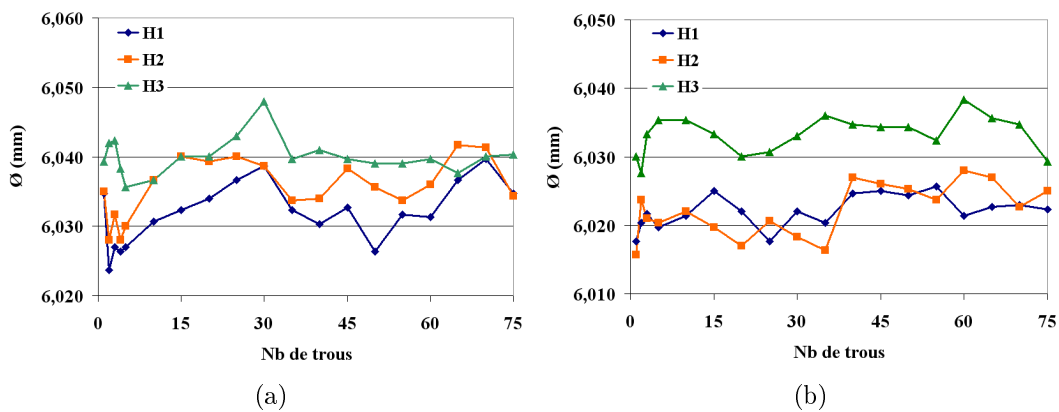


FIGURE 5.1.11: Evolution du diamètre des trous percés dans l'empilage T800\_DA550/TA6V avec l'outil SOFIMAG C2 et sandvik 846

Afin de maintenir un niveau de qualité optimale, il est nécessaire de comprendre l'origine des différences de diamètre constatées. Dans un premier temps, ce paragraphe présentera une description des phénomènes engendrant les différences de diamètre constatées. L'influence des différents paramètres du procédé sur les différences de diamètre constatées feront l'objet de la seconde partie de ce paragraphe.

#### 5.1.2.1 Description des phénomènes engendrant les différences de diamètre constatées

La figure 5.1.12 présente l'évolution typique de la géométrie du trou avec le nombre de passe du foret. Il peut être observé que le diamètre mesuré dans le titane, à 9 mm de profondeur, n'augmente que de quelques microns (+ 4  $\mu\text{m}$ ) entre la 4<sup>ème</sup> et 5<sup>ème</sup> passe. Cette augmentation peut être imputée, comme nous l'avons vu précédemment, à l'enlèvement de matière généré par le passage du foret sur la surface déjà usinée.

Il est à noter qu'au moment de la génération de la paroi, la différence entre le diamètre de l'outil et le diamètre du trou dans la partie métallique est beaucoup plus importante (+ 19  $\mu\text{m}$ ) que pour l'empilage CFRP/Al (+ 4  $\mu\text{m}$ ). Ce phénomène peut découler de contractions et dilatations de la pièce lors de l'usinage. Malgré un coefficient de dilatation plus faible (9  $\mu\text{m}/\text{m}\cdot^\circ\text{C}$ ) que celui de l'alliage d'aluminium 7050 (25,4  $\mu\text{m}/\text{m}\cdot^\circ\text{C}$ ), les dilatations subies par le titane sont plus importantes du fait d'une température atteinte au cours de l'usinage ainsi que d'une zone affectée thermiquement plus importantes. Bonnet [BONN 11] montre que sous l'effet de la chaleur générée lors de l'usinage, la paroi du trou fraîchement usinée

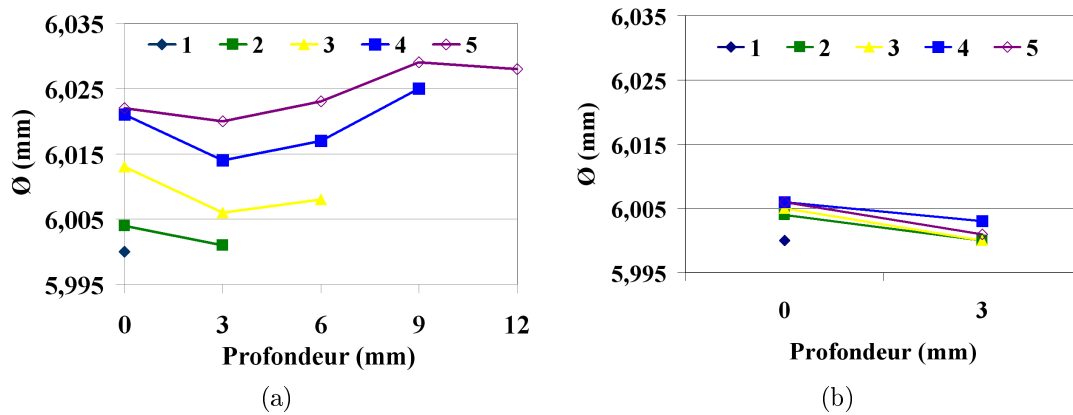


FIGURE 5.1.12: Evolution a) de la forme des trous dans le T800\_DA550/TA6V en fonction du nombre de passage ; b) des diamètres à 0 et 3mm de profondeur dans le composite produit par l'outil C, sans passage de copeau métallique

vient se resserrer sur le listel, créant ainsi une zone de contact entre ces deux items. Une partie de la matière créant ce resserrement pouvant être enlevée par l'arête du listel, il est logique qu'après refroidissement de la pièce le diamètre produit soit supérieur au diamètre de l'outil. La valeur de ce resserrement dépendant de la température atteinte au cours de l'usinage, il est donc primordial de maîtriser celle-ci afin de ne pas augmenter les différences de diamètre.

La différence entre le diamètre de l'outil ( $\emptyset$  6,004 mm) et le diamètre du trou dans le CFRP ( $\emptyset$  6,000 mm) lors du premier passage est faible, mais aussi négative. Ce résultat peut être expliqué par le retour élastique des fibres de carbone. Tous comme pour les empilages CFRP/Al, nous constatons une augmentation du diamètre mesuré dans le composite au cours des multiples passes du cycle de perçage (5 au total). Ce diamètre augmente d'approximativement 20 $\mu$ m entre la première et la dernière passe. La même manipulation que pour l'empilage CFRP/Al a été mise en place afin d'isoler les endommagements liés au nombre de passage de l'outil sur la paroi du trou.

La figure 5.1.12 présente l'évolution des diamètres dans le composite, à 0 et 3mm de profondeur, en fonction du nombre de passage du foret à la surface de la paroi et cela sans production de copeaux métalliques. Il peut être vu sur cette figure, qu'à l'exception d'une faible évolution entre la première et la deuxième passe, les multiples passages du foret sur la paroi n'entraînent pas d'augmentation du diamètre dans le composite. Il peut donc être conclu que l'agrandissement du diamètre observé dans le composite est essentiellement dû au passage des copeaux métalliques sur la paroi.

Ces résultats sont contradictoires avec ceux observés dans l'empilage CFRP/Al. Une origine liée aux conditions de coupe a été écartée par des essais ayant été réalisés avec les mêmes conditions que dans l'empilage CFRP/Al et donnant les mêmes résultats que ceux observés précédemment. Cette différence peut être liée à la géométrie des forets ou encore à la valeur des diamètres dans la partie métallique. La conicité arrière du foret étant plus importante pour les forets dédiés au titane, ils généreraient moins d'arrachement lors du frottement du listel sur la paroi au cours des multiples passes. Ces outils disposent aussi d'un diamètre minimal de matière au centre du foret ( $\emptyset$  1,7 mm), nommé diamètre de noyau (voir figure 5.1.13), plus important que les outils dédiés au CFRP/Al ( $\emptyset$  1,2 mm). L'outil étant de fait plus rigide, il fléchirait moins lors de sa rotation, ce qui aurait pour résultat de diminuer le diamètre de la zone atteignable par le foret. Un diamètre de noyau plus important entraîne aussi une diminution du volume disponible dans la goujure pour l'évacuation des copeaux. Ces derniers se retrouvent donc davantage comprimés dans la

goujure et contre la paroi, engendrant ainsi des arrachements plus importants. La valeur du diamètre produit dans la partie métallique de l'empilage est aussi une cause probable de ces endommagements. Un diamètre dans le titane plus grand que dans le composite génère une surface d'accroche des copeaux plus grandes favorisant ainsi l'agrandissement du diamètre dans le composite (voir figure 5.1.13).

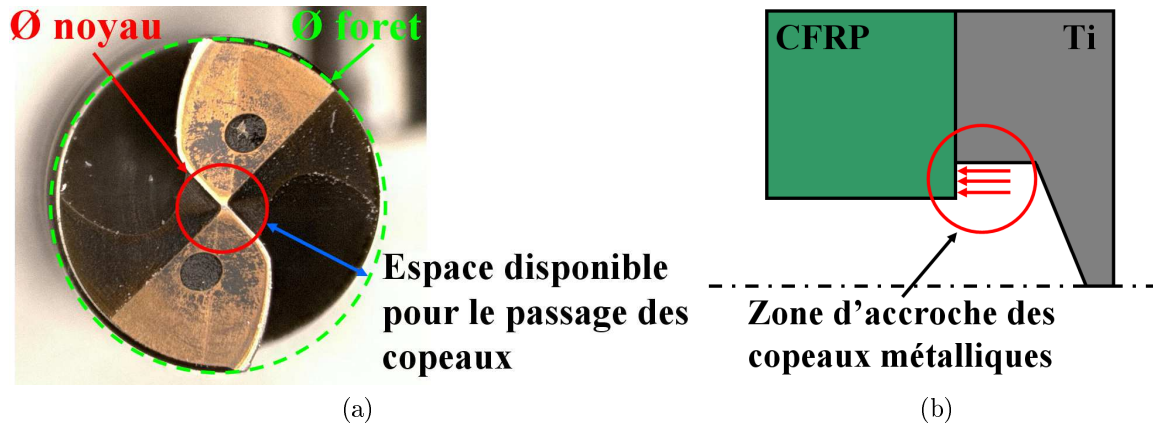


FIGURE 5.1.13: a) Définition du diamètre de noyau et b) impact du diamètre mesuré dans le titane sur l'endommagement du composite

La combinaison des différents phénomènes aussi bien thermiques que mécaniques permet l'obtention de diamètres dans le titane proches ou supérieurs à ceux obtenus dans le CFRP.

### 5.1.2.2 Influence des différents paramètres du procédé sur les différences de diamètre constatées.

Fort des constatations précédentes, deux solutions peuvent être envisagées afin de réduire la différence entre le diamètre mesuré dans la partie composite et celui mesuré dans la partie métallique de l'assemblage.

La première est d'augmenter le diamètre dans le composite afin que celui-ci atteigne la valeur de celui dans le titane. Au vue des phénomènes observés, cette solution impliquerait de créer plus d'endommagement dans le composite afin d'agrandir son diamètre ceci pouvant dégrader la qualité de l'entrée du trou (voir section 5.2.1).

La deuxième solution est de diminuer le diamètre obtenu dans la partie métallique de l'empilage. Cette solution implique la diminution de la température atteinte au cours de l'usinage.

Dans cette étude, le choix a été fait de privilégier la réduction de la quantité de chaleur générée au cours de l'usinage. Parmi les paramètres du procédé pouvant avoir un impact sur la température atteinte au cours de l'usinage, la stratégie de perçage ainsi que la géométrie des outils ont fait l'objet de plus amples analyses. Leur influence sur les différences de diamètre observées fait l'objet de ce chapitre. L'analyse de l'impact de la stratégie de perçage sera abordée dans la première partie de cette section. Les résultats engendrés par la variation de la géométrie des outils de coupe clôtureront cette section.

#### Influence de la stratégie de perçage

Comme énoncé précédemment à la section 4.3.4, l'utilisation de cycle continu ou avec brise copeaux ne permet pas la génération d'une température au cours de l'usinage moins importante. Cela ajouté au fait que l'agrandissement du diamètre dans la partie composite de l'empilage CFRP/Ti ne provient pas des multiples passages du foret sur la paroi, fait

que l'utilisation de ces cycles n'est pas justifié dans le cas de l'empilage CFRP/Ti. Par conséquent, seule la stratégie avec préperçage a été testée sur cet empilage.

La description d'une opération de préperçage est proposée section 5.1.1.2. L'utilisation d'une opération de préperçage permet de réduire la quantité de matière enlevée par l'arête de coupe et par conséquent la quantité de chaleur générée par celle-ci. Ainsi la partie centrale du foret ne génère pas de chaleur.

Comme pour l'empilage CFRP/Al, une opération de préperçage n'a quasiment aucune influence sur la température atteinte à 4mm de la paroi du trou dans le CFRP, la chaleur étant essentiellement générée par le frottement des fibres sur l'outil. A contrario, une opération de préperçage permet de diminuer légèrement la température atteinte dans la partie métallique de l'empilage CFRP/Ti (voir figure 5.1.14). De ce fait, la différence entre le diamètre de l'outil et le diamètre du trou devrait être réduite.

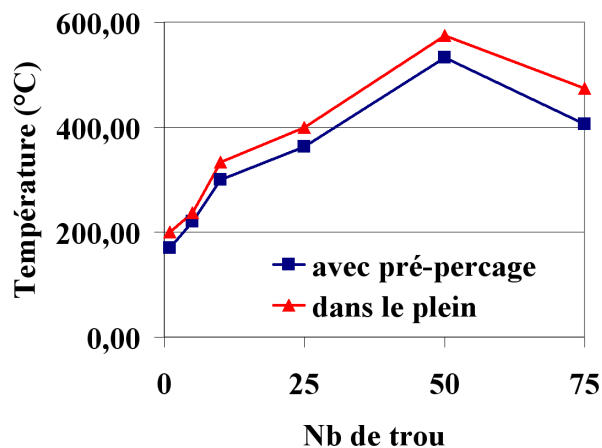


FIGURE 5.1.14: Comparaison de la température atteinte en surface lors de la coupe du titane pour des outils de géométrie C perçant dans le plein et avec préperçage

En utilisant un outil de même diamètre que celui utilisé pour les essais réalisés dans le plein, les diamètres produits dans le titane, obtenus en utilisant un pré-trou, sont logiquement inférieurs à ceux générés dans le plein. Comme il peut être vu sur la figure 5.1.15, l'utilisation d'une opération de préperçage engendre une faible diminution du diamètre dans le Ti ( $\approx -5 \mu\text{m}$ ).

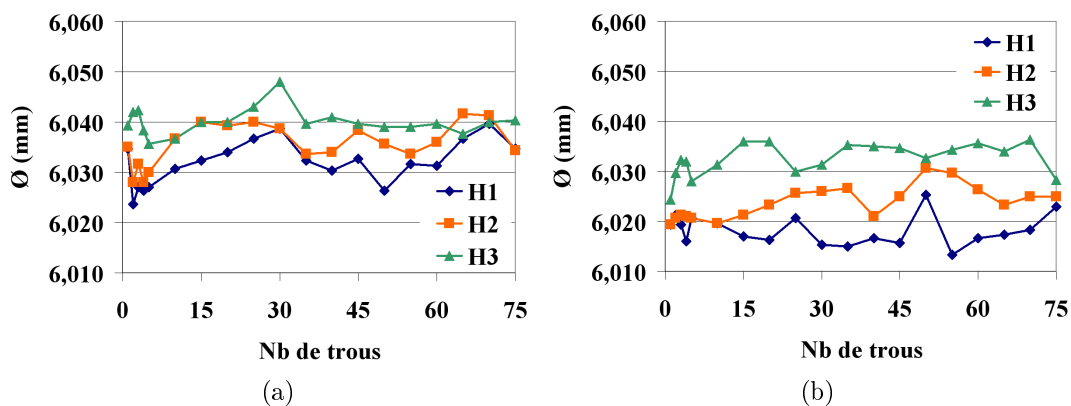


FIGURE 5.1.15: Comparaison des diamètres obtenus par des outils de géométrie C perçant a) dans le plein et b) avec préperçage

Cette diminution du diamètre dans le titane aurait pu réduire l'écart entre celui-ci et le diamètre dans le composite si ce dernier n'avait pas évolué par la même occasion. Hors,



comme il peut être vu sur la figure 5.1.15, le diamètre dans le composite diminue de la même valeur que celui dans le titane ( $\approx -5 \mu\text{m}$ ). Il en résulte un  $\Delta\emptyset$  équivalent à l'outil perçant dans le plein ( $\approx 11 \mu\text{m}$ ).

Ces résultats conforte l'idée selon laquelle la valeur du diamètre dans le titane à un impact direct sur l'endommagement subi par la partie composite et par conséquent sur la valeur du diamètre dans le composite.

### Influence de la géométrie de l'outil et de l'usure

Afin de s'affranchir des variations pouvant être imputée à d'autres paramètres que la géométrie d'outil, les comparaisons présentées dans ce paragraphe ne concerneront que les outils SOFIMAG, ceux-ci ayant été testés dans les mêmes conditions de coupe. Fort de la pré-étude réalisée sur les forets A, B et C ainsi que des constatations précédentes, il a été décidé de faire varier plusieurs paramètres géométriques. Afin de réduire les différences de diamètre constatées, ce plan d'expérience a privilégié la réduction de la quantité de chaleur générée au cours de l'usinage. Plusieurs pistes ont donc été explorées :

1. Minimisation de la chaleur générée par le frottement du listel sur la paroi du trou par la réduction de la largeur du listel ;
2. Minimisation de la chaleur générée par le frottement de la face de dépouille sur le fond du trou par l'augmentation de l'angle de dépouille ;
3. Minimisation du temps de sortie des copeaux afin de ne pas maintenir la chaleur au fond du trou par la diminution de l'angle d'hélice.

Ces changements s'ajoutent à ceux ayant pour objectif la diminution de l'usure. La géométrie finale des forets est rappelée tableau 5.1.

Outil	Angle d'hélice	Nb/largeur Listel	Diamètre de noyau	Angle de pointe	Angle de dépouille	Présence cassage bec
A-B-C	30°	1 / 0,55	1,63	140°	11,5°	non
53	30°	1 / 0,15	1,7	145°	12°	non
54	30°	1 / 0,5	1,7	145°	12°	oui
55	19,8°	2 / 0,3	1,7	135°	13°	non
56	19,8°	2 / 0,3	1,7	135°	13°	non

Tableau 5.1: Géométrie de l'outil de référence C et des prototypes 53 à 56

Comme il peut être vu sur la figure 5.1.16, les modifications apportées à la géométrie du foret permettent dans certain cas de réduire la chaleur générée au cours de l'usinage. La réduction de la largeur du listel sur l'outil 53 permet de réduire la température atteinte en surface. En revanche, la présence d'un cassage de bec sur l'outil 54 génère une température plus élevée. Ceci peut être lié au fait que cette géométrie particulière augmente la longueur de l'arête de coupe en contact avec la pièce. Par conséquent la taille de la zone de production de chaleur augmente, engendrant ainsi une température plus importante. La réduction de l'angle d'hélice n'a pas permis de réduire la température atteinte au cours de l'usinage. Comme il peut être vu sur la figure 5.1.16, une température plus importante que pour l'outil de référence C est obtenue par les outils 55 et 56. Pour ces outils, la largeur de contact entre le listel et la paroi est légèrement plus importante que celle de l'outil de référence. De plus la diminution de l'angle d'hélice entraîne une variation de l'angle de coupe au niveau du bec de l'outil, celui-ci devenant plus faible comme il peut être vu sur la figure 4.3.22. Ces deux faits peuvent être à l'origine de l'augmentation de la température observée.

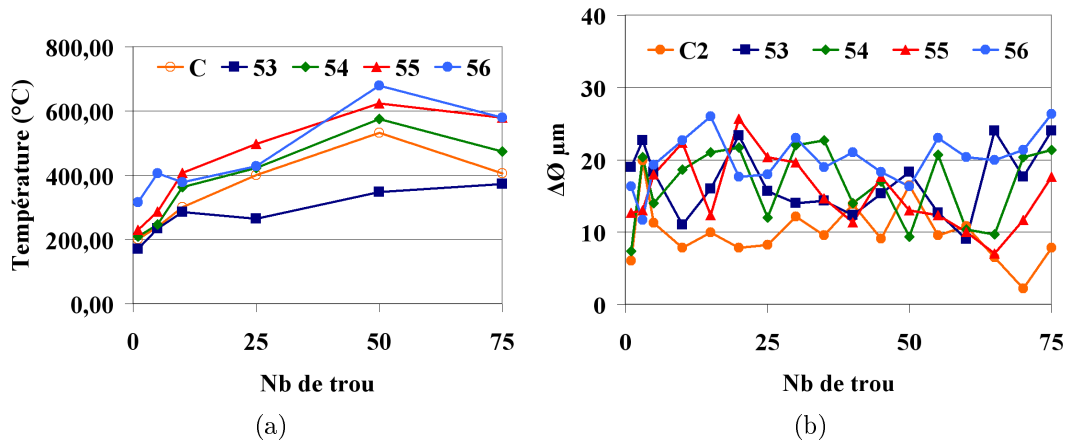


FIGURE 5.1.16: Evolution a) de la température sur la paroi et b) des différences de diamètre  $\Delta\varnothing$  avec le nombre de trou percés pour les outils prototypes.

Malgré les différences de température observées, les différences de diamètre  $\Delta\varnothing$  constatées restent proches d'un outil à l'autre. Comme le montre la figure 5.1.16, tous les prototypes testés ont un  $\Delta\varnothing$  légèrement supérieur à celui du foret de référence lors du premier perçage réalisé. Il est d'environ 16  $\mu\text{m}$  pour les prototypes contre 11  $\mu\text{m}$  pour l'outil de référence C.

Malgré l'augmentation de la température du fait de l'usure du foret, celle-ci passant de 200°C à 400°C entre l'outil à l'état neuf et après 75 trous, les diamètres mesurés dans le titane restent stables pour la majeure partie des outils testés. Seuls les outils 56 et A subissent une légère augmentation du diamètre dans la partie métallique de l'assemblage. Le diamètre dans la partie composite n'évoluant pas pour les outils stables, les différences de diamètre  $\Delta\varnothing$  restent stables par la même occasion. La figure 5.1.17 présente l'évolution des diamètres pour les outils 56 et A, subissant une légère augmentation du diamètre dans le titane. Comme il peut être vu sur ces figures, le diamètre dans le titane subit une augmentation au fil des trous réalisés. Ces figures permettent aussi d'observer que, même pour un outil totalement instable (A), le diamètre dans le composite suit le diamètre dans le titane. Par conséquent, les différences de diamètre ne varient pas malgré ce phénomène de dérive.

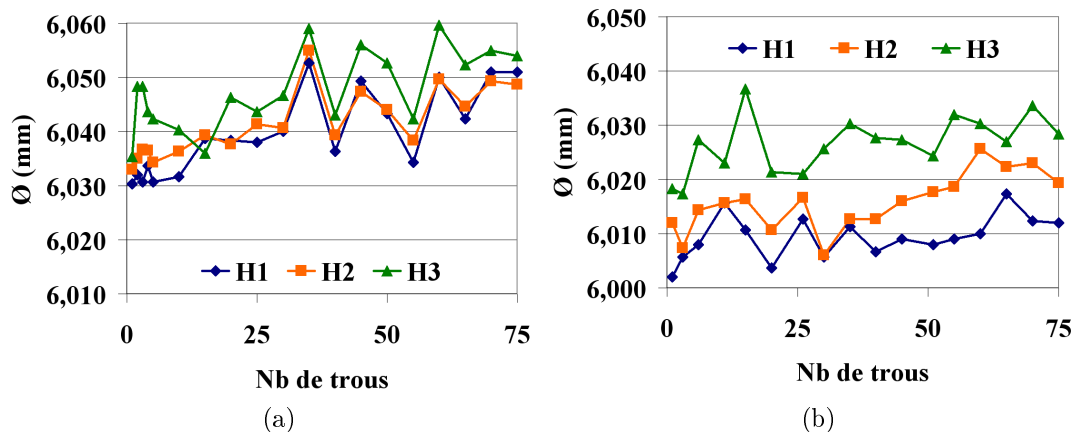


FIGURE 5.1.17: Evolution des diamètres mesurés aux hauteurs H1, H2 et H3 pour les outils a) A et b) 56

Une fois de plus, les résultats obtenus confortent l'hypothèse selon laquelle la valeur du diamètre dans le titane a un impact direct sur la valeur du diamètre dans le composite.

## 5.2 Endommagements du CFRP

### 5.2.1 Description des phénomènes engendrant l'arrachement du premier pli

Comme il a été énoncé au chapitre bibliographique, le défaut en entrée de perçage peut être causé par trois phénomènes :

- L'aspiration des fibres par la goujure du foret comme décrit par Hocheng et al. [HOCH 93]
- La remontée des copeaux métalliques comme décrit par Brinksmeier et al. [BRIN 02].
- L'incapacité de l'outil à couper les fibres du composite.

Ces trois phénomènes sont présents et identiques pour les deux types d'empilage traités dans cette étude. Par conséquent cette section sera commune aux deux empilages mais seuls les résultats obtenus dans l'empilage CFRP/Al seront développés.

Le premier phénomène est lié à la macro-géométrie du foret et plus particulièrement à l'angle d'hélice de la goujure. Si celui-ci est trop élevé les fibres sont aspirées vers le haut, dans la goujure, au lieu d'être coupées. Pour le deuxième phénomène, c'est les copeaux qui cette fois ci soulèvent les fibres du composite lors de leur sortie du trou. L'apparition de ce type d'endommagement dépend grandement de la taille et de la forme des copeaux. L'incapacité de l'outil à couper nettement les fibres du composite peut être liée à la micro-géométrie du foret. Une acuité d'arête trop faible à l'état initial ou découlant de l'usure de l'outil ne permet pas le bon sectionnement des fibres, celles-ci fléchissant davantage avant d'être sectionnées. Ce phénomène peut alors conduire à l'apparition de décohésions importantes entre fibres d'un même pli. Le premier pli étant libre à la surface, cet endommagement peut se propager plus facilement et aller jusqu'à l'arrachement d'une partie du pli.

Afin d'identifier lequel de ces phénomènes est à l'origine des arrachements observés dans notre étude, une manipulation très simple a été effectuée. Celle-ci repose sur l'hypothèse que si l'endommagement du premier pli est lié à la géométrie du foret, celui-ci peut être observé avant même la formation du premier copeau métallique. La manipulation consiste donc à usiner l'éprouvette en deux temps. Dans un premier temps, le CFRP est usiné seul. L'usinage est alors arrêté et une photographie de l'aspect extérieur de l'entrée du trou est prise. Dans un second temps, le perçage est effectué en totalité. Une deuxième photographie est alors prise. Trois cas de figure peuvent être envisagés :

1. le même endommagement est visible sur la première et la deuxième image, la géométrie de l'outil en étant la cause ;
2. le niveau d'endommagement est différent entre les deux images, du fait de la superposition des phénomènes ;
3. un endommagement est visible uniquement sur la deuxième image, la remontée des copeaux en étant la cause.

Cette manipulation a été réalisée sur la totalité des géométries utilisées dans cette étude, à l'état neuf ainsi qu'en fin de vie (après 250 trous). Elle a permis d'observer la génération de deux types distincts de défauts en entrée de trou, issus de deux processus d'endommagement différents. Pour les outils à l'état neuf, les images prises avant le passage de copeaux métalliques ne comportent que de légers arrachements, ceux-ci étant inférieurs à 0,5 mm (figure 5.2.1a).

Suivant la forme des copeaux métalliques obtenus lors de la seconde étape de cette expérience, nous pouvons observer soit le maintien de l'endommagement initial soit l'apparition de nouveaux endommagements. Trois types de copeaux ont pu être observés au cours de nos expérimentations :

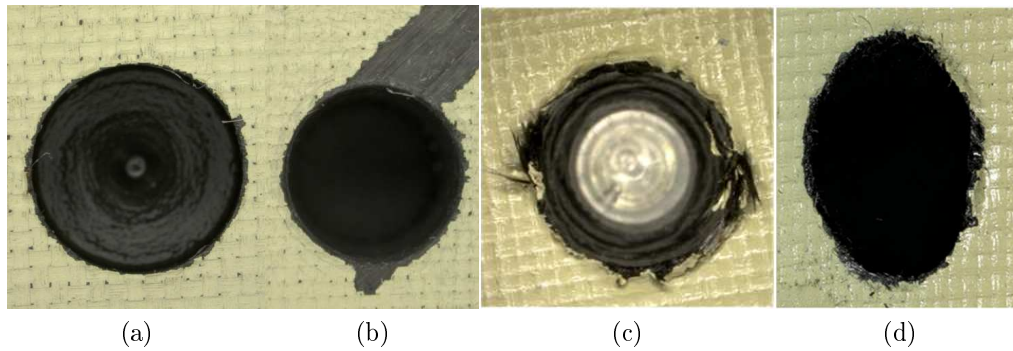


FIGURE 5.2.1: Endommagement du composite en entrée de trou de type 1 a) sans et b) avec passage de copeaux métallique ; de type 2 c) sans et d) avec passage de copeaux métallique (image prise inclinée)

- Copeaux longs en accordéon (figure 5.2.2a)
- Copeaux courts en accordéon (figure 5.2.2b)
- Copeaux longs en spirale (figure 5.2.2c)

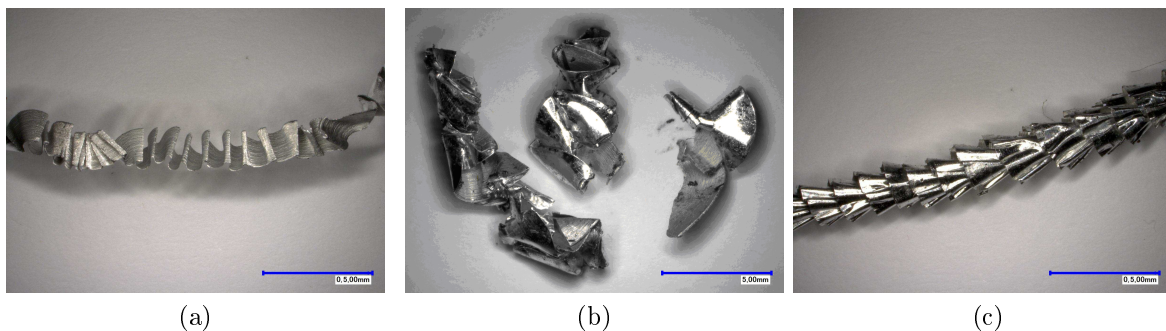


FIGURE 5.2.2: Formes des copeaux d'aluminium a) long et b) court en accordéon ainsi que c) long en spirale

Une courte étude de l'influence des conditions de coupe sur la forme des copeaux métalliques a mis en évidence que celles-ci n'avaient pas d'impact sur la forme des copeaux pour les matériaux métalliques traités dans cette étude. De même, la forme des copeaux métalliques ne variant pas avec l'état d'usure des outils, il peut être conclu que la micro-géométrie du foret n'a pas d'influence sur la forme de ces copeaux. Par conséquent, l'obtention d'une forme de copeau spécifique n'est liée qu'à la macro-géométrie du foret.

Pour obtenir un copeau en accordéon, l'angle de pointe doit être élevé ( $120^\circ$ ) alors que pour un copeau en spirale cet angle doit être faible ( $60^\circ$ ). Les copeaux courts sont obtenus lorsque le foret est capable de briser le copeau, lorsque celui-ci dispose d'une géométrie brise copeau. Dans cette étude seul l'outil prototype 49, disposant d'un étage court, génère ce type de copeau.

Lors du passage de copeaux longs en accordéon par l'entrée du trou, l'endommagement initialement observé laisse place à un endommagement beaucoup plus sévère, allant même jusqu'à l'arrachement total du 1<sup>er</sup> pli sur une bande de 3 mm jusqu'aux frontières de la pièce. Comme nous le montre la figure 5.2.1b, ce défaut est localisé en deux endroits distincts sur la périphérie du trou. Ils correspondent à une orientation précise entre le copeau et les fibres

du premier pli du composite. Comme pour la coupe, la configuration la plus néfaste est lorsque le mouvement du copeau et la fibre forment un angle proche de  $-45^\circ$ . Sous l'effet de la rotation, les copeaux longs s'écartent du foret (voir figure 5.2.3), permettant ainsi le contact de ceux-ci avec l'entrée du trou. Leurs bords tranchants s'insèrent entre les fibres lorsque l'orientation de celles-ci par rapport au mouvement du copeau est comprise entre  $0$  et  $-45^\circ$  et, du fait de la rotation, les arrachent. Le même type de défaut est observé pour des copeaux courts en accordéon. L'effort exercé par ces copeaux sur l'entrée du trou étant moins important que pour des copeaux longs, il est logique que les endommagements observés soient alors plus petits. Les copeaux longs en spirale, quant à eux, ne créent pas d'endommagements additionnels par leur passage à l'entrée du trou. Leurs bords tranchants étant orientés parallèlement et non perpendiculairement aux fibres du composite, ils sont dans l'incapacité de les attraper.

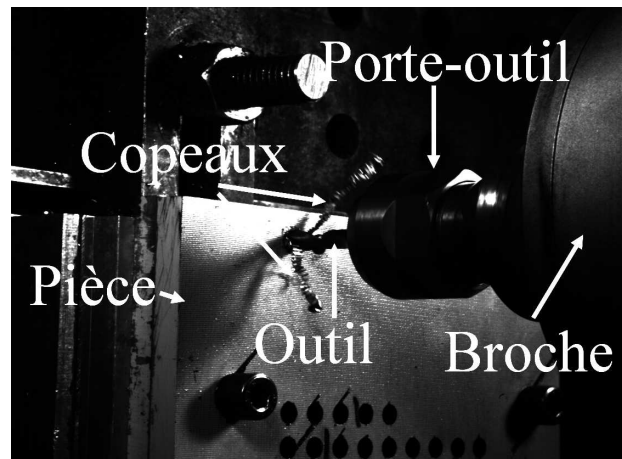


FIGURE 5.2.3: Centrifugation des copeaux lors de leur sortie du trou visualisée par caméra rapide

L'endommagement dû à la sortie des copeaux métalliques et à leur forme est donc le premier type de défaut en entrée de trou rencontré dans cette étude. Le deuxième type de défaut concerne les forets, qui, sous l'effet de l'usure, créent des endommagements en entrée de trou sans même le passage de copeaux métalliques. Du fait de leur perte d'acuité d'arête, ces forets ne sont plus capables de sectionner nettement les fibres du matériau composite et laissent ainsi des fibres non coupées à la périphérie du trou comme nous le montre la figure 5.2.1c. Comme il peut être vu sur la figure 5.2.1d, ces quelques fibres restantes sont cassées lors du passage des copeaux métalliques et seul un léger soulèvement du premier pli est encore observable à la fin de l'opération de perçage.

Bien qu'au moins un de ces défauts soit présent pour chaque outil, leur taille n'est pas forcément suffisamment importante pour atteindre le critère de non qualité. Pour rappel l'endommagement de la 1ère couche du composite ne doit pas dépasser 2 mm à  $360^\circ$  autour du trou ou 10 mm sur moins de 20 % de la circonférence. Le tableau 5.2 récapitule la présence des deux différents défauts observés ainsi que le nombre de trous considérés hors qualité produits par ces outils. Comme nous pouvons le voir les défauts de type 2 créent moins de trous hors qualité. Les outils donnant les meilleurs résultats sont donc ceux créant des copeaux longs en spirale, ayant un angle de pointe de  $60^\circ$ , ainsi que ceux permettant la production de copeaux courts, comme l'outil prototype 49.

Référence	Angle de pointe	Type de copeau	Type d'endommagement	Trous hors tolérance
D	135	long en accordéon	1	13
G	150	long en accordéon	1	12
14	125	long en accordéon	1	7
14-CN	125	long en accordéon	1	9
Proto 49	115/130	court en accordéon	1	3
Proto 50	60	long en spirale	2	1
Proto 51	125	long en accordéon	1	8
Proto 52	60	long en spirale	2	0

(a)

Référence	Angle de pointe	Type de copeau	Type d'endommagement	Trous hors tolérance
S846	135	long en accordéon	1	8
G	150	long en accordéon	1	0
A-B-C	140	long en accordéon	1	6
Proto 53	145	long en accordéon	1	6
Proto 54	145	long en accordéon	2	3
Proto 55	135	long en accordéon	1	7
Proto 56	135	long en accordéon	2	15

(b)

Tableau 5.2: Nombre de trou hors tolérance lié à l'endommagement du composite en entrée de trou dans l'empilage a) CFRP/Al sur 250 trous et b) CFRP/Ti sur 75 trous.

### 5.2.2 Influence de la stratégie de perçage sur l'arrachement du premier pli

Comme il a été mis en évidence dans la section précédente, seules l'acuité d'arête et la remontée des copeaux sont sources d'endommagement en entrée de trou. En ce qui concerne l'acuité d'arête, les solutions pouvant être employées, afin de minimiser sa détérioration au cours des usinages, ont été énoncées à la section 4.3.

Dans le cas où l'endommagement du composite est engendré par la remontée des copeaux, il est important de noter que celui-ci est lié à la forme du copeau mais aussi au fait que le copeau soit en contact direct avec la paroi du trou lors de son évacuation. Comme il a pu être observé précédemment, il est possible de diminuer la présence de ces défauts grâce à l'obtention de certaine forme de copeau. Il est aussi à noter que l'utilisation des stratégies de perçage continu et avec cycle de déburrage ne permet pas l'obtention de copeaux différents de ceux obtenus avec cycle de déburrage, pour le même outil. Dans le cas d'une opération de perçage continu, le copeau continu produit est même plus néfaste. Ces stratégies ne permettant pas, par conséquent, l'amélioration de la qualité en entrée de trou, celles-ci ne seront pas abordées dans ce paragraphe.

A défaut de pouvoir influencer sur la forme du copeau, comme cela est le cas pour l'empilage CFRP/Ti, le dernier paramètre pouvant réduire ou supprimer ce type de défaut est le contact entre le copeau et la paroi. Il est logique de penser que si le copeau n'est plus en contact avec la paroi du trou, celui-ci ne devrait pas pouvoir créer d'endommagement. Afin de supprimer

le contact copeau/listel, plusieurs axes de recherche ont été proposés :

- l’augmentation du volume disponible dans la goujure ;
- le maintien du copeau dans la goujure sur toute la hauteur de la goujure ;
- la diminution du volume de copeau évacué.

Les deux premières solutions envisagées passent par la modification de la géométrie du foret. Ces modifications ont été prises en compte lors de l’établissement de la deuxième génération de prototypes, ceux-ci étant encore en phase de test.

Techniquement, la diminution du volume de copeau passant par l’entrée du trou peut être obtenue de deux façons différentes. La première est l’évacuation du volume de matière située sous l’outil sans formation de copeaux et la seconde l’évacuation du volume en plusieurs opérations d’usinage. La non production de copeau peut être obtenue par trépanage. Cette solution permet également de supprimer tout contact entre le copeau et l’entrée du trou. Les outils adéquates pour ces opérations sont des meules diamantées creuses. Ce type d’outil ne permettant pas une qualité géométrique du trou suffisante, cette solution n’a pas fait l’objet d’investigation dans cette étude.

La seconde option se résume à l’ajout, à la gamme d’usinage, d’une ou plusieurs opérations intermédiaires visant à réduire la quantité finale de matière à enlever par le foret produisant la surface finale. Cette opération, appelée plus communément préperçage, a été investiguée.

Suivant le diamètre de préperçage, la forme du copeau peut passer de long en accordéon, comme vu précédemment, à long et filant (figure 5.2.4). Au cours de cette étude, trois diamètres de préperçage ont été testés : 1, 3 et 5 mm. Les diamètres de préperçage de 1 et 3mm génèrent des copeaux longs en accordéon alors que celui de 5 mm génère des copeaux longs et filants.

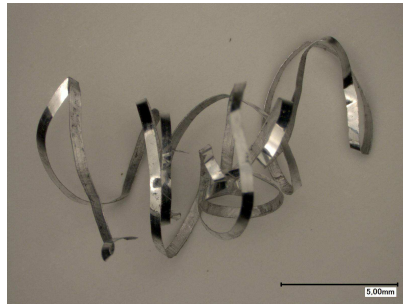


FIGURE 5.2.4: Copeau long et filant produit après un préperçage  $\varnothing$  5 mm

Pour des raisons de productivité, les copeaux longs et filants sont à proscrire. En plus de gêner l’évacuation du copeau lorsque celui-ci s’enroule autour de l’outil, il peut frotter sur la surface extérieure du composite et ainsi endommager l’entrée du trou. Afin de réduire les risques de bris d’outil et de non qualité, ces copeaux nécessitent un arrêt machine et l’intervention de l’opérateur après chaque perçage, pour être enlevés. Pour ces raisons, l’utilisation de ce diamètre de préperçage a été écartée.

Les diamètres de préperçage de 1 et 3 mm permettent de diminuer le volume de matière enlevée lors de la passe de finition de 10 et 25% respectivement. Bien qu’une légère amélioration soit observée pour un préperçage de diamètre 1mm, le volume de matière enlevé lors de la passe de finition permet encore la génération d’arrachement en entrée de trou dans le composite. En revanche, le préperçage de diamètre 3mm ne génère aucun trou hors tolérance. Bien qu’il ne soit pas capable de supprimer complètement les arrachements (voir figure 5.2.5), ce diamètre de préperçage permet une diminution significative de la taille des endommagements en entrée de trou.

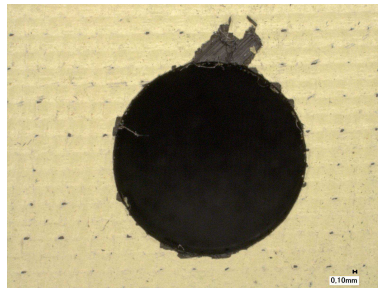


FIGURE 5.2.5: Endommagement maximum observé en entrée de trou pour un préperçage de diamètre 3 mm

## 5.3 Etat de surface

Les relevés de l'état de surface d'une paroi constituent généralement un bon indicateur de l'endommagement de celle-ci ainsi que de l'état d'usure de l'outil. Un bon indicateur de l'usure de l'outil de coupe car l'apparition de certains types d'endommagements ou encore la taille de ceux-ci sont généralement conditionnés par l'efficacité de la coupe, l'état d'usure de l'outil. Un bon indicateur de l'endommagement de la paroi car sa valeur fait transparaître les micro-défauts engendrés par la coupe. Ces endommagements ayant un impact direct sur la tenue mécanique de la pièce au cours de son cycle de vie, il est nécessaire que ceux-ci ne dépassent pas une certaine taille afin d'assurer un niveau de sécurité optimale.

Dans cette étude, le critère d'état de surface utilisé ainsi que la limite admissible de celui-ci a été défini par notre partenaire DASSAULT aviation. Le critère d'état de surface utilisé est la rugosité arithmétique  $R_a$ . Celle-ci ne doit pas dépasser  $1,6 \mu\text{m}$  et  $3,2 \mu\text{m}$  dans la partie métallique et composite, respectivement.

Cette section va présenter les résultats obtenus au cours de cette étude en termes d'état de surface. Celle-ci sera divisée en deux parties, la première traitant de l'état de surface de la partie composite des éprouvettes et la seconde de la partie métallique.

### 5.3.1 Etat de surface dans le composite

Comme énoncé précédemment, la mesure de l'état de surface est un bon indicateur de l'endommagement de la paroi car sa valeur fait transparaître les micro-défauts engendrés par la coupe. La pré-étude menée sur les outils DIAGER et SOFIMAG 14 a mis en évidence que l'arrachement de fibres est le micro-défaut ayant le plus grand impact sur la valeur de la rugosité dans le composite.

Le nombre d'arrachements ainsi que leur taille affecte directement la valeur de  $R_a$ . Comme il peut être vu sur la figure 5.3.1, la profondeur de ces arrachements peut être supérieure à  $100 \mu\text{m}$ . La valeur de  $R_a$  peut donc atteindre une valeur supérieure à  $10 \mu\text{m}$  lors de la présence d'arrachement, alors qu'elle est de l'ordre de  $2 \mu\text{m}$  en leur absence. Afin d'illustrer cela, la figure 5.3.1 présente une comparaison entre une paroi saine et une paroi contenant des arrachements de fibres. Comme nous pouvons l'observer sur le relevé d'état de surface de la paroi comportant un endommagement, les défauts sont bien pris en compte dans la mesure de la rugosité  $R_a$ , celle-ci passant de  $1 \mu\text{m}$  pour la paroi saine à  $7 \mu\text{m}$  pour la paroi contenant les arrachements de fibres.

Afin de garantir un bon état de surface, il est donc nécessaire de réduire au maximum la présence et la taille des arrachements sur la paroi. La première partie de ce paragraphe sera dédiée à la description des phénomènes engendrant les arrachements de fibres. L'influence des différents paramètres du procédé sur l'état de surface fera l'objet de la seconde partie et une courte synthèse cloturera ce paragraphe.



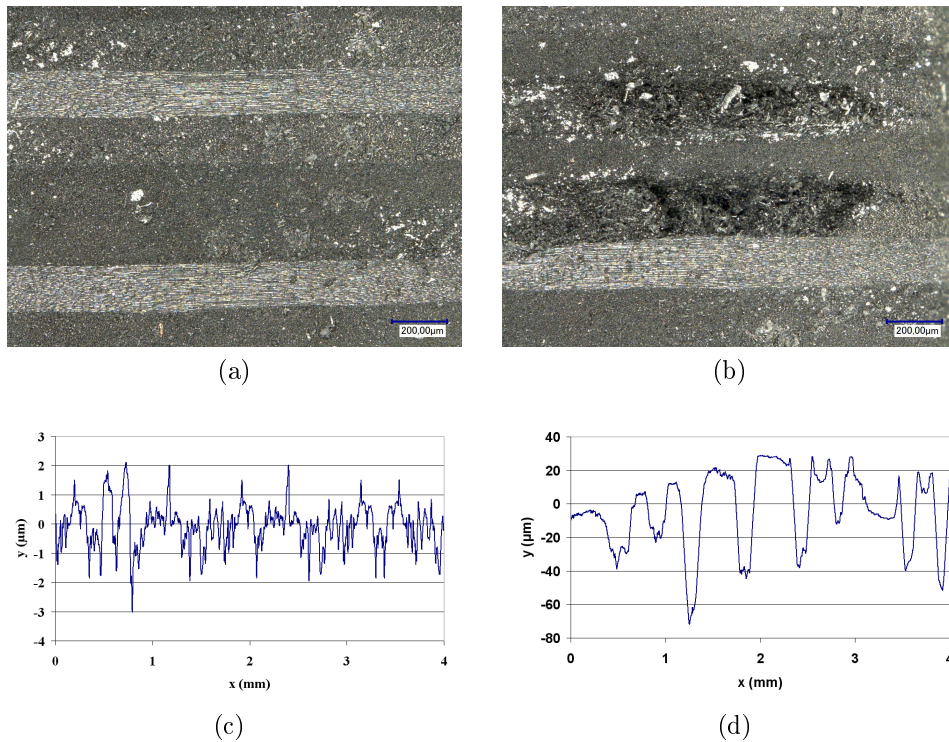


FIGURE 5.3.1: Aspect visuel de la paroi a) saine et b) avec endommagement; profil de rugosité pour une paroi c) saine et d) avec endommagement (non redressé).

### 5.3.1.1 Description des phénomènes engendrant les arrachements de fibres

Comme le démontre la totalité des études sur la coupe des composites [KOPL 80, KOPL 83, AROL 96, AROL 97, WANG 95], l'orientation des fibres du composite par rapport au mouvement de coupe influe grandement sur la qualité de la surface générée. Le chapitre bibliographique a mis en évidence que la configuration de coupe la plus défavorable est celle où l'angle formé entre les fibres et la direction de coupe est de  $90^\circ$  ou  $<0^\circ$ . Dans cette configuration, l'enlèvement de matière est initié par une ouverture en mode I qui se propage le long de l'axe des fibres, suivie d'une rupture secondaire remontant jusqu'au bord libre en suivant le cisaillement des fibres. Des défauts importants peuvent alors se propager à l'intérieur du matériau, les fibres se désolidarisant de la matrice. Le cas le plus défavorable est celui où le fléchissement des fibres est maximal, c'est-à-dire lorsque les fibres sont orientées à  $-45^\circ$ . Il est à noter que cette configuration de coupe est la plus favorable à l'apparition de ce type de défaut mais que l'apparition de celui-ci n'est pas systématique.

Comme il peut être vu dans l'annexe B, les arrachements observés dans cette étude sont bien localisés où les fibres et la direction de coupe forment un angle à  $-45^\circ$ . Dans le cas du perçage, tous les plis rencontrent cette configuration de coupe 2 fois au cours d'une rotation de l'outil et par conséquent chaque pli est susceptible de contenir 2 arrachements diamétralement opposés.

Il est à noter que, pour le composite utilisé dans cette étude, le nombre de plis pour chaque orientation n'est pas identique. Par conséquent, le nombre d'arrachements présents sur une génératrice de la paroi varie suivant l'endroit où a été effectuée la mesure. Conformément à la norme, l'état de surface d'une pièce doit être mesuré suivant la génératrice la plus accidentée. Cette mesure est réalisée conventionnellement dans la direction d'avance de l'outil. Le choix a été fait dans cette étude de réaliser les mesures d'état de surface sur le profil ayant le plus d'arrachements de fibres, c'est-à-dire sur l'une des deux génératrices de la paroi rencontrant le plus grand nombre de fois la configuration de coupe à  $-45^\circ$ . Dans la

suite de ce paragraphe seules les mesures effectuées sur ces génératrices seront présentées.

### 5.3.1.2 Influence des différents paramètres du procédé sur l'état de surface dans le composite

Comme énoncé précédemment, la génération de ces défauts n'est pas systématique et est fortement liée au fléchissement des fibres. Les résultats obtenus lors de la pré-étude portant sur les outils DIAGER et SOFIMAG 14 ont permis de vérifier que l'apparition des arrachements n'est pas systématique. Dès le premier trou, l'outil DIAGER génère des arrachements de fibres sur la paroi alors que l'outil 14 n'en génère aucun. Ces résultats ont été attribués au fait que ces deux outils n'ont pas les mêmes géométries et n'utilisent pas les mêmes conditions de coupe. Ces conclusions rejoignent celles d'Iliescu [ILIE 08], celui-ci démontrant que la présence et la taille de ce type de défaut dépend de la géométrie de l'outil, du niveau d'usure de l'arête générant la paroi ainsi que des conditions d'usinage.

Ce paragraphe va donc présenter l'influence de ces paramètres sur l'apparition d'arrachements de fibres au travers de l'analyse de l'état de surface. L'influence des conditions de coupe sur la rugosité Ra fera l'objet du premier paragraphe. Suite à cela, l'impact de la géométrie de l'outil sera présenté. L'usure ou l'acuité d'arête étant une composante de la géométrie de l'outil à l'échelle micro, l'influence de celle-ci sera présentée dans cette même partie. Une synthèse des moyens permettant la diminution des arrachements conclura cette section.

#### Influence des conditions de coupe

Comme énoncé précédemment, la rugosité Ra générée par l'outil DIAGER est élevée dès les premiers trous percés du fait de la présence d'arrachement ( $4\mu\text{m}$ ). L'analyse des profils d'arête de cet outil a permis d'exclure l'acuité de celle-ci comme cause probable de ces arrachements. Le rayon d'arête des outils DIAGER et SOFIMAG 14 à l'état neuf sont proches,  $9\mu\text{m}$  et  $7\mu\text{m}$  respectivement. Par conséquent, les arrachements de fibres générés peuvent être dûs à des conditions de coupe inadaptées ou encore à une géométrie d'outil inadéquate. Dans le cas où la géométrie de l'outil serait inadéquate, des arrachements seraient générés quel que soit les conditions de coupe utilisées.

Afin de vérifier cette hypothèse, l'outil DIAGER a été testé avec différentes conditions de coupe. Dans un premier temps, il a été décidé de faire varier la vitesse de coupe et l'avance séparément autour du point de référence ( $V_c$  170 m/min et  $f$  0,04 mm/tr).

Comme il peut être vu sur la figure 5.3.2, l'utilisation d'avances et de vitesses de coupe plus faibles permet la disparition des arrachements. La géométrie du foret n'est donc pas inadaptée.

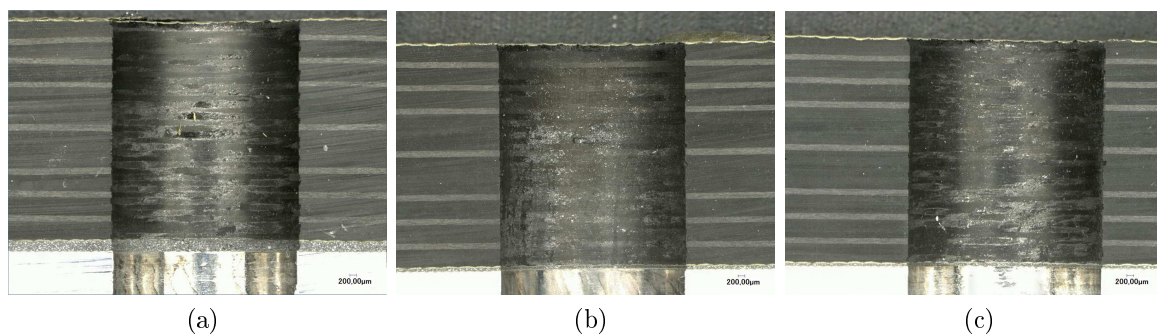


FIGURE 5.3.2: Aspect visuel de la paroi du trou dans le composite pour a) le point de référence; b)  $f = 0,02\text{ mm/tr}$ ; c)  $V_c = 130\text{ m/min}$

Les mesures réalisées au cours de l'usinage montrent que la vitesse de coupe n'a pas d'influence sur l'effort de poussée. Cette même constatation a été faite par de multiples auteurs [CHEN 97, RAWA 09]. Au vue des résultats présentés, il est donc possible de ne pas créer d'arrachements de fibres pour des conditions de coupe générant un effort de poussée identique. En conclusion, l'effort de poussée n'a pas d'influence sur la présence d'arrachements sur la paroi.

Pour rappel, la littérature indique que les arrachements sont créés par une ouverture en mode I qui se propage le long de l'axe des fibres, suivie d'une rupture secondaire remontant jusqu'au bord libre en suivant le cisaillement des fibres.

L'avance conditionne la profondeur d'engagement de l'outil dans la matière et par conséquent le nombre de fibres allant être soumises au fléchissement. Comme il peut être vu sur la figure 5.3.2, une avance trop importante entraine l'apparition d'arrachements. D'après les résultats obtenus, l'augmentation du nombre de fibres étant soumise à la flexion favorise l'ouverture de fissure en mode I.

La vitesse de coupe, quant à elle, conditionne la vitesse de sollicitation des fibres. Au vue des résultats, une vitesse de sollicitation des fibres en flexion plus lente permet de diminuer l'ouverture de fissure en mode I.

Prenant en compte les hypothèses précédentes, toute combinaison d'avance et de vitesse de coupe élevées engendre automatiquement des arrachements. En revanche ces hypothèses ne permettent pas de prédire les résultats des combinaisons de faible avance avec de forte vitesse de coupe et vice versa. Cela a motivé une série d'essais complémentaires où l'avance et la vitesse de coupe ont varié simultanément. La figure 5.3.3 récapitule la présence d'arrachement pour les couples Vc-f testés dans cette étude.

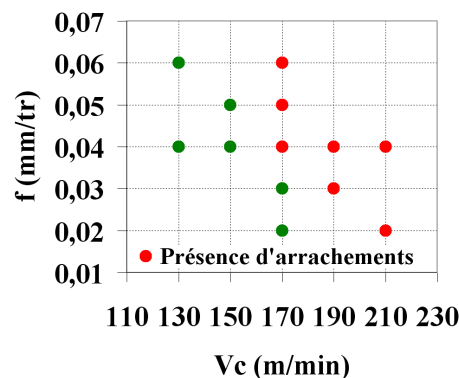


FIGURE 5.3.3: Récapitulatif concernant la présence d'arrachement pour les couples Vc-f testés dans cette étude

Il peut être observé que l'augmentation de l'avance ne génère pas d'arrachement pour les vitesses de coupe ne créant pas d'arrachements lors de la première phase de l'étude (130 et 150 m/min). En revanche, l'augmentation de la vitesse de coupe engendre l'apparition d'arrachements pour des avances n'en créant pas lors de la première phase de l'étude (0,02 et 0,03 mm/tr).

La combinaison de ces résultats aux précédents amène à penser que si la vitesse de coupe sélectionnée ne provoque pas d'ouverture de fissure, aucun arrachement ne sera généré quel que soit l'avance choisie. A contrario, si la vitesse de coupe sélectionnée peut provoquer l'ouverture de fissure, l'augmentation des forces permettant aux fibres de rester solidaires les unes aux autres (réduction de l'avance) permettraient quand même de ne pas observer ce phénomène. Afin de pouvoir vérifier ces hypothèses et déterminer le domaine de fonctionnement permettant de ne pas générer d'arrachement, plus de test sont nécessaires.

### Influence de la géométrie du foret

Comme énoncé au paragraphe précédent, la macro-géométrie du foret DIAGER n'est pas à l'origine de l'apparition des arrachements observés. A condition de coupe identique, tous les outils prototype ne génèrent pas d'arrachements lors du premier trou réalisé. De ce fait, ces outils génèrent une surface ayant une rugosité Ra2 inférieure à la limite de  $3,2 \mu\text{m}$  définie par le cahier des charges. Comme il peut être vu sur la figure 5.3.4, cela est valable aussi bien pour les outils destinés à l'empilage CFRP/Al qu'à ceux destinés au CFRP/Ti. La macro-géométrie n'est donc pas un paramètre influant sur la présence d'arrachement sur la paroi du composite.

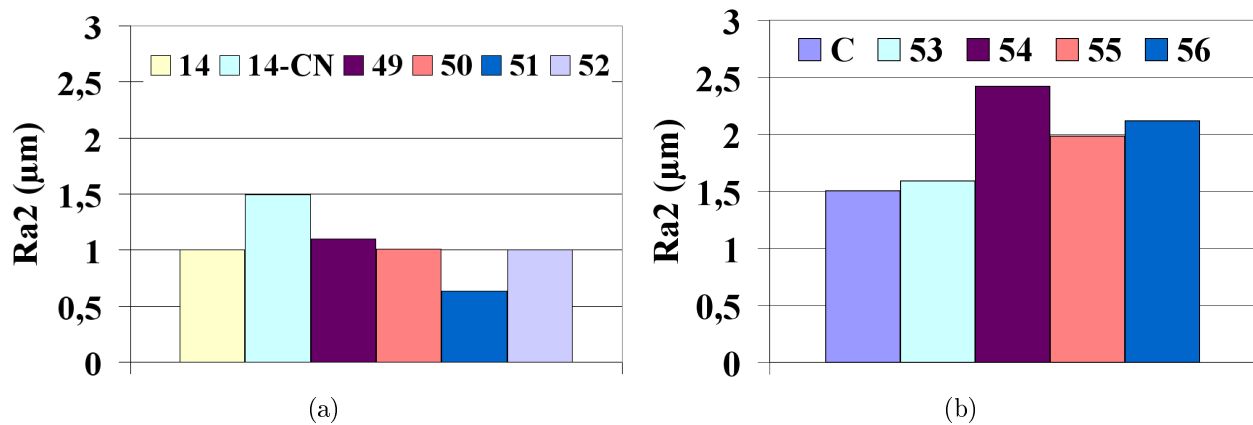


FIGURE 5.3.4: Rugosité générée dans le composite lors du premier trou réalisé par les outils dans l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti

En revanche, la micro-géométrie influe directement sur la rugosité. L'influence de l'acuité d'arête est visible dès le premier trou. Comme il peut être vu sur la figure 5.3.4, l'outil ayant le plus grand rayon d'arête (14-CN) génère la rugosité la plus importante dans l'empilage CFRP/Al. La diminution de l'acuité d'arête, entraînée par l'usure, engendre donc logiquement une augmentation de la rugosité. La figure 5.3.5 présente l'évolution de la rugosité avec le nombre de trous percés pour les outils SOFIMAG 14 et 14-CN. Il peut être vu que la limitation de l'usure par un revêtement diamant permet le maintien de la qualité de l'état de surface.

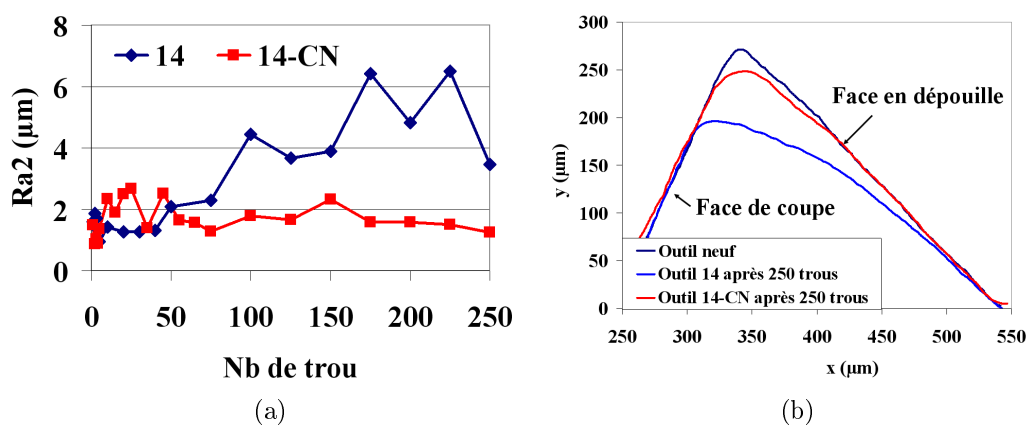


FIGURE 5.3.5: a) Evolution de la rugosité dans le composite avec le nombre de trous percés et b) acuité d'arête après 250 trous pour les outils 14 et 14-CN

Du fait de l'usure du foret, la zone de contact entre l'outil et la pièce évolue. A l'état neuf, l'acuité d'arête du foret se résume au rayon de celle-ci. Ce rayon ( $\approx 7 \mu\text{m}$ ) est du

même ordre de grandeur qu'un toron ( $\approx 5 \mu\text{m}$ ). C'est dans cette configuration de coupe que Koplev, Wang et Arola [KOPL 83, WANG 95, AROL 96] décrivent la formation des copeaux de composite (voir section 2.1.1).

En revanche, lorsque l'outil est érodé sous l'effet de l'usure, la dimension du contact entre l'outil et la pièce au niveau de l'arête est grandement supérieure ( $> 100 \mu\text{m}$ ) à la dimension d'un toron. Dans ce cas de figure, deux configurations de coupe peuvent être superposées (figure 5.3.6) :

- 1 Au niveau du point de jonction entre la face de coupe et le profil usé de l'arête, la configuration de coupe est la même que pour un outil à l'état neuf. Une première zone de formation du copeau apparaît en ce point. Dans le cas de fibres orientées à  $-45^\circ$ , le copeau est créé suivant le même schéma que précédemment. L'enlèvement de matière est initié par une ouverture en mode I qui se propage le long de l'axe des fibres, suivie d'une rupture secondaire remontant jusqu'au bord libre en suivant le cisaillement des fibres.
- 2 Sur la partie restante du profil de l'arête, l'angle de coupe formé entre le profil de celle-ci et la pièce est négatif. Aucune information n'a été trouvée dans la littérature sur cette configuration de coupe (voir figure 5.3.6.b et c). Dans cette configuration, l'ouverture en mode I liée à l'orientation du mouvement de coupe par rapport aux fibres peut être combinée à un chargement en mode II (glissement droit) lié à l'orientation de la surface de contact. Cette combinaison induirait donc des endommagements plus importants.

Il est aussi à noter que plus l'usure est importante et plus la hauteur de matière soumise à cette dernière configuration de coupe est importante. Lorsque cette hauteur devient supérieure à l'avance, seule la deuxième configuration de coupe est présente.

Ne pouvant accéder visuellement à la zone de coupe, cette théorie ne peut pas être vérifiée dans le cas du perçage. Cependant, des essais en coupe orthogonale pourraient apporter quelques précisions sur ces hypothèses, à condition de pouvoir observer la formation du copeau à l'échelle du phénomène.

### 5.3.2 Etat de surface de la partie métallique de l'empilage

A l'inverse de la partie composite de l'empilage, la rugosité de la partie métallique n'engendre pas de non-qualités dans cette étude. Tous les outils testés dans cette étude ont permis d'obtenir un état de surface de la paroi dans le métal satisfaisant le cahier des charges ( $R_a < 1,6 \mu\text{m}$ ).

Comme il peut être vu sur la figure 5.3.7, tous les outils utilisés génèrent une rugosité inférieure à  $1,6 \mu\text{m}$  lors du premier trou réalisé. La rugosité générée est de l'ordre de  $0,3$  et  $0,6 \mu\text{m}$  dans l'alliage d'aluminium 7050 et l'alliage de titane TA6V, respectivement. Peu de variations peuvent être observées entre les rugosités générées par ces outils. Aucune corrélation entre l'état de surface généré et la macro-géométrie n'a été trouvée. Il est aussi à noter que malgré les conditions de coupe différentes des outils GUHRING, SANDVIK et DIAGER, ces outils génèrent un état de surface équivalent à ceux des outils SOFIMAG. Dans le cadre de cette étude, les conditions de coupe n'ont pas eu d'influence sur la rugosité générée contrairement aux constatations faites par Nouari et al. [NOUA 05] ainsi que Ramulu et al [RAMU 01].

Comme il peut être vu sur la figure 5.3.8.a, la rugosité reste stable dans le titane malgré les variations de micro-géométrie engendrée par l'usure. Là encore les résultats de cette étude sont en contradiction avec les observations faites par Ramulu et al. [RAMU 01]. Ceux-ci observent que la température atteinte au cours du procédé a une influence sur la rugosité

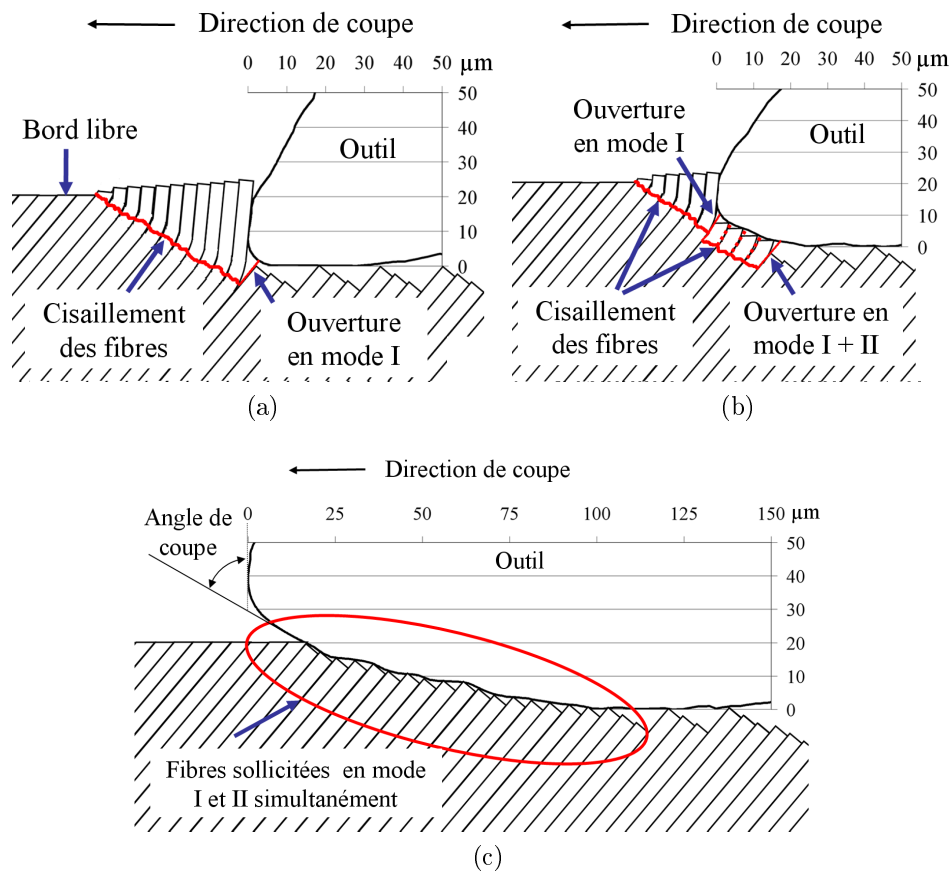


FIGURE 5.3.6: Conditon de contact et formation du copeau dans le composite pour une avance de 0,02mm/tr/dent au niveau du bec de l'outil 14 a) à l'état neuf , après b) 25 et c) 250 trous

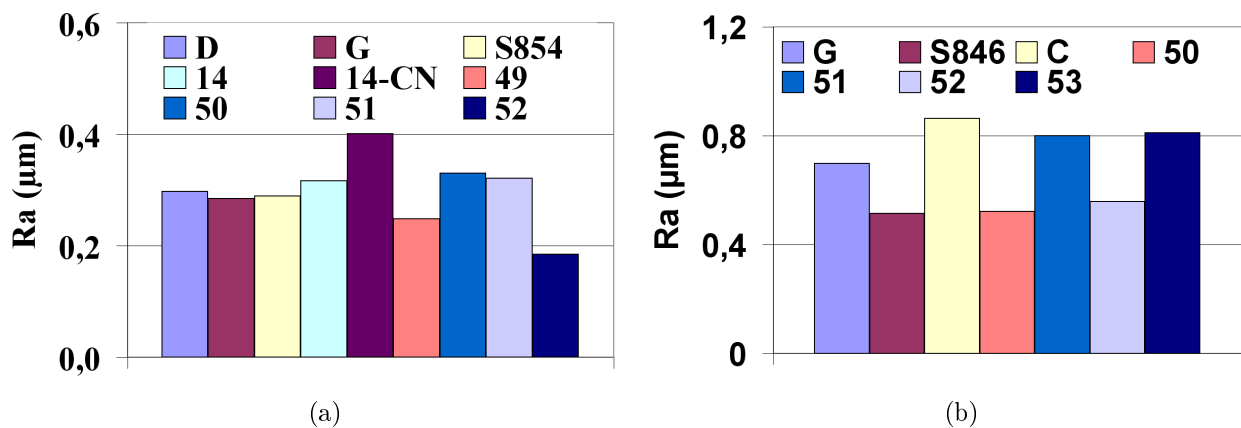


FIGURE 5.3.7: Rugosité générée dans le métal lors du premier trou réalisé par les outils dans les empilages a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti

engendrée. Bien qu'une augmentation de température avec l'usure du foret soit observée, la rugosité reste stable dans notre étude.

La figure 5.3.8.b permet d'observer une légère dérive de la rugosité dans l'aluminium pour l'outil de référence 14. Cette tendance a aussi été observée par Nouari et al. [NOUA 05]. La diminution de l'acuité d'arête de l'outil conduit à une augmentation de la rugosité. La protection de l'arête de coupe par un revêtement diamant (outil 14 CN) permet de ralentir cette dérive, voir d'améliorer la rugosité comme il peut être vu figure 5.3.8.b.

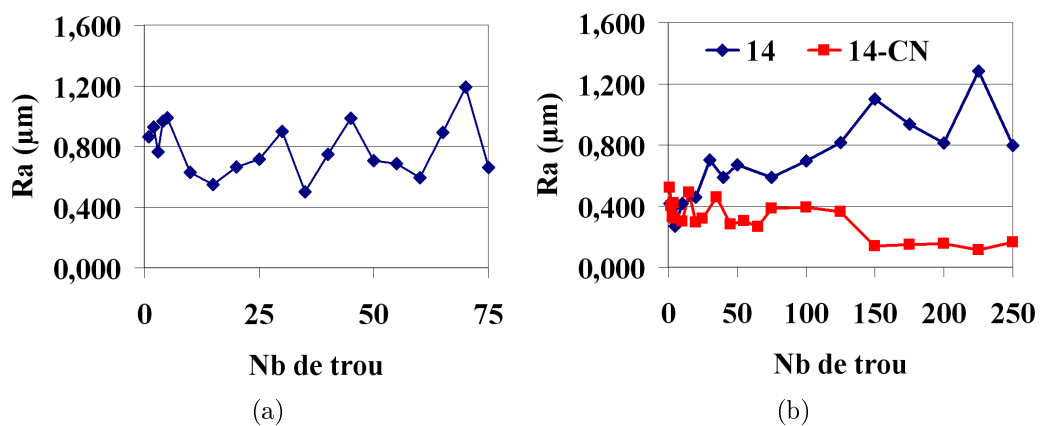


FIGURE 5.3.8: Evolution de la rugosité dans le métal avec le nombre de trous percés pour les outils a) C et b) 14 et 14-CN

# Conclusions

Ce chapitre a permis de visualiser l'intégralité des défauts engendrés lors du perçage des empilages étudiés : les différences de diamètre entre matériaux au sein d'un même trou, l'arrachement du premier pli du composite ainsi que l'arrachement de fibres sur la paroi du trou. Grâce à cette étude, les mécanismes de formations de ces défauts ont pu être identifiés. Fort de ces constatations, un certain nombre de paramètres, pouvant minimiser les défauts observés, ont été mis en évidence et ont fait l'objet d'étude. Cette section va rappeler les mécanismes de formation de ces défauts ainsi que les paramètres pouvant influencer sur leur présence.

Les mécanismes engendrant les différences de diamètre constatées ne sont pas les mêmes pour les deux empilages étudiés. Dans l'empilage CFRP/Al, ces différences sont essentiellement engendrées par l'agrandissement, au cours du temps, du diamètre de la partie composite de l'assemblage. Cet agrandissement est majoritairement dû aux multiples passages de l'outil sur la paroi du composite. Sous l'effet du frottement de l'outil sur la paroi composite, l'outil enlève une légère épaisseur de composite à chacune de ces phases de replongée, agrandissant ainsi le diamètre du trou. Bien que la cinématique de l'opération de perçage soit à l'origine de ce phénomène, elle ne peut pas être remplacée par un cycle continu ou de brise copeaux, ces deux cycles de perçage engendrant des endommagements encore plus importants. Ces différences de diamètre peuvent toutefois être minimisées par l'utilisation d'outils comportant un double listel. Pour un même diamètre d'outil, ceux-ci permettent l'obtention de diamètres dans le métal plus élevés, réduisant ainsi l'écart final entre le diamètre des deux matériaux.

Dans l'empilage CFRP/Ti, les différences de diamètre constatées sont imputables à la grande différence entre le diamètre de l'outil et le diamètre du trou réalisé dans le titane. Le foret produit des trous ayant un diamètre proche de celui de l'outil dans le CFRP alors qu'il produit des trous environ 20 $\mu$ m plus grands dans le titane. Bien que des solutions puissent être envisagées afin de réduire le diamètre obtenu dans le titane, la dépendance du diamètre atteint dans le composite au diamètre atteint dans le titane ne permet pas la réduction de cette différence de diamètre.

En ce qui concerne l'arrachement du premier pli du composite, il peut être créé par deux phénomènes distincts et pouvant se superposer. Ce défaut peut être engendré par la remontée des copeaux métalliques et /ou par l'usure de l'outil combinée à une géométrie d'outil particulière. Les moyens permettant la limitation de l'usure sont présentés au chapitre 4. Dans le cas où l'arrachement du premier pli du composite est engendré par la remontée des copeaux, cette étude a mis en évidence l'influence de la taille et la forme des copeaux sur la formation de ce défaut. Des copeaux long et en accordéon génèrent le plus d'endommagement. Cette étude a mis en évidence que la macro-géométrie et la stratégie de perçage influent directement sur la taille et la forme des copeaux. Il est donc possible de limiter l'apparition de ce type de défaut par l'utilisation d'outils disposant d'une géométrie brise copeaux ou encore par l'utilisation d'une stratégie avec préperçage. L'étude de l'état de surface de la paroi du trou a révélé que ce paramètre n'était pas un défaut problématique dans la partie métallique des deux empilages étudiés. En revanche, la présence d'arrache-



ments de fibres sur la paroi du CFRP engendre un état de surface non-conforme au cahier des charges. Par conséquent, les phénomènes engendrant ces arrachements ont été étudiés. Ainsi, l'impact des conditions de coupe et de la micro-géométrie du foret sur l'apparition de ces arrachements a été mis en évidence.

## Troisième partie

# Modélisation du champ thermique de la pièce lors du perçage des multi-matériaux



# Introduction

La température atteinte au cours de l'usinage influe directement sur les propriétés des matériaux et par conséquent sur les efforts générés lors de la coupe. Ces efforts conjugués à cette même température ont un impact direct sur l'intensité des mécanismes d'usure subis par le foret. Sous l'effet de ces mécanismes d'usure, la micro-géométrie du foret évolue, créant ainsi de nouvelles zones de contact entre l'outil et la matière usinée et, par la même occasion, une augmentation des efforts et de la température. L'usinage est donc le lieu de processus mécaniques et thermiques extrêmement couplés.

Comme énoncé précédemment, la température atteinte au cours de l'usinage a des effets importants sur les mécanismes d'usure des outils tels que l'adhésion ou encore la diffusion comme le démontre Nouari et al. [NOUA 05]. De plus, les dilatations engendrées par cette montée en température peuvent modifier l'étendu des zones de contact entre le foret et la matière usinée. Bonnet [BONN 11] montre l'influence de la température atteinte lors d'opération de perçage sur le phénomène de resserrement du titane sur l'outil. Dans le cadre du perçage de multi-matériaux, il met aussi en évidence l'impact de la température atteinte dans la partie métallique sur les détériorations observées dans la partie composite, la matrice therm durcissable d'un composite se carbonisant aux alentours de 250 °C. Ce phénomène fut aussi observé par Brinksmeier et al [BRIN 02]. Les phénomènes de dilatation et de rétreint thermique des matériaux métalliques peuvent aussi être à l'origine de non-qualités dimensionnelles sur la pièce produite et plus particulièrement sur le diamètre réalisé dans le cas d'une opération de perçage.

La température atteinte au cours de l'usinage a donc été largement étudiée dans le cadre du perçage des métaux [NOUA 05, LIST 05, BERM 12] et même des composites [ILIE 08, GUEG 94, ZITO 05]. L'identification de la chaleur générée à l'interface outil/pièce et par conséquent du champ thermique dans la pièce et l'outil est très importante pour contrôler le processus de perçage. Malheureusement, l'accès à ces informations dans la zone concernée par l'usure, sur l'arête de coupe, n'est pas possible dans le cas du perçage. Les mesures de température ne peuvent donc être effectuées qu'à une certaine distance de la zone de coupe. L'estimation de la température à l'interface outil/pièce implique donc la résolution d'un problème inverse de conduction de la chaleur.

Cette section a pour objectif de présenter les travaux réalisés afin d'estimer la température à l'interface outil/pièce. Une courte bibliographie sur la thermique de la coupe fera l'objet de la première partie de cette section. Suite à cela, la simulation de l'usinage développée au cours de cette étude sera présentée. L'exploitation des résultats expérimentaux apportera la conclusion de cette section.



## Chapitre 6

# Simulation numérique de l'échauffement de la pièce lors d'une opération de perçage avec déburrage

Comme énoncé au chapitre précédent, la température maximale atteinte au cours d'une opération de perçage est localisée au niveau du bec de l'outil. Ce point de jonction entre l'arête de coupe et le listel est aussi en contact direct avec la pièce, celui-ci générant la paroi du trou. Par conséquent, la température atteinte en ce point est aussi perçue par la paroi du perçage lors de sa génération. Partant de cette constatation, il devrait être possible, connaissant l'évolution de la température en un point de la pièce, de pouvoir remonter, par méthode inverse, à la température maximale générée lors de l'opération de perçage. Cette idée a motivé les mesures de température effectuées dans la pièce au cours de l'usinage ainsi que la mise en place d'une simulation numérique de l'échauffement de la pièce lors d'une opération de perçage avec déburrage.

La démarche mise en place vise à obtenir une estimation de la température générée sur la surface de la paroi, à partir de mesure de la température perçue à une distance d'environ 4 mm de cette paroi. Les mesures de la température dans la pièce à proximité de la zone de coupe permettent de mettre en évidence les différents flux de chaleur auxquels la pièce est soumise. A partir de cette analyse, une simulation numérique a été mise en place afin de simuler l'application et les déplacements de ces flux sur la paroi du trou. En ne modifiant que l'intensité des flux de chaleur appliqués sur la paroi de la pièce, il est possible de trouver une solution approchée permettant de faire correspondre les températures obtenues par la simulation à celles obtenues expérimentalement à 4 mm de la paroi. Une fois cette solution unique approchée, la simulation permet d'approximer la température vue par la paroi du trou et par hypothèse la température maximale atteinte au cours de l'usinage.

La première partie de cette section va présenter le logiciel utilisé. Les équations utilisées par celui-ci, dans le cadre de chargements thermiques, seront définies. Une courte évaluation du logiciel sur des cas simples clôturera ce paragraphe. La seconde partie sera consacrée à la définition de la simulation. Les différentes hypothèses faites lors de la modélisation seront abordées. La pièce, les conditions aux limites, les conditions initiales, la nature du contact ainsi que le chargement seront définis dans ce paragraphe. La stratégie de réglage des flux de chaleur appliqués sur le modèle, visant à faire correspondre les courbes expérimentales aux courbes issues de la simulation, fera l'objet de la troisième partie. Elle sera suivie de l'évaluation des performances de la simulation ainsi que d'une étude de la sensibilité du modèle. Une conclusion sur la pertinence de la simulation sera proposée et clôturera cette section.

## 6.1 Description du logiciel utilisé

Le logiciel choisi pour réaliser cette simulation est COMSOL Multiphysics. Le choix s'est porté sur ce logiciel car il était présent sur le site de l'AMPT du département MPI de l'I2M et déjà utilisé dans le cadre de simulation thermique du procédé FSW. Ce logiciel de simulation numérique est basé sur la méthode des éléments finis. Il permet la prise en compte des chargements mécaniques, thermiques et thermomécaniques. COMSOL Multiphysics permet l'analyse de problème 1D, 2D, 2D axisymétrique et 3D, aussi bien stationnaire que transitoire. Dans le cadre de cette étude, seul l'aspect thermique de l'opération de perçage a fait l'objet d'une modélisation. Le module consacré à la thermique de ce logiciel propose une large gamme de formulations prédéfinies décrivant les trois modes de transfert thermique que sont la conduction, la convection et la radiation, dans différents types de milieux tels que les solides, les fluides ou encore les matériaux poreux. Dans le cadre de cette étude seuls les transferts thermiques par conduction seront traités. Les transferts par conduction sont régis par l'équation de la chaleur dont la formulation est :

$$\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) = Q \quad (6.1.1)$$

où

$\rho$	la masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )
$C_p$	la chaleur spécifique à pression constante (J/(kgK))
$T$	la température (K)
$k$	la conductivité thermique (W/(mK))
$Q$	sources de chaleur (W/m <sup>3</sup> )

Dans le cas des matériaux anisotropes tels que les composites,  $k$  devient un tenseur de la forme :

$$k = \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} & k_{xz} \\ k_{yx} & k_{yy} & k_{yz} \\ k_{zx} & k_{zy} & k_{zz} \end{bmatrix}$$

Afin de pouvoir résoudre le problème, il est nécessaire de définir les conditions aux limites de celui-ci. Dans le cas du perçage, les surfaces de la pièce sont soumises à des sources de chaleur ainsi qu'à des échanges convectifs avec la lubrification. Ces conditions aux limites sont traduites par l'application d'un flux de chaleur sur la surface concernée. Ce flux de chaleur est exprimé par la relation suivante :

$$k \nabla T = q_0 + h(T_{inf} - T) \quad (6.1.2)$$

Avec

$q_0$  densité de flux de chaleur entrant dans le domaine (W/m<sup>2</sup>)

$h$  coefficient de transfert convectif (W/Km<sup>2</sup>)

$T$  température de la surface (K)

$T_{inf}$  température ambiante de l'environnement (K).

La méthode d'analyse utilisée par le logiciel COMSOL permet de résoudre de manière discrète les équations présentées. Le logiciel calcule le champ de température dans la pièce à

chaque itération. Par défaut, le pas de temps entre deux pas de calcul est géré automatiquement, à partir de la rapidité de convergence du pas de calcul précédent. Cette automatisation peut altérer considérablement le résultat final de la simulation. Lors des phases de replongée du foret dans la matière, le calcul converge rapidement vers la solution, la pièce n'étant soumise qu'au refroidissement et au flux de chaleur généré par le frottement. L'espacement entre deux pas de calcul augmente alors et peut devenir supérieur au temps d'application du flux de coupe. Dans ce cas particulier, le logiciel ne prend tout simplement pas en compte ce flux de coupe. Afin de pouvoir décrire correctement l'application des flux, il est donc nécessaire que l'espacement temporel entre deux calculs soit inférieur au plus petit temps d'application des différents flux de chaleur considérés. Dans cette étude, il a été décidé de fixer l'espacement maximal entre deux calculs au 10ème du temps nécessaire pour réaliser une passe de 3mm à la vitesse d'avance  $V_f$ .

## 6.2 Définition de la simulation

### 6.2.1 Modélisation de la pièce

L'opération d'usinage que nous cherchons à modéliser est le perçage d'un trou de diamètre 6mm dans un multi-matériau. La pièce à modéliser est donc constituée de deux matériaux empilés et maintenus en position par une colle métallique. La composition des deux multi-matériaux testés au cours de cette étude ainsi que les caractéristiques thermiques de chaque matériau sont rappelées tableau 6.1. Les caractéristiques thermiques du CFRP proposées dans ce tableau ont été mesurées par méthode flash au sein du Laboratoire des Composites Thermostructuraux (LCTS) sur le composite utilisé dans cette étude.

Empilages		CFRP/Al	CFRP/Ti
Couche 1	Composition	Carbone T800_DA550	Carbone NC2_RTM6
	Epaisseur	7 mm	7 mm
Couche 2	Composition	Aluminium 7010	Titane TA6V
	Epaisseur	14 mm	5 mm

(a)

	Unité	CFRP		7050	TA6V
		Radial	Axial		
Conductivité thermique $\lambda$	[W/(m*K)]	3.4	0.8	157	7
Chaleur spécifique $C_p$	[J/(kg*K)]	980		860	580
Masse volumique $\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	1550		2830	4800

(b)

Tableau 6.1: Composition des empilages et caractéristiques des matériaux

Comme énoncé précédemment, les différentes zones de production de chaleur sont localisées sur l'arête de coupe ainsi que sur la partie du listel en contact avec la pièce. Du fait de la combinaison des mouvements d'avance et de rotation du foret lors de l'opération de perçage, ces zones ont une trajectoire hélicoïdale. Celles-ci se déplacent donc de la valeur de l'avance par dent  $f_z$  à chaque tour du foret, celle-ci étant de l'ordre de 0,03 mm. La valeur de ce déplacement est faible devant la hauteur du contact entre l'outil et la pièce, qui elle est de l'ordre du millimètre. Il y a donc recouvrement, d'un tour à l'autre du foret. Il est à



noter aussi que le temps  $t_r$  entre deux passages successifs de l'une des arêtes de coupe sur une même zone est fonction de la vitesse de rotation  $N$  et du nombre de lèvres du foret  $Z$  ( $t_r = 1/(N/60) * Z$ ). Celui-ci est de 0,01 et 0,03 s pour une vitesse rotation de 3000 et 900 tr/min, respectivement. Ces temps sont faibles devant l'inertie thermique de la pièce. Ces constatations amènent la première hypothèse de cette modélisation : la surface d'application du flux généré lors de la coupe peut être considérée de révolution. Cette hypothèse permet de simplifier le problème à un cas 2D axisymétrique. Le logiciel utilisé ne permettant pas de faire évoluer les limites de la pièce au cours du temps, l'enlèvement de la matière située sous le foret ne peut pas être simulé. Dès le départ de la simulation cette quantité de matière n'est pas considérée. Par conséquent, la zone d'application du flux de chaleur généré sur l'arête de coupe sera de forme cylindrique.

Le diamètre extérieur de la pièce a été déterminé de telle sorte que le domaine traité permette de visualiser intégralement le champ de température de la pièce sans qu'il n'y ait d'effet de bord du à la surface S4 (figure 6.2.1.b). Cette largeur est fixée à 60 mm dans le cas étudié.

Afin de réduire le temps de calcul, la pièce n'est pas maillée finement sur tout son domaine. Le domaine est ainsi subdivisé en deux zones, une de mesure, de 10 mm de largeur, dont le maillage est le plus fin possible du fait des forts gradients de température présents dans cette zone, et une zone au maillage grossier où les lignes du champ de température sont plus espacés. A l'intérieur de la zone de mesure, deux points ont été placés afin de modéliser l'emplacement des deux thermocouples ayant permis d'effectuer les mesures expérimentales. Ces points sont positionnés suivant l'axe  $z$  au milieu de l'épaisseur de chaque matériau. Leur position radiale est, quant à elle, issue de la mesure de la distance réelle entre la paroi du trou et le centre du logement du capteur pour l'essai considéré. Cette mesure est réalisée à l'aide du microscope numérique KEYENCE (voir figure 6.2.1.a). Afin de pouvoir réutiliser le modèle représentant la pièce pour d'autres cas d'application, avec des diamètres de foret ou des épaisseurs de matériau différents, celui-ci a été paramétré. Le modèle paramétré final de la pièce est présenté figure 6.2.1.b.

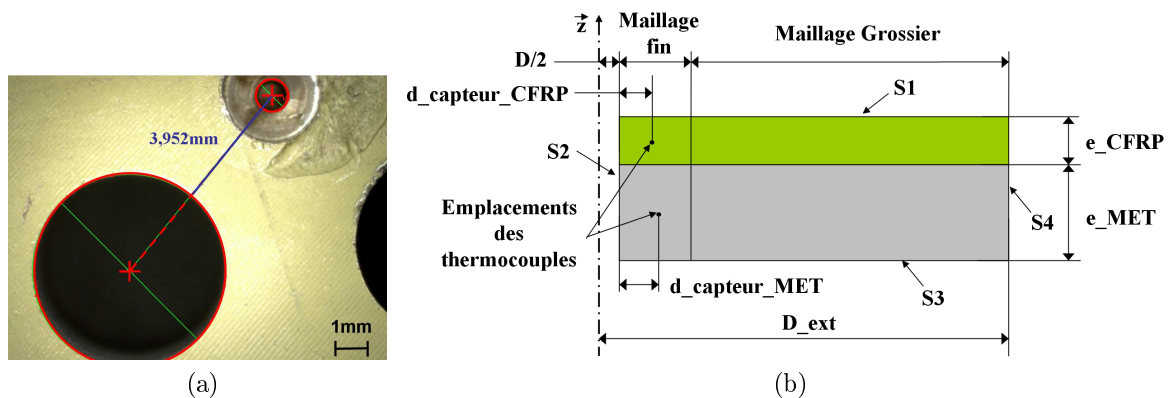


FIGURE 6.2.1: a) Mesure de la distance entre la paroi du trou et le centre du logement du thermocouple b) Modèle paramétré de la pièce usinée

Avec :

- D            diamètre du trou percé ;
- D\_ext       diamètre extérieur de l'éprouvette ;
- e\_CFRP     épaisseur de la partie composite ;
- e\_MET       épaisseur de la partie métallique ;

d\_captteur\_CFRP distance entre la paroi du trou et le centre du logement du capteur dans le composite ;

d\_captteur\_MET distance entre la paroi du trou et le centre du logement du capteur dans le métal .

### 6.2.2 Conditions initiales, aux limites et nature du contact

Afin de pouvoir résoudre ce problème, il est nécessaire de définir la nature du contact entre les deux matériaux, ainsi que les conditions initiales et aux limites de celui-ci.

Le premier élément à définir est donc la nature du contact entre les deux matériaux composant les multi-matériaux étudiés. Dans un premier temps, le joint de colle métallique servant à la jonction des deux matériaux a été considéré comme une couche mince résistive, mais du fait de sa faible épaisseur et de sa bonne conductivité, ce contact a finalement été défini comme parfait. Le flux de chaleur dans la direction normale de cette surface est continu.

Le deuxième point à définir concerne les conditions initiales du problème. Dans le cas de cette étude, la température des deux matériaux peut être différente d'un matériau à l'autre à l'état initial. Ces deux températures sont définies par les paramètres  $T\_CFRP$  et  $T\_MET$  pour la partie composite et métallique de l'empilage, respectivement. La valeur de ces paramètres est issue de l'exploitation des mesures de température de l'essai associé à la simulation.

Pour finir, il est nécessaire de définir les échanges de la pièce avec le milieu extérieur. Quatre surfaces d'échange peuvent être référencées (voir figure 6.2.1.b) :

- S1 surface supérieure de l'empilage,
- S2 paroi du trou,
- S3 surface inférieure de l'empilage,
- S4 surface extérieure de l'éprouvette.

Dans le cadre de cette étude, l'éprouvette utilisée pour la réalisation des mesures de température (120x160mm) est en appui sur deux cales en aluminium à ses extrémités. Ces cales étant situées loin de la zone de mesure, il a été décidé de ne pas modéliser le contact de celles-ci avec l'éprouvette. La majorité de cette éprouvette est donc soumise à des échanges avec l'air ambiant. La littérature indique que le coefficient d'échange entre l'air et l'aluminium est environ de  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ . De plus, l'opération de perçage étudiée est réalisée sous lubrification MQL, par l'extérieur. Ce système de lubrification envoie un brouillard d'huile sur la face supérieure du composite. Il refroidit ainsi le composite mais aussi la partie de la paroi du trou déjà générée par l'usinage. Dans cette étude, il est considéré que la lubrification ne peut plus atteindre la paroi du trou lors de la remontée des copeaux, ceux-ci bloquant l'accès aux zones visées. Le coefficient d'échange de la lubrification MQL a été défini, lors de la phase de pré-étude de la simulation, à partir des phases de refroidissement de la pièce. La valeur optimale de ce paramètre, permettant de décrire le refroidissement observé expérimentalement, est  $150 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

En définitif, tout au long de la simulation, la surface S1 est soumise à un échange convectif avec la lubrification MQL et les surfaces S3 et S4 sont soumises à un échange convectif avec l'air. En revanche la surface S2 n'est soumise à un échange convectif avec la lubrification MQL que sur la partie de la paroi du trou déjà générée par l'usinage et uniquement lors des phases de replongée de l'outil, entre deux passes.

### 6.2.3 Identification et modélisation des flux de chaleur

Cette partie va s'attacher à définir les différents flux générés lors de l'usinage et appliqués sur la surface S2 représentant la paroi du trou (figure 6.2.1). Comme décrit par Bonnet [BONN 11] et Wu et al. [WU 00], deux flux de chaleur distincts peuvent être observés lors d'une opération de perçage :

- le flux produit par la coupe et localisé au niveau de l'arête de coupe ;
- le flux produit par le frottement du listel du foret sur la paroi du trou.

Bono et al. [BONO 06] ainsi que Cardoso et al. [CARD 00] ont montré que le flux de chaleur produit par l'arête de coupe est plus important au niveau du bec de l'outil qu'à sa pointe. Par simplification, la distribution du flux de chaleur produit par l'arête de coupe de l'outil peut être considérée comme triangulaire (voir figure 6.2.2). Comme énoncé précédemment, le logiciel ne nous permet pas de modéliser l'évolution de la matière au cours du temps. La quantité de matière sous le foret n'étant pas modélisée, il est nécessaire d'estimer le flux de chaleur généré par l'arête de coupe et transitant par la paroi du trou. Par hypothèse, le flux de chaleur généré par l'arête de coupe et vu par la paroi du trou sera appliqué sur la hauteur de l'arête de coupe ( $h_{\text{coupe}}$ ) et conservera une distribution triangulaire. Le flux maximum transmis à la paroi sera par conséquent localisé au niveau du bec de l'outil (figure 6.2.2).

Pour rappel, l'opération de perçage étudiée comporte un cycle de déburrage. Par conséquent, le frottement du listel de l'outil sur la paroi du trou peut être observé aussi bien au cours de l'usinage que lors de la replongée du foret entre deux passes. Plusieurs phénomènes peuvent être à l'origine de ce frottement. Parmi ceux-ci, le resserrement de la matière sur le foret ainsi que le faux rond du foret peuvent être cités. Le retour de la matière fraîchement usinée sur le listel peut être observé aussi bien dans les matériaux métalliques [BONN 11] que dans les matériaux composites [ILIE 08], mais pas pour les mêmes motifs. Dans le cas des matériaux métalliques, le retour de matière est lié à la contraction ou l'expansion du matériau sous l'effet de la température engendrée par la coupe. En revanche, dans le cas des composites le retour de matière est lié à la mécanique de la coupe, de formation du copeau. Dans certaines configurations ( $-45^\circ$  ou  $0^\circ$ ) les fibres fléchissent avant d'être coupées, celles-ci revenant en position par un retour « élastique ».

Du fait de sa conicité arrière, le foret n'est pas en contact avec la paroi du trou sur toute la longueur de son listel. L'analyse du couple produit lors de l'usinage ainsi que les visualisations MEB ont permis de mettre en évidence la longueur de contact entre le listel et la paroi du trou ( $h_{\text{frot}}$ ). Bonnet [BONN 11] définit la densité de flux de chaleur engendrée par le frottement du listel sur la paroi comme :

$$\varphi = \sigma_t \cdot V_c \cdot \beta \quad (6.2.1)$$

$\varphi$	Densité de flux de chaleur reçue par un listel ( $\text{W}/\text{mm}^2$ )
$\sigma_t$	Contrainte tangentielle sur un listel ( $\text{N}/\text{mm}^2$ )
$V_c$	Vitesse de glissement ou vitesse de coupe ( $\text{m}/\text{s}$ )
$\beta$	Coefficient de partage du flux de chaleur à l'interface

Le flux de chaleur produit par le frottement est donc proportionnel aux contraintes tangentielles sur la surface du listel. Le listel étant détalonné, le flux de chaleur généré par frottement est considéré plus important au niveau du bec de l'outil que sur le dernier point de contact entre la paroi du trou et le listel. Par conséquent, la répartition du flux lié au frottement du listel sur la paroi sera elle aussi triangulaire (figure 6.2.2). Comme il a été démontré à la

section 5.1.1.2, le faux rond du foret et les multiples passages de celui-ci sur la paroi du composite engendrent un agrandissement du diamètre du trou. La contrainte tangentielle sur le listel diminue donc au fur et à mesure des passages du foret sur la paroi. Par conséquent, l'intensité du flux de chaleur généré par le frottement sera maximale lorsque l'outil passera sur une surface fraîchement générée puis diminuera à chaque passage suivant du foret sur celle-ci.

Les deux zones d'application des flux précédemment présentées ont la particularité de posséder un point commun : le bec de l'outil (figure 6.2.2). L'intensité de ces deux flux est maximale en ce point. La nature n'acceptant pas les discontinuités, l'hypothèse que ces deux flux aient la même intensité au niveau du bec de l'outil a été faite.

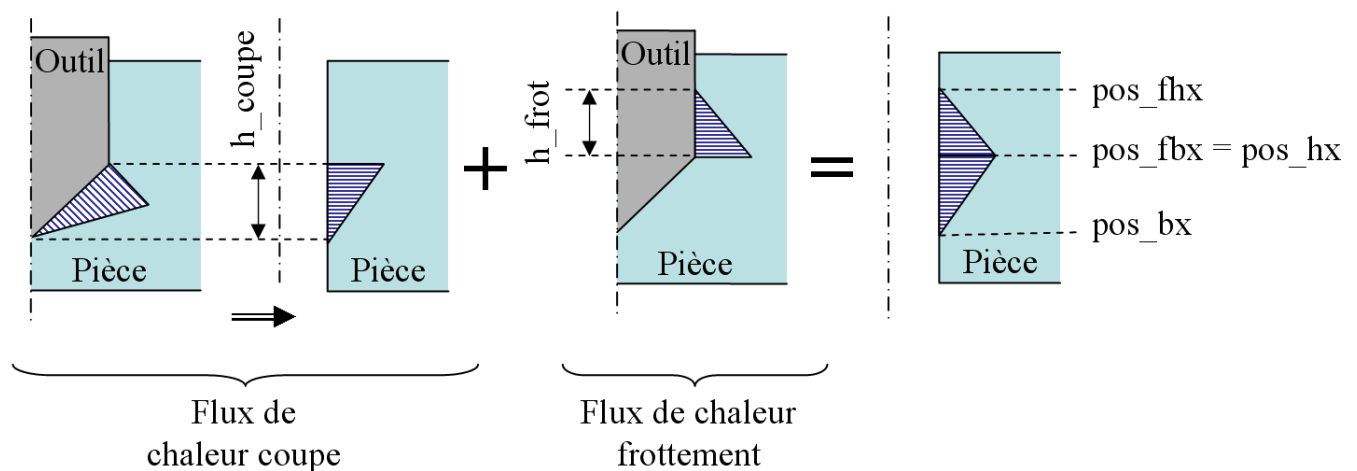


FIGURE 6.2.2: Modélisation des flux de chaleur générés par la coupe et par le frottement entre le listel et la paroi.

La comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques obtenus en ne prenant en compte que les flux de chaleur générés par la coupe et par le frottement, a mis en évidence la présence d'une troisième source de chaleur. Comme il peut être vu sur la figure 6.2.3, certaines élévations de la température dans le composite ne sont pas liées à la coupe ou au frottement. Il peut aussi être observé que ces élévations de température se produisent toujours après une phase de coupe dans le métal. Celles-ci n'apparaissant pas sur la simulation ne prenant en compte que les flux de chaleur générés par la coupe et par le frottement, elles ne peuvent pas être la conséquence de la diffusion de la chaleur générée lors de la coupe du métal dans la partie composite. Il est aussi possible d'observer sur la figure 6.2.3 que le temps entre la phase de coupe dans le métal et ces élévations de température ne varie pas. Celles-ci ne peuvent donc être attribuées qu'à la transmission de chaleur par contact entre les copeaux chauds et la paroi du trou. La paroi du trou dans le composite est donc soumise à un flux de chaleur lors des phases de coupe dans le métal. A contrario du flux de coupe et de frottement, celui-ci est appliqué à toute la paroi du composite. Le copeau ne mettant pas plus de quelques millisecondes pour sortir du trou, les températures de celui-ci, à sa formation et à sa sortie du trou, seront considérées comme identiques. De ce fait, l'intensité de ce flux de chaleur est identique sur toute la hauteur de la paroi du composite.

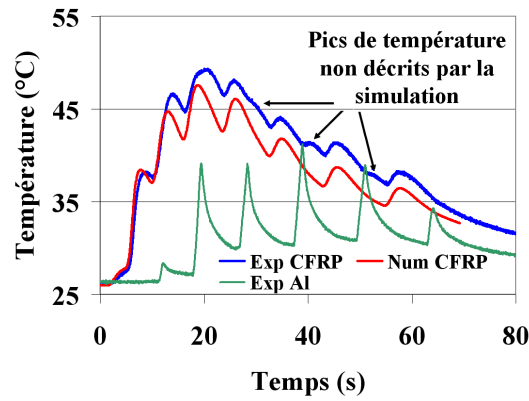


FIGURE 6.2.3: Comparaison des résultats expérimentaux aux résultats numériques ne prenant en compte que les flux de chaleur générés par la coupe et par le frottement.

#### 6.2.4 Aspect temporel de la coupe et programmation du déplacement des flux de chaleur

La cinématique de l'opération de perçage qu'essaie de modéliser cette simulation est atypique. Du fait de l'utilisation d'un cycle de déburrage, la paroi du trou est soumise alternativement à des échanges avec la lubrification MQL et à différents flux de chaleur. Ce paragraphe va présenter la démarche mise en place afin de modéliser cette alternance. Pour rappel, la pointe du foret descend de 3 mm dans l'empilage à une vitesse d'avance  $V_f$  lors de la première passe, le flux de chaleur lié à la coupe et au frottement étant actif. Comme à la fin de chaque passe, la pointe du foret remonte 2mm au dessus de la surface S1. A ce moment là, la pièce n'est plus soumise qu'à la convection avec la lubrification MQL. Le foret ensuite redescend dans le trou jusqu'à ce que le bec de l'outil entre en contact avec la paroi du trou. Le flux de chaleur lié au frottement s'active à cet instant. Le foret continue sa progression dans le trou et atteint ainsi le fond de celui-ci, où le flux de coupe s'active et la convection avec la lubrification MQL s'arrête. Le foret prend sa passe de 3 mm puis recommence ce cycle.

Afin de pouvoir programmer l'enchaînement des différents flux et échanges thermiques auxquels est soumise la pièce au cours du temps, il est essentiel de connaître les différents temps entre la fin d'une phase de coupe  $i$  et le début de la phase de coupe  $j$  suivante. Dans la programmation ces temps sont notés  $t_{\text{retour}_i_j}$ . Ils comprennent le temps de remontée du foret au dehors du trou, celle-ci étant effectuée en vitesse rapide, ainsi que le temps de redescente du foret jusqu'au contact de la pointe de celui-ci avec la pièce. Du fait de la mauvaise connaissance des accélérations de la machine ainsi que de la distance exacte entre la pointe du foret et la surface supérieure S1 de l'éprouvette, il est difficile de calculer avec exactitude ces temps de retour. Afin de nous affranchir de toute erreur pouvant être engendrée par l'inexactitude de ces temps de retour, il a été décidé de les mesurer directement à partir des courbes expérimentales d'effort. La figure 6.2.4 présente les efforts de coupe enregistrés lors d'un perçage dans l'empilage CFRP/Al. A partir de cette figure il est possible d'extraire les différents temps de retour  $t_{\text{retour}_i_j}$ .

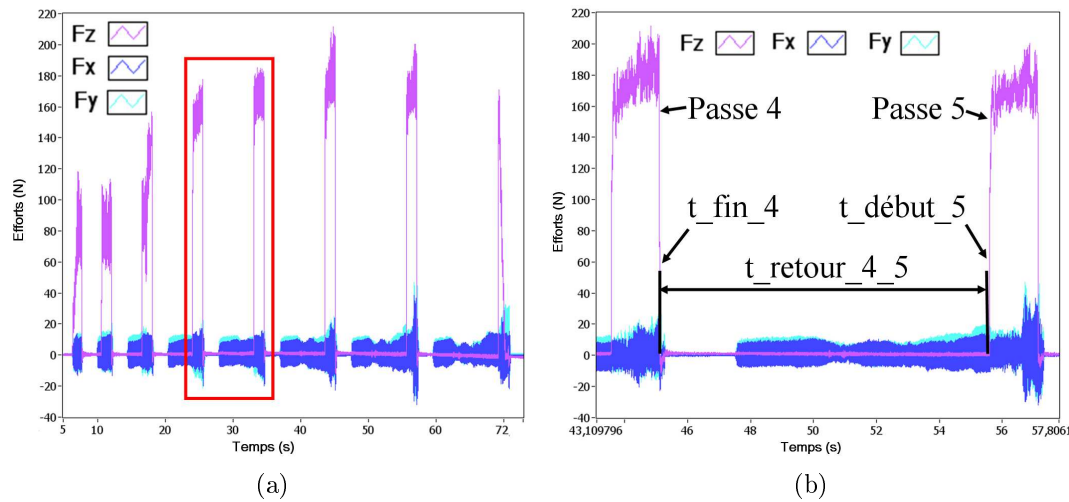


FIGURE 6.2.4: a) Efforts lors du perçage de l'empilage CFRP/Al et b) extraction des temps de retour  $t\_retour\_i\_j$

Une fois ces temps de retour définis, il est possible de programmer l'enchaînement des différents flux et échanges thermiques auxquels sera soumise la pièce au cours du temps. A partir des temps de retour ainsi que des déplacements du foret, le début et la fin d'application de chaque flux de chaleur peuvent être calculés. Pour rappel, la simulation comporte quatre flux et échanges s'activant et se désactivant au long de l'usinage. La convection avec la lubrification est présente uniquement lorsque l'outil ne crée pas de copeaux. A l'inverse, le flux de chaleur du au passage des copeaux métalliques sur la paroi du composite n'est présent que lors de la phase de coupe. Le flux de chaleur engendré par le frottement est, quant à lui, présent aussi bien lors de la replongée du foret dans la matière que lors de la phase de coupe. Pour pouvoir déterminer la localisation temporelle de chaque flux de chaleur et échanges, il n'est nécessaire que de déterminer le début et la fin de chaque phase de coupe (voir figure 6.2.4). Le début et la fin d'une phase de coupe  $x$  sont formulés :

$$t\_début\_x = (x - 1) \cdot \frac{a}{V_f} + \sum_{i=1}^x t\_retour\_i - 1\_i \quad (6.2.2)$$

et

$$t\_fin\_x = x \cdot \frac{a}{V_f} + \sum_{i=1}^x t\_retour\_i - 1\_i \quad (6.2.3)$$

avec

$x$  le numéro de la passe

$a$  hauteur de la passe de déburrage

$V_f$  vitesse d'avance.

Comme il a été énoncé précédemment, les flux de chaleur générés par la coupe et le frottement sont mobiles, ceux-ci se déplaçant à une vitesse  $V_f$ . Afin de définir ces flux, il est nécessaire de définir la position sur l'axe  $z$  des limites de leurs zones d'applications sur la paroi. Celles-ci s'expriment en fonction du temps. Pour décrire les zones d'application du flux de chaleur généré par la coupe et le frottement d'une passe  $x$ , seules trois limites sont nécessaires (figure 6.2.2) :

1. limite basse de la zone d'application du flux lié à la coupe ( $pos\_bx$ ),
2. limite basse de la zone d'application du flux lié au frottement ( $pos\_fbx$ ) et limite haute de la zone d'application du flux lié à la coupe ( $pos\_hx$ ),

3. limite haute de la zone d'application du flux lié au frottement ( $pos\_fhx$ ).

La remontée de ces limites, correspondant à la remontée du foret à la fin d'une passe, ne peut pas être prise en compte dans leurs formulations. Par conséquent, il est nécessaire de définir autant de zones d'application et de limites qu'il y a de passes nécessaires à la réalisation du perçage (figure 6.2.5). Celles-ci ne seront actives que sur les laps de temps définis par les équations 6.2.2 et 6.2.3. Chaque zone d'application est décalée de la précédente de la distance correspondant au temps qu'il faut pour réaliser les passes précédentes auquel est ajouté le temps qu'il faut à la limite basse de la zone d'application du frottement pour revenir en contact avec la matière à une vitesse  $V_f$ . Au final, les limites de ces zones d'application sont formulées :

$$pos\_bx = (-V_f.t) + (t\_début\_x.V_f - (x - 1).a) \quad (6.2.4)$$

$$pos\_fbx = pos\_hx = (-V_f.t + h\_coupe) + (t\_début\_x.V_f - (x - 1).a) \quad (6.2.5)$$

$$pos\_fhx = (V_f.t + h\_coupe + h\_frot) + (t\_début\_x.V_f - (x - 1).a) \quad (6.2.6)$$

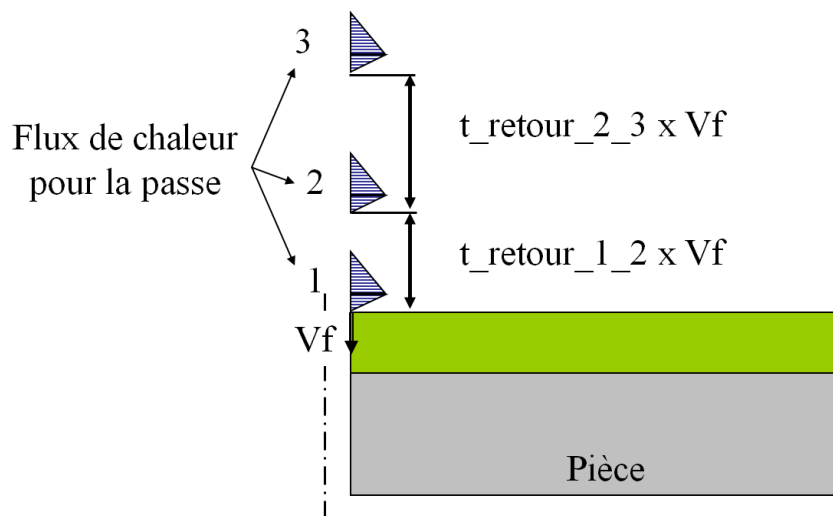


FIGURE 6.2.5: Espacement des zones d'application des flux de chaleur

### 6.3 Stratégie de réglage de l'intensité des flux de chaleur

Comme énoncé dans l'introduction de ce chapitre, à partir de la simulation mise en place et en ne modifiant que l'intensité des flux de chaleur appliqués sur la paroi de la pièce, il doit être possible de trouver une solution approchée permettant de faire correspondre les températures obtenues par la simulation à celles obtenues expérimentalement à 4 mm de la paroi. Afin d'arriver à une solution approchée des résultats expérimentaux, une stratégie a été développée, dans chaque empilage faisant l'objet de cette étude, pour optimiser le réglage de l'intensité des flux. Ce paragraphe va détailler chacune des stratégies utilisées dans le cadre de cette recherche d'optimum.

### Stratégie CFRP/Al

Avant de pouvoir effectuer le réglage des différents flux de chaleur appliqués à la pièce, il est nécessaire d'extraire les températures maximales atteintes pour chaque élévation de température constatée sur les courbes expérimentales. Comme nous le montre la figure 6.3.1, il est possible de discerner les 6 élévations de température dans l'aluminium correspondant aux 6 phases de coupe dans ce matériau. Dans le CFRP, 12 élévations de température, découlant d'un seul ou de la superposition de plusieurs flux de chaleur, peuvent être observées. La figure 6.3.1 associe chaque élévation de température aux flux de chaleur l'engendrant.

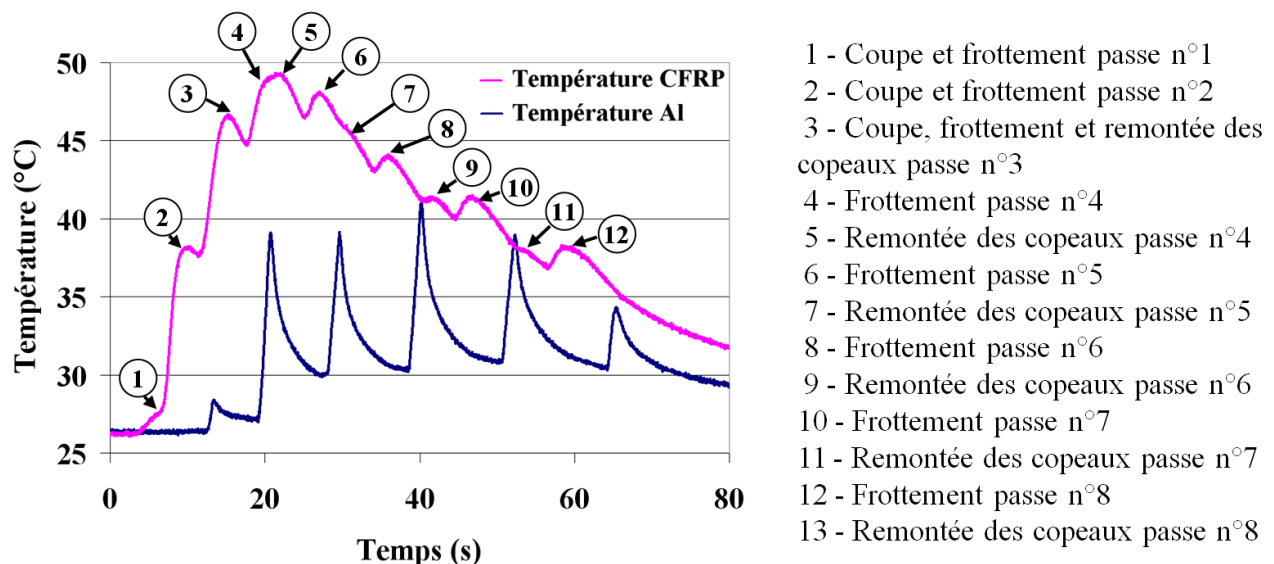


FIGURE 6.3.1: Identification des élévations de température dans la partie CFRP pour l'empilage CFRP/AL

L'étude des premières simulations, réalisées avec la modélisation proposée précédemment sur l'empilage CFRP/Al, a révélé que la chaleur générée dans l'aluminium n'engendrait pas d'élévation de température dans la partie composite de l'assemblage. Cela s'explique par les faibles températures atteintes dans l'aluminium mais aussi par l'excellente conductivité thermique de ce matériau. La chaleur générée dans l'aluminium se diffuse suffisamment vite à l'intérieur même de ce matériau pour ne pas affecter la partie composite de cet assemblage. A l'inverse, la chaleur générée dans le composite engendre une élévation de la température de l'aluminium au point de mesure considéré. Fort de cette constatation, il a été décidé de régler les flux de chaleur appliqués à la partie composite de l'empilage avant celui appliqué à la partie métallique. La première phase de cette stratégie concerne donc le réglage de la densité des flux de chaleur générés par la coupe et le frottement conjugués, par le frottement seul ainsi que par la remontée des copeaux métalliques.

La température maximale atteinte lors de l'une des élévations de température dépend de la température maximale atteinte lors de l'élévation précédente. Il est donc obligatoire de régler les flux de chaleur appliqués à la pièce dans leur ordre d'application.

Le premier flux de chaleur à déterminer est donc le flux de chaleur généré par la coupe et le frottement conjugués lors de la première passe. Celui-ci engendre la première montée en température perçue sur les courbes expérimentales (voir figure 6.3.1). Pour rappel, ce flux de chaleur est maximal au niveau du bec de l'outil. Ce point étant commun aux deux zones d'application de ces flux, c'est la densité de flux de chaleur en celui-ci qui sera pilotée dans la simulation. En se basant sur le couple ( $Mz\_CFRP$ ) mesuré lors de l'usinage, une première estimation de la densité du flux de chaleur générée peut être faite. Pour cette estimation,



il est considéré que la totalité de l'énergie mécanique consommée au cours de l'opération d'usinage est finalement convertie en énergie thermique et que 50% de celle-ci est transmise à la pièce.

À ce stade, une première simulation est alors effectuée avec cette estimation et en ne considérant que le flux de chaleur généré par la coupe et le frottement conjugués lors de la première passe.

L'ajustement du flux est effectué à partir des différences de température calculées à partir des courbes expérimentales  $\Delta T_{exp}$  ou numériques  $\Delta T_{num}$ .  $\Delta T$  représente la différence entre la température maximale atteinte, expérimentalement  $T_{exp}$  ou numériquement  $T_{num}$ , et la température atteinte numériquement  $T_{ref}$ , à l'instant où la température est maximale expérimentalement, si ce flux n'était pas appliqué. La figure 6.3.2 explique le calcul de  $\Delta T_{exp}$  et  $\Delta T_{num}$  pour l'élévation de température n°2.  $\Delta T_{exp}$  et  $\Delta T_{num}$  sont exprimés par les équations :

$$\Delta T_{num} = T_{num} - T_{ref} \quad (6.3.1)$$

$$\Delta T_{exp} = T_{exp} - T_{ref} \quad (6.3.2)$$

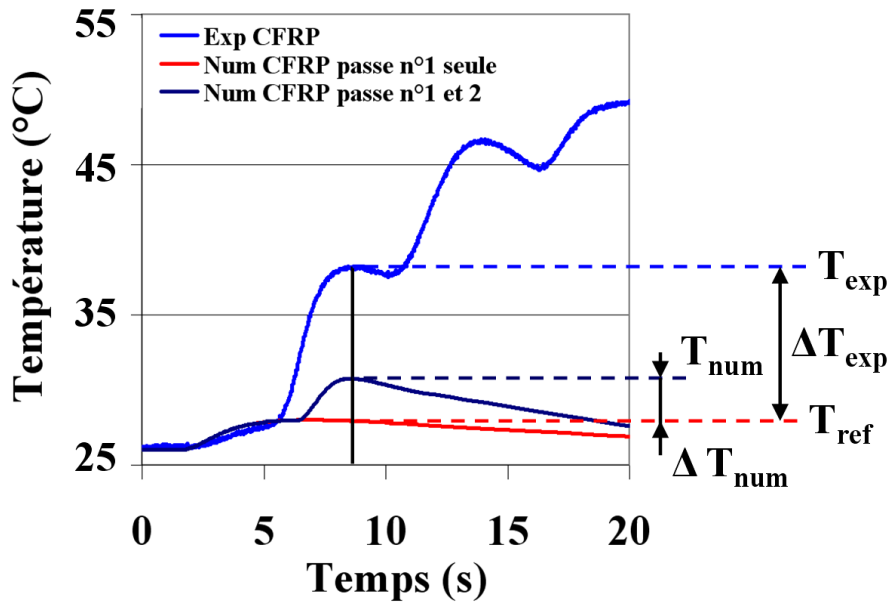


FIGURE 6.3.2: Définition des différences de température  $\Delta T_{exp}$  et  $\Delta T_{num}$

Dans le cas du réglage du premier flux de chaleur, la température  $T_{ref}$  se résume à la température initiale du matériau dans le cas de la première passe.

Dans cette étude, il a été considéré que la densité de flux de chaleur prise en compte dans la simulation permet de décrire fidèlement l'élévation de température considérée lorsque la différence entre  $\Delta T_{exp}$  et  $\Delta T_{num}$  est inférieure à 5%. En revanche, si cette différence est supérieure à 5%, la densité de flux de chaleur est recalculée, à partir de la formule suivante :

$$\phi_i = \left( \frac{\Delta T_{num}}{\Delta T_{exp}} \right) * \phi_{i-1} \quad (6.3.3)$$

Avec

$\Delta T_{num}$  augmentation de température mesurée sur la simulation

$\Delta T_{exp}$  augmentation de température mesurée expérimentalement

$\Phi_{i-1}$  densité du flux de chaleur généré de la simulation i-1

$\Phi_i$  densité du flux de chaleur généré de la simulation i

Cette opération est répétée autant de fois que nécessaire pour que la différence entre  $\Delta T_{\text{exp}}$  et  $\Delta T_{\text{num}}$  soit inférieure à 5%. Une fois la densité du flux de chaleur généré lors de la 1ère passe figée, l'ajustement de la densité du flux de chaleur généré lors de la 2<sup>ème</sup> passe est réalisé en utilisant la même démarche, et ainsi de suite jusqu'à la dernière passe. Les valeurs initiales des différents flux de chaleur pour la seconde application d'un même flux seront les valeurs de ces mêmes flux mais à la passe précédente. Seuls les flux de chaleur liés à la troisième passe, feront l'objet d'une démarche particulière, ceux-ci ne concernant qu'une seule élévation de température mais deux flux de chaleur. Pour cette passe, l'hypothèse que la valeur de la densité du flux de chaleur lié à la coupe et au frottement conjugués de cette passe soit identique à celle de la passe précédente a été faite. Le bien fondé de cette hypothèse sera abordé dans la section 6.4. Par conséquent, seul le flux de chaleur lié à la remontée des copeaux est à ajuster. La valeur initiale de ce flux de chaleur est définie arbitrairement.

Tous les flux de chaleur appliqués sur le CFRP étant défini, l'ajustement des flux de chaleur dans l'aluminium peut commencer. La même méthode que pour le CFRP est utilisée pour déterminer la valeur initiale du flux de chaleur lié à la coupe et au frottement conjugué dans l'aluminium. Celle-ci est estimée à partir du couple mesuré lors de la coupe dans l'aluminium (Mz\_Al). Il est à noter que dans l'aluminium aucune élévation de température liée au frottement, généré lors de la redescente du foret, n'a été observée. Par conséquent seul le flux de chaleur généré par la coupe sera pris en considération. La stratégie de réglage des 6 flux de chaleur appliqués à la partie métallique de l'empilage CFRP/AL est la même que celle utilisée dans le CFRP. La stratégie de réglage de l'intensité des flux de chaleur employée pour l'empilage CFRP/Al est résumée dans l'annexe C.

### Stratégie CFRP/Ti

Tout comme pour l'empilage CFRP/AL, il est nécessaire d'extraire les températures maximales atteintes pour chaque élévation de température constatée sur les courbes expérimentales avant de pouvoir effectuer le réglage des différents flux de chaleur appliqués à la pièce. Comme nous le montre la figure 6.3.3, il est possible de discerner les 3 élévations de température dans le titane correspondant aux 3 phases de coupe dans ce matériau. Dans le CFRP, 8 élévations de température, découlant d'un seul ou de la superposition de plusieurs flux de chaleur, peuvent être observées même si celles engendrées par le frottement seul sont faibles pour les passes 4 et 5. La figure 6.3.3 associe chaque élévation de température aux flux de chaleur l'engendrant.

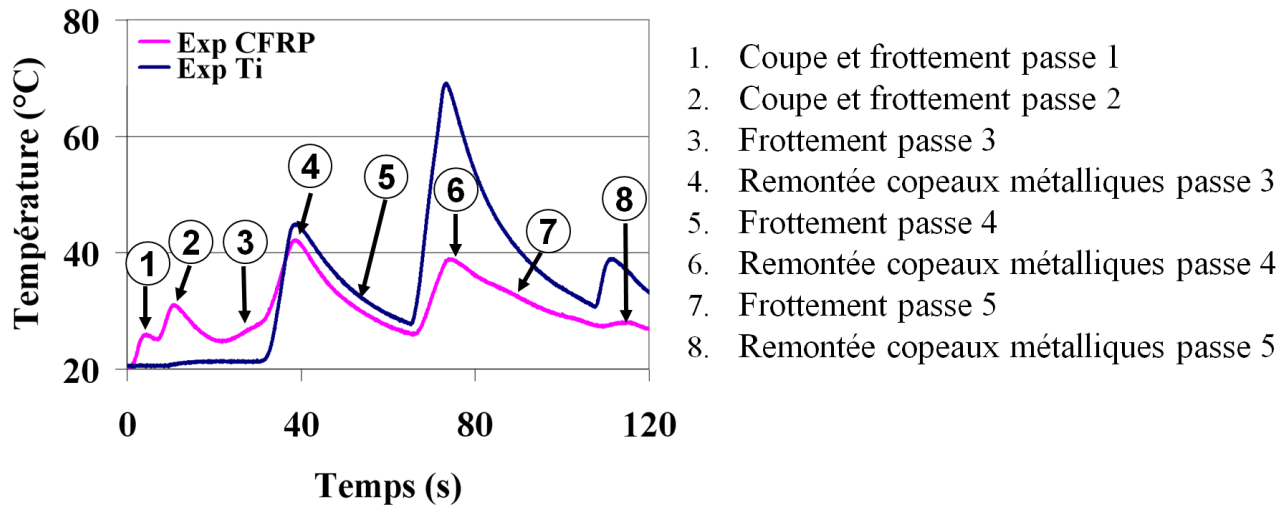


FIGURE 6.3.3: Identification des élévations de température dans la partie CFRP pour l'empilage CFRP/Ti

A l'inverse de l'empilage CFRP/Al, la chaleur générée par la coupe du métal à un fort impact sur la température atteinte dans la partie composite de l'éprouvette. L'intensité du flux généré lors de la coupe du titane ainsi que la mauvaise conductivité de ce matériau permet à la chaleur de se diffuser plus facilement dans le composite. L'impact de la chaleur générée par la coupe du titane sur la température dans le CFRP étant plus important que celui de la chaleur générée par la coupe du CFRP sur la température du Ti, il a été décidé de commencer le réglage de l'intensité des flux de chaleur par la détermination du flux de chaleur généré par la coupe du titane. Comme pour l'aluminium, aucune élévation de température liée au frottement, généré lors de la redescente, du foret n'a été observée. Par conséquent seul le flux de chaleur généré par la coupe sera pris en considération dans le titane.

Pour cela la même méthode que précédemment a été utilisée. A partir du couple mesuré expérimentalement (Mz\_Ti), une première estimation du flux de chaleur généré lors de la coupe est faite, puis les phases d'ajustement sont effectuées. Suite à la détermination des flux de chaleur générés par la coupe du titane, les flux de chaleur appliqués sur la partie CFRP de l'empilage sont pris en compte. La stratégie de réglage de l'intensité des flux de chaleur employée pour l'empilage CFRP/Ti est résumée dans l'annexe C.

## 6.4 Analyse des performances de la simulation

Comme énoncé précédemment, la modélisation conjuguée à la stratégie de réglage de l'intensité des flux de chaleur ont pour objectif d'approcher les températures mesurées in situ à l'aide de thermocouples. Au travers de l'analyse des différences entre les résultats issus de la simulation et les résultats expérimentaux, cette section va tenter d'évaluer la représentativité du modèle proposé et l'efficacité de la stratégie de réglage des flux de chaleur.

L'analyse de la représentativité du modèle sera effectuée à partir de l'aire comprise entre les courbes expérimentale et numérique ( $A_{\text{erreur}}$ ), représentant l'erreur entre ces deux courbes, et l'aire totale prise sous la courbe expérimentale ( $A_{\text{ref}}$ ). L'erreur de correspondance entre la courbe expérimentale et numérique, notée  $E\%$ , est calculée à partir de la formule suivante :

$$E\% = \frac{A_{\text{erreur}}}{A_{\text{ref}}} \quad (6.4.1)$$

$$A_{erreur} = \int \|T_{num}(t) - T_{exp}(t)\| dt \quad (6.4.2)$$

$$A_{ref} = \int \|T_{exp}(t) - T_{initiale}\| dt \quad (6.4.3)$$

Avec

$T_{initiale}$  la température initiale du matériau considéré

Au cours de cette étude de multiples configurations d'usinage ont été rencontrées du fait de l'utilisation de différents empilages, outils ou encore conditions de coupe. Bien que chaque cas de figure ait été modélisé, seuls les trois plus représentatifs seront abordés dans cette étude.

Les deux premiers cas d'étude présentés dans cette section concerneront le perçage d'empilages CFRP/AL. Ces simulations modéliseront le perçage de ce type d'empilage à l'aide d'outils ayant des angles de pointe de 125 et 60°. Le dernier cas présenté concernera le perçage d'empilage CFRP/Ti à l'aide du prototype 54.

## CFRP/Al

Comme énoncé précédemment, l'étude de deux configurations est nécessaire pour l'empilage CFRP/Al afin de visualiser pleinement les divers cas de figures engendrés par l'utilisation de géométries d'outil différentes. L'angle de pointe des forets agit directement sur la hauteur entre la pointe du foret et son bec ( $h\_coupe$ ). La relation entre cette hauteur, le rayon du foret  $r$  et l'angle  $\theta$  de pointe est la suivante :

$$h\_coupe = \frac{r}{\tan \frac{\theta}{2}} \quad (6.4.4)$$

Cette hauteur conditionne le nombre de passes nécessaires afin de réaliser entièrement l'usinage. Ainsi le nombre de passes nécessaires à la réalisation d'un perçage est donné par l'équation suivante :

$$Nb\ de\ passe = \frac{\text{épaisseur de la pièce} + h\_coupe}{a} \quad (6.4.5)$$

avec  $a$  hauteur de la passe de déburrage

Dans le cadre de cette étude, il est donc possible de discerner deux types d'outil :

1. ceux permettant la réalisation du perçage par 8 cycles de déburrage, correspondant aux outils ayant un angle de pointe  $> 90^\circ$  (prototype 51)
2. ceux permettant la réalisation du perçage par 9 cycles de déburrage, correspondant aux outils ayant un angle de pointe à  $60^\circ$  (prototype 52)

Chacun de ces deux cas a donc fait l'objet d'une modélisation et d'une optimisation qui lui est propre. La figure 6.4.1 présente la comparaison entre les solutions approchées et les résultats expérimentaux de ces deux cas d'étude. Les valeurs des densités de flux de chaleur appliqués sont détaillées tableau 6.2.

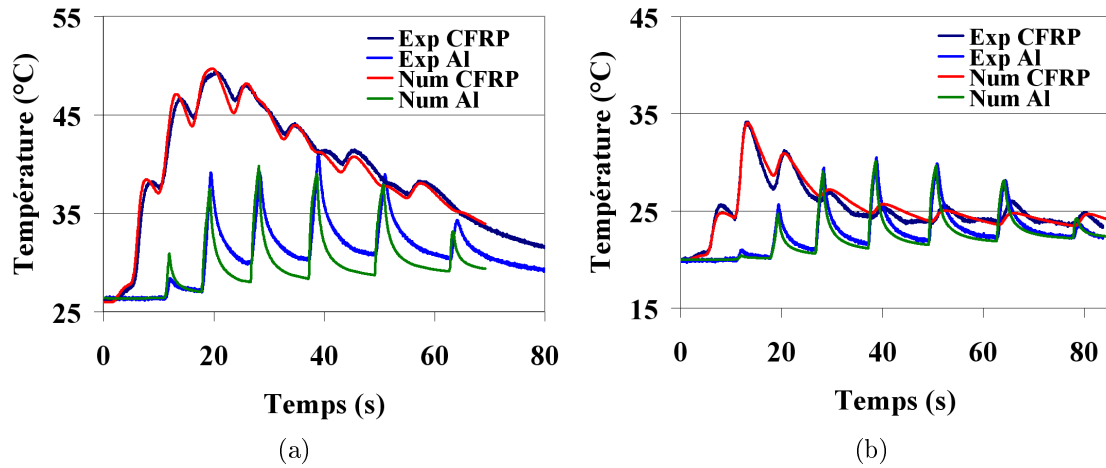


FIGURE 6.4.1: Comparaison des températures expérimentales vs numériques pour l'empilage CFRP/Al, angle de pointe à a) 125° et b) 60°

Passe	Outil avec pointe à 125°				Outil avec pointe à 60°			
	CFRP			Al	CFRP			Al
	Coupe	Frottement	Copeaux		Coupe	Frottement	Copeaux	
1		$4,3 \cdot 10^5$	-	-		$2,8 \cdot 10^5$	-	-
2		$4,3 \cdot 10^5$	-	-		$2,8 \cdot 10^5$	-	-
3		$4,3 \cdot 10^5$	$5 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^7$		$2,8 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^4$	$2,95 \cdot 10^6$
4	-	$3,2 \cdot 10^5$	$3,75 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^7$		$2,8 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^4$	$2,95 \cdot 10^6$
5	-	$3 \cdot 10^5$	$3,25 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^7$	-	2,24	$3,6 \cdot 10^4$	$2,95 \cdot 10^6$
6	-	$2,1 \cdot 10^5$	$3 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^7$	-	1,4	$3,1 \cdot 10^4$	$2,95 \cdot 10^6$
7	-	$1,3 \cdot 10^5$	$2 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^7$	-	0,7	$2,6 \cdot 10^4$	$2,95 \cdot 10^6$
8	-	$0,8 \cdot 10^5$	$1 \cdot 10^4$	$1,2 \cdot 10^7$	-	0,14	$2,6 \cdot 10^4$	$2,95 \cdot 10^6$
9	-	-	-	-	-	0,14	$2,6 \cdot 10^4$	$2,95 \cdot 10^6$

Tableau 6.2: Récapitulatif des valeurs de densité de flux de chaleur pour les deux cas d'étude dans l'empilage CFRP/Al en  $W/m^2$

Il peut être vu sur la figure 6.4.1, que les résultats proposés par les simulations décrivent très bien les différentes phases de montée en température observées expérimentalement. Il est possible de discerner sur les courbes numériques les élévations de température engendrées par la coupe, le frottement ainsi que par la sortie des copeaux métalliques. Les formulations utilisées dans le modèle pour décrire les déplacements du flux ainsi que les phases d'applications permettent la correspondance temporelle entre les maximums de températures expérimentaux et numériques.

Dans le cas de la simulation concernant l'outil prototype 51, le modèle permet de décrire aussi bien la montée en température du CFRP, que son refroidissement. L'erreur de correspondance entre la courbe expérimentale et numérique est de 3,8%. Cette erreur passe à 8,4% pour la simulation concernant l'outil prototype 52. Bien que, pour cet outil, l'échauffement du CFRP soit bien décrit, cela n'est pas le cas de son refroidissement. Ces différences de comportement peuvent être dues aux variations des conditions aux limites de l'essai expérimental, celui-ci ayant été réalisé à proximité de l'un des bords de l'éprouvette. Dans ce cas de figure, la surface S4 n'est plus soumise à un échange avec l'air mais à un échange avec la

lubrification. Il est donc logique que le refroidissement soit plus rapide que dans le premier cas d'étude.

Dans la partie métallique de l'empilage, l'erreur de correspondance entre la courbe expérimentale et numérique est beaucoup plus élevée. Celle-ci est de 37 et 16% pour les outils 51 et 52, respectivement. Comme il peut être vu sur la figure 6.4.1, le modèle décrit correctement les phases de montée en température pour les deux outils. En revanche, les phases de refroidissement décrites par la solution numérique sont beaucoup plus violentes que celle observées expérimentalement. Sous l'effet des conditions aux limites particulières de l'essai concernant l'outil 52, le refroidissement de l'aluminium est plus rapide et l'erreur de correspondance moins importante au final.

L'analyse de la densité des flux révèle que les densités de flux liés à la coupe seule et appliquées à l'aluminium sont entre 10 et 30 fois plus importantes que celles liées à la coupe seule et appliquées au composite (voir tableau 6.2). Comme il peut être vu le frottement génère autant, voir plus de chaleur que la coupe en elle-même dans le composite. Au final, le flux de chaleur total généré lors d'une phase de coupe dans l'aluminium n'est que 7 fois supérieur à celui généré dans le composite. En considérant que la totalité de l'énergie mécanique dépensée est convertie en chaleur, il peut être estimé qu'environ 35% et 95% de cette chaleur est transmise au CFRP et à l'aluminium respectivement.

Comme il peut être vu dans le tableau 6.2, la densité des flux liés à la coupe est identique pour chaque passe dans l'un des deux matériaux. Contrairement à ce qu'observe Cardoso et al. [CARD 00], la variation de la densité du flux de chaleur généré par la coupe avec la profondeur d'engagement du foret n'a pas été observé dans cette étude pour les opérations de perçage avec déburrage.

Les résultats obtenus par la simulation confirment l'hypothèse selon laquelle le flux de chaleur généré par le frottement dans le composite diminue avec le nombre de passage de l'outil sur la paroi. Sachant que la chaleur générée par le frottement est liée à la pression à laquelle sont soumis les listels de l'outil, ces résultats mettent en évidence que celle-ci diminue avec le nombre de passage de l'outil sur la paroi. Ces constatations sont en accords avec l'évolution du diamètre du trou dans le composite présentée section 5.1.1, à savoir son augmentation avec le nombre de passes.

De même, la densité de flux de chaleur générée par la remontée des copeaux diminue avec la profondeur de la passe. Parmi les hypothèses pouvant justifier cette diminution, les plus probables sont que la température du copeau diminuerait ou/et que les conditions de contact entre celui-ci et la paroi évoluerait. La première hypothèse induirait que le copeau se refroidisse entre le moment où il est créé et le moment où il entre en contact avec la paroi du trou. Chaque nouvelle passe augmentant la distance entre la zone de formation du copeau et la paroi du composite, il est logique que la chaleur qu'il transmet à la paroi diminue à chaque nouvelle passe. Cette dernière hypothèse est en contradiction avec l'hypothèse faite selon laquelle la variation de température du copeau entre son premier et dernier contact avec la paroi composite du trou est négligeable. La seconde hypothèse induirait que la chaleur transmise par le copeau au niveau de son contact avec la paroi du trou dans le composite diminuerait sous l'effet de l'agrandissement du diamètre du trou.

### **CFRP/Ti**

Le même modèle que pour l'empilage CFRP/Al est utilisé pour la modélisation du perçage de l'empilage CFRP/Ti. Cependant, les valeurs de certains paramètres changent. C'est le cas des caractéristiques thermiques de la partie métallique de la pièce, de l'épaisseur de cette même partie et de la vitesse de déplacement des zones d'application des flux de chaleur générés lors de l'usinage. Pour rappel, la vitesse d'avance de l'outil dans le CFRP

peut être différente de celle utilisée dans le titane, comme lors de l'utilisation des outils SOFIMAG (voir section 3.6).

La figure 6.4.2 présente la comparaison entre les solutions approchées et les résultats expérimentaux de ce cas d'étude. Les valeurs des flux de chaleur appliqués sont détaillées tableau 6.3.

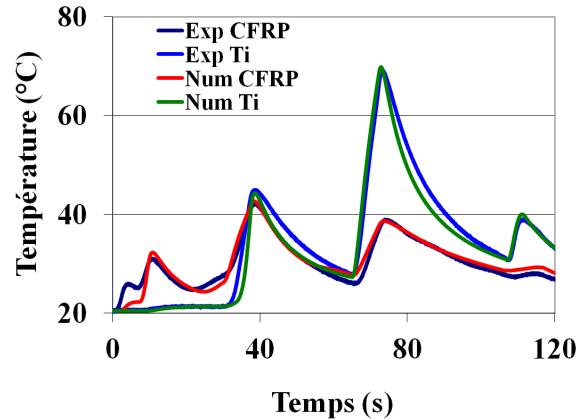


FIGURE 6.4.2: Comparaison des températures expérimentales vs numériques pour l'empilage CFRP/Ti

Passe	CFRP			Ti
	Coupe et frottement	Frottement seul	Remontée des copeaux	
1	2,7.10 <sup>5</sup>		-	-
2	2,7.10 <sup>5</sup>		-	-
3	2,7.10 <sup>5</sup>		7,2.10 <sup>4</sup>	2,3.10 <sup>6</sup>
4	-	0,54.10 <sup>5</sup>	4,5.10 <sup>4</sup>	2,3.10 <sup>6</sup>
5	-	0,14.10 <sup>5</sup>	3,3.10 <sup>4</sup>	2,3.10 <sup>6</sup>

Tableau 6.3: Récapitulatif de densité des flux de chaleur pour le cas d'étude dans l'empilage CFRP/Ti en W/m<sup>2</sup>

Comme il peut être vu sur la figure 6.4.2, la première montée en température dans le composite n'est pas optimisée. La valeur de la densité de flux de chaleur pour cette passe permettant que la différence entre  $\Delta T_{\text{exp}}$  et  $\Delta T_{\text{num}}$  soit inférieure à 5% est 12 fois supérieure à l'énergie mécanique consommée par cette même passe. Ce résultat étant totalement aberrant et fort des constatations faites pour l'empilage CFRP/Al, les valeurs de la densité de flux de chaleur liée à la coupe et au frottement ont été considérées comme identiques quel que soit la passe considérée.

Cette différence entre la solution expérimentale et numérique peut être liée à la solution technique employée pour implanter les thermocouples dans la pièce. Pour rappel, ceux-ci sont insérés dans un logement de Ø3 et 1 mm, rempli au préalable de pate de conduction thermique. Lors de la première passe, la chaleur se diffuserait radialement jusqu'à la paroi du logement, puis transiterait via la pate de conduction thermique. Cela court-circuiterait le composite, celui-ci étant plus isolant. La température captée serait donc celle atteinte au niveau de la paroi du logement et non au point de mesure.

Comme il peut être vu sur la figure 6.4.2, la solution approchée proposée par la simulation décrit très bien les autres phases de montée et descente en température observées

expérimentalement dans le composite. Malgré le défaut observé sur la première passe, l'erreur de correspondance dans le composite est inférieure à 10%. Le modèle décrit aussi très bien les élévations de température dans le titane, l'erreur de correspondance étant inférieure à 8%.

Tous comme pour l'empilage CFRP/Al, les densités de flux liés à la coupe seule et appliquées au titane sont environ 10 fois plus importantes que celles liées à la coupe seule et appliquées au composite (voir tableau 6.3). Là encore, le frottement génère autant de chaleur que la coupe en elle-même dans le composite et au final, le flux de chaleur total généré lors d'une phase de coupe dans le titane n'est que 5 fois supérieur à celui généré dans le composite. En considérant que la totalité de l'énergie mécanique dépensée est convertie en chaleur, il peut être estimé qu'environ 40% et 65% de cette chaleur est transmise au CFRP et au TA6V respectivement. Les mêmes diminutions de l'intensité du flux de chaleur généré par le frottement seul et la remontée des copeaux métalliques avec le nombre de passes sont observées.

## 6.5 Etude des champs de température dans la pièce lors d'une opération de perçage

Le modèle développé et présenté précédemment doit permettre l'estimation des champs de température dans la pièce lors d'une opération de perçage avec déburrage. L'accès à la température atteinte en tous points de la pièce au cours de l'usinage permet d'estimer aussi bien la température atteinte sur la paroi du trou que l'étendu des zones affectées thermiquement. L'obtention de la température sur la paroi permet d'estimer la température de certain point de l'outil car, comme énoncé précédemment, ces deux items ont un certain nombre de points communs tels que le bec de l'outil ou encore une partie des listels. L'étendu des zones affectées thermiquement permet de conclure quant à l'intégrité des matériaux composants l'empilage, une température trop importante pouvant les endommager.

Cette section va présenter les champs de température simulés obtenus pour les trois cas d'étude ayant fait l'objet d'une évaluation précédemment. Dans un premier temps, la localisation de la température maximale dans la pièce et dans l'outil sera présentée. Dans un second temps, l'étendu des zones affectées thermiquement ainsi que l'intégrité des matériaux seront abordés. Une courte conclusion sur l'apport des simulations clôturera cette section.

### 6.5.1 Localisation de la température maximale sur l'outil et dans la pièce.

Ce paragraphe va s'attacher à présenter la localisation du maximum de température dans la pièce et dans l'outil. Les résultats donnés par les deux simulations concernant l'empilage CFRP/Al étant quasi identiques, en termes de localisation de la température maximale, seul le modèle concernant l'outil 51 sera présenté.

La localisation de cette température dans la pièce est la première à être traitée. Comme il pouvait être prédit, la température maximale atteinte dans la pièce est localisée au niveau de la zone d'application des flux de chaleur : la paroi du trou. La figure 6.5.1 présente la température maximale atteinte en tous point de la paroi. Comme il peut être vu, la valeur de la température maximale atteinte au cours de l'usinage varie sur la paroi du trou. Deux types de variations distincts peuvent être observés sur ces courbes : celui engendré par le changement de matériaux et celui engendré au sein de celui-ci.



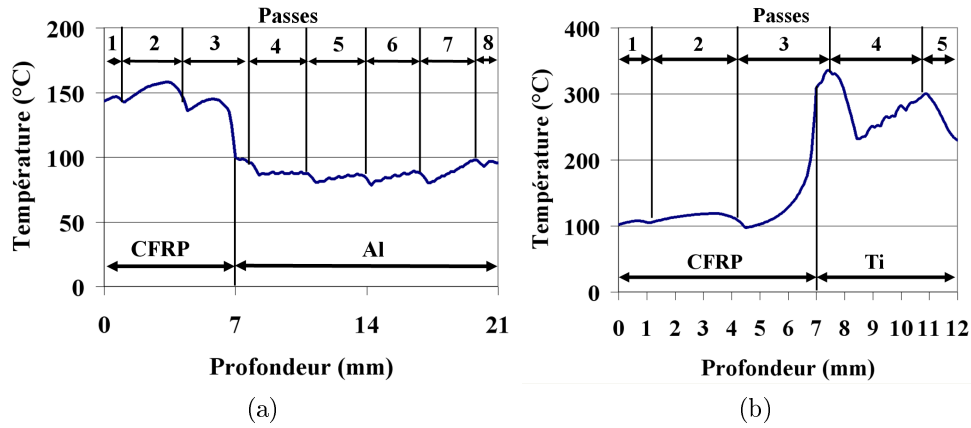


FIGURE 6.5.1: Température maximale atteinte sur la paroi du trou pour l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti

Comme il peut être vu, chaque matériau composant l'empilage dispose d'une température maximale qui lui est propre. Dans l'empilage CFRP/Al, la simulation montre que la température maximale atteinte est plus importante dans le CFRP (150 °C) que dans l'aluminium (90 °C). A l'inverse, pour l'empilage CFRP/Ti, la simulation estime que la température maximale atteinte dans le Ti (260 °C) est plus importante que celle atteinte dans le CFRP (110 °C). Cette hiérarchisation au niveau des températures est aussi observée par Brinksmeier et al. [BRIN 11] lors du perçage d'empilage Al/CFRP/Ti, pour un outil de diamètre 16mm, une vitesse de coupe de 40m/min et une vitesse d'avance de 5 mm/min. L'ordre de grandeur des températures mesurées dans cette étude est identique à celui de notre étude.

Des variations de température au sein d'un même matériau peuvent aussi être observées sur la figure 6.5.1. Ces variations sont cycliques et peuvent aller de 10 à 70 °C suivant le matériau usiné. Pour rappel, Cardoso et al. [CARD 00] observent l'augmentation de la température avec la profondeur d'engagement de l'outil dans le trou. Cette élévation de température peut être liée au fait que la coupe n'atteint pas un régime permanent. Dans le cadre de cette étude, ce phénomène étant conjugué à la cinématique de l'opération d'usinage, la température varie cycliquement. Comme il peut être vu sur la figure 6.5.1, la température atteinte est donc minimale lors du début d'une passe et maximale à la fin de celle-ci.

La figure 6.5.2 décrit l'évolution de la température du point situé sur la paroi du trou et étant à la même hauteur que le point représentant le thermocouple, dans chaque matériau et pour les deux empilages. Le couplage entre la température atteinte en chaque point de la paroi du trou et la position de l'outil en temps réel permet de déterminer la température à l'interface entre l'outil et la paroi en chaque point de celle-ci au cours du temps. L'étude numérique de la température à l'interface a permis de mettre en évidence que la température maximale en un point de la paroi est atteinte lorsque le flux de chaleur lié au frottement et à la coupe conjugué passe en ce point. Cette constatation n'est pas valable pour les points proches du contact entre le CFRP et le matériau métallique. Cette zone sera analysée plus en détail dans le paragraphe suivant.

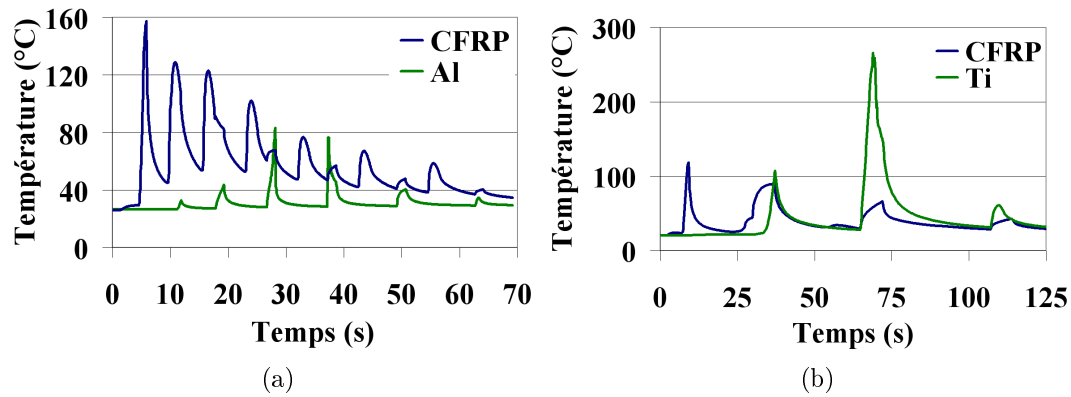


FIGURE 6.5.2: Evolution de la température sur la paroi au cours du temps pour l'empilage a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti

Il a aussi pu être observé grâce au couplage température en surface et position de l'outil que la température maximale atteinte sur l'outil n'est pas localisée au niveau du bec de l'outil. La position de cette température maximale évolue suivant le chargement appliqué. L'annexe D présente la localisation de la température maximale pour les trois chargements pouvant être rencontrés dans cette étude : la coupe et le frottement combinés, le frottement seul et la coupe seule. Les deux premiers cas de figure sont rencontrés dans le CFRP alors que le dernier est rencontré dans la partie métallique des empilages. Comme il peut être vu sur la figure 6.5.9.a, le maximum de température est localisé au niveau du dernier point de contact entre le listel de l'outil et la paroi lorsque le foret est soumis au frottement seul. L'ajout du flux de chaleur généré par la coupe à celui généré par le frottement entraîne un déplacement de ce maximum vers le bec de l'outil, sans toutefois l'atteindre dans le cadre de cette étude (voir figure 6.5.9.b). La distance entre le bec de l'outil et ce maximum dépend grandement de la taille de la zone d'application du flux de frottement ( $h_{\text{frot}}$ ). Plus cette zone est petite et plus la température maximale de l'outil se rapprochera du bec de l'outil, jusqu'à être localisé sur la zone représentant le contact entre l'outil et l'arête de coupe comme cela est le cas lorsque seul le flux de chaleur lié à la coupe est actif (voir figure 6.5.9.c).

### 6.5.2 Etude de l'endommagement thermique de la pièce

L'analyse des champs de température permet d'évaluer l'intégrité du matériau au cours du procédé. Une température trop importante pourrait entraîner des changements de la microstructure du matériau métallique composant l'empilage ou encore carboniser la matrice du composite, l'endommageant ainsi irrémédiablement.

La simulation estimant que les températures atteintes au cours de l'usinage ne dépassent pas 170°C dans l'aluminium et 600 °C dans le titane, les changements microstructuraux des matériaux métalliques utilisés dans cette étude n'ont pas fait l'objet d'étude. En revanche, les températures atteintes dans le CFRP peuvent largement dépasser la limite de tenue en température de la résine époxy le composant (200-360 °C). La suite de ce paragraphe va donc présenter les différents phénomènes pouvant engendrer une température trop importante dans le CFRP.

Comme énoncé précédemment, la température maximale atteinte aux points proches du contact entre le CFRP et le matériau métallique n'est pas forcément engendrée par le passage du flux de chaleur lié au frottement et à la coupe conjugué en ces points. Celle-ci peut aussi être liée à la diffusion de la chaleur du matériau le plus chaud vers le matériau le plus froid. Pour rappel, la simulation estime que la température atteinte est plus importante

dans le CFRP que dans le métal pour l'empilage CFRP/Al et vice versa pour l'empilage CFRP/Ti. Dans le cas du CFRP/Al, la température maximale atteinte dans le CFRP est donc engendrée par le passage du flux de chaleur lié au frottement et à la coupe conjugués, alors que dans le CFRP/Ti elle est liée à la température atteinte dans le titane.

Comme il peut être vu sur la figure 6.5.3, rares sont les forets générant des températures supérieures à 200 °C lors de leur premier perçage dans le cas de l'empilage CFRP/Al. Seul l'outil GUHRING engendre, dès son premier trou, une température de 230 °C, du fait de conditions de coupe plus sévères ( $V_c = 90$  m/min ;  $f = 0,07$  mm/tr). Du fait de l'usure, la température générée par les forets augmente. De ce fait, celle-ci peut dépasser les 200 °C comme pour les outils 50 et 52. Bien que ces températures soit inférieures à la limite haute de tenue en température de la résine époxy (360 °C), celle-ci crée un risque d'endommagement du composite.

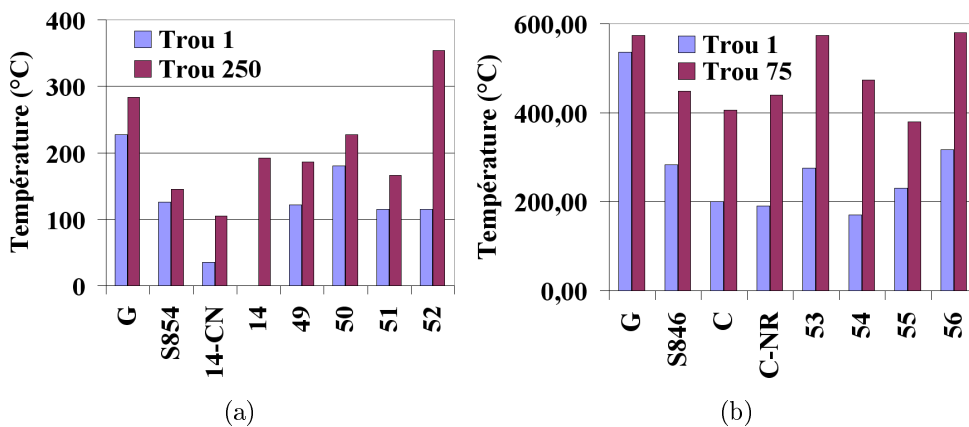


FIGURE 6.5.3: Estimation de la température maximale atteinte dans le CFRP pour les outils a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti

A l'inverse de l'empilage CFRP/Al, la température générée par la coupe du CFRP est inférieure à 150°C dans l'empilage CFRP/Ti et ce quel que soit le foret ou son état d'usure. Cette différence entre les températures atteintes dans le CFRP pour ces deux empilages est liée aux conditions de coupe utilisées dans chacun d'entre eux. La vitesse de rotation de l'outil étant moins importante dans l'empilage CFRP/Ti, moins de chaleur est générée dans celui-ci.

En revanche, rares sont les forets générant des températures à l'interface des deux matériaux inférieures à 200 °C lors de leur premier perçage. Comme il peut être vu sur la figure 6.5.3.b, seuls les outils C-NR et 54 ne génèrent pas un risque d'endommagement du composite dès leur premier perçage. Il est à noter que seul le foret GUHRING engendre une température supérieure à la limite haute de tenue en température de la résine époxy (360 °C) lors de son premier trou. En revanche, tous les forets testés engendrent une température supérieure à cette limite du fait de l'usure.

La simulation proposée permet d'obtenir l'étendu de la zone affectée thermiquement au cours de l'usinage. L'annexe E présente les champs de température sur les premier mm de profondeur du CFRP, dans les cas les plus défavorables de chaque empilage (trou 250 de l'outil 52 et trou 75 de l'outil 53 pour l'empilage CFRP/Al et CFRP/Ti respectivement). Comme il peut être vu sur cette figure, la zone comportant un risque d'endommagement du composite est localisée au voisinage de la paroi dans l'empilage CFRP/Al. Ainsi une profondeur de 0,8 mm, sur toute la hauteur de la paroi peut comporter un risque de brûlure du composite. En revanche l'aire de la zone comportant un risque d'endommagement du composite est beaucoup plus restreinte pour l'empilage CFRP/Ti, celle-ci étant située

uniquement au niveau du contact avec le métal. Il est à noter que pour cet empilage, la profondeur affectée est deux fois supérieure (1,5 mm) à celle affectée dans le CFRP/Al.

## Conclusions

La simulation mise en place a permis d'observer que la température maximale dans la pièce est localisée sur la paroi du trou alors que sa localisation sur l'outil évolue suivant les trois types de chargement présents dans cette étude. De même, la simulation a permis d'établir que la température maximale atteinte sur la paroi est générée lors du passage du flux de chaleur lié à la coupe et au frottement conjugués, à l'exception des points situés au voisinage du contact entre les deux matériaux composant l'empilage. Il a pu être observé que pour l'empilage CFRP/Al la température atteinte dans le composite est plus importante que celle atteinte dans le métal. A l'inverse, il a été observé que dans l'empilage CFRP/Ti la température générée dans le titane est la plus importante.

Il a aussi été mis en évidence que, suivant l'empilage étudié, deux phénomènes distincts peuvent engendrer un endommagement thermique du CFRP. Dans le cas où la température dans le métal est plus basse que dans le composite, la température subie par le CFRP est maximale au niveau de la paroi du trou. Lorsque, au contraire, la température dans le composite est plus basse que dans le métal, celle-ci est située au niveau du contact entre les deux matériaux.

Bien que les résultats fournis par la simulation permettent une estimation du champ de température dans la pièce, plusieurs modifications de celle-ci peuvent améliorer la compréhension des phénomènes inhérents aux opérations de perçages. Parmi celles-ci, peuvent être citées :

- La prise en compte du volume de matière sous le foret par l'utilisation de boîte de remaillage, malheureusement absentes dans le logiciel utilisé actuellement. Ce changement permettrait, par comparaison avec le modèle initial, d'évaluer l'impact de la chaleur produite au centre du foret sur la température perçue dans le matériau à 4 mm de la paroi du trou.
- Le passage d'une étude strictement thermique à une étude thermomécanique, permettant ainsi l'accès aux déformations du matériau sous l'effet de l'augmentation de température. Cette nouvelle étude pourrait permettre de justifier les différences constatées entre le diamètre du foret et le diamètre produit dans la partie métallique de l'assemblage CFRP/Ti.
- Le passage à une simulation en 3D afin d'étudier l'influence des conditions aux limites, tels que la localisation du trou par rapport au bord de la pièce, sur la température atteinte au cours de l'usinage.

# Conclusions générales et perspectives

La capacité d'un outil à réaliser des usinages conformes au cahier des charges est le seul indice permettant d'évaluer sa durée de vie. Cette durée de vie est l'un des multiples facteurs pouvant être pris en compte lors du calcul du coût d'une opération de perçage. Ainsi, en la maximisant, il est possible de réduire l'impact du coût de l'outil sur le coût de l'opération. L'usure de l'outil influant directement sur la capacité d'un outil à réaliser des usinages conformes, il est primordial de la limiter afin de maximiser cette durée de vie. Pour cela, il est nécessaire d'identifier les mécanismes d'usure subis par l'outil, tous n'ayant pas les mêmes conséquences sur cette capacité.

Bien que les récentes études publiées montrent que le mécanisme d'usure le plus présent lors du perçage d'empilage CFRP/Al ou CFRP/Ti soit l'adhésion, les visualisations MEB réalisées mettent en évidence que l'abrasion, engendrée par la coupe des fibres de carbone, est le principal mécanisme d'usure subi par les outils de coupe dans le cadre de cette étude. Fort de cette constatation, il est logique que l'étude proposée présente la dureté du matériau composant l'outil comme le paramètre le plus influant sur la tenue des forets à l'usure. Bien qu'un gain puisse être obtenu par l'utilisation d'une géométrie d'outil adéquate, celui-ci reste bien inférieur à celui pouvant être apporté par une augmentation de la dureté de l'outil.

L'accès au profil d'acuité des arêtes de coupe de l'outil, à l'aide du microscope numérique dont dispose le laboratoire, a permis de visualiser l'évolution de la géométrie de l'outil. Il a été observé que les paramètres définissant la macro-géométrie de l'outil, tels que l'angle de coupe ou de dépouille, n'évoluent pas avec l'usure du foret. Seule la micro-géométrie de l'outil évolue. Une prise en compte de celle-ci dans les modèles de prédiction de l'effort de poussée a été présentée.

La superposition de ces profils, mesurés à différents pas de temps, a permis d'observer que l'usure se propage sur les faces de coupe et en dépouille quasi proportionnellement au nombre de trous réalisés. Cependant, celle-ci ne se propage pas à la même vitesse sur ces deux faces et, par conséquent, la géométrie finale de l'arête de coupe s'éloigne d'un simple rayon.

L'étude de la qualité des perçages a permis de constater que l'usure n'est pas forcément le paramètre le plus influant sur la qualité des perçages et donc, in fine, sur la durée de vie de l'outil. L'arrachement du premier pli du composite n'est pas uniquement lié à la diminution de l'acuité de l'arête de coupe. Nous avons mis en évidence dans cette étude que, suivant la forme et la taille des copeaux métalliques générés, leur remontée peut engendrer ce type de défaut. Ainsi, les copeaux longs et en accordéon génèrent le plus d'arrachement du premier pli. Il a aussi été constaté que la combinaison de certaine macro-géométrie d'outil à une usure importante peut provoquer un soulèvement des fibres de carbone, laissant ainsi des fibres non coupées à la périphérie du trou.

Bien que l'usure n'est que très peu d'impact sur l'état de surface de la partie métallique des empilages, son impact est indéniable sur l'état de surface de la partie composite. La rugosité de la paroi composite est directement liée à la génération d'arrachement de fibres sur la paroi du trou, eux-mêmes liés à l'acuité de l'arête de coupe. Au cours de cette étude, l'influence des conditions de coupe sur l'apparition de ce type de défaut a aussi été mise en

évidence.

Peu de déviations du diamètre ont pu être observées sous l'effet de l'usure. Par conséquent, l'usure n'est pas à l'origine des différences de diamètre constatées. Ainsi l'analyse des diamètres a révélé que, dans le cas de l'empilage CFRP/Al, les différences de diamètre observées sont essentiellement liées à l'agrandissement, au cours du temps, du diamètre de la partie composite de l'assemblage. Cet agrandissement est majoritairement dû au battement du foret combiné aux multiples passages de l'outil sur la paroi du composite. Dans l'empilage CFRP/Ti, les différences de diamètre observées sont liées à la grande différence entre le diamètre de l'outil et le diamètre du trou réalisé dans le titane. Le foret produit des trous ayant un diamètre proche de celui de l'outil dans le CFRP alors qu'il produit des trous environ 20 $\mu$ m plus grand dans le titane.

La température atteinte au cours de l'usinage joue un rôle primordial sur les mécanismes d'usure subis par l'outil aussi bien que sur la qualité des trous. Une température trop élevée peut favoriser l'usure par diffusion, accélérant ainsi la vitesse de celle-ci. Cette même température engendre des contractions du matériau, essentiellement dans le titane, pouvant justifier la différence entre le diamètre de l'outil et le diamètre du trou réalisé. Compte tenu de la difficulté d'accès à ces paramètres par la voie expérimentale, la simulation numérique devient un outil intéressant pour accéder à ce type d'information.

La simulation numérique mise en place a eu pour objectif d'estimer le champ de température dans la pièce par méthode inverse, à partir de mesure expérimentale réalisées à 4mm de la paroi du trou. A partir de ces champs de température, la température maximale atteinte et sa localisation dans la pièce et l'outil ont pu être estimées. Ainsi, il a été vu que la température maximale dans la pièce est localisée sur la paroi du trou alors que sa localisation sur l'outil évolue suivant les trois types de chargement thermique présents dans cette étude. Il a aussi pu être observé que pour l'empilage CFRP/Al la température atteinte dans le composite est plus importante que celle atteinte dans le métal. A l'inverse, il a été observé que dans l'empilage CFRP/Ti la température générée dans le titane est la plus importante.

Les deux phénomènes distincts pouvant engendrer un endommagement thermique du CFRP ont aussi été mis en évidence par la simulation. L'endommagement subi par le CFRP peut être engendré par la chaleur générée par la coupe aussi bien du composite que du métal.

Bien que les mécanismes d'usure ainsi que les phénomènes à l'origine de la non-qualité des trous aient été identifiés, ceux-ci ne concernent que le diamètre étudié au sein de ces travaux ( $\varnothing$ 6mm). L'extension de ces conclusions à une gamme de diamètre plus importante peut être l'une des perspectives de ces travaux.

De plus, plusieurs modifications peuvent être apportées à la simulation afin d'améliorer la compréhension des phénomènes inhérents aux opérations de perçages. La prise en compte du volume de matière sous le foret permettrait, par comparaison avec le modèle initial, d'évaluer l'impact de la chaleur produite au centre du foret sur la température perçue dans le matériau à 4mm de la paroi du trou. De plus, le passage d'une étude strictement thermique à une étude thermomécanique permettrait de justifier les différences constatées entre le diamètre du foret et le diamètre produit dans la partie métallique de l'assemblage CFRP/Ti. La simulation proposée est réalisée dans un contexte idéal. Les conditions aux limites sont considérées fixes d'un essai à l'autre, le trou étant toujours effectué au centre de la pièce. En revanche, dans la réalité, celui-ci peut être réalisé au bord de la pièce ou encore proche d'un autre trou. Le passage à une simulation en 3D permettrait de mettre en évidence l'influence de ces conditions aux limites particulières sur la température atteinte au cours de l'usinage.

# Bibliographie

- [ANDR 00] C. J. E. Andrewes, H. Y. Feng, W. M. Lau, Machining of an aluminum/SiC composite using diamond inserts, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 102, Issues 1-3, 15 May 2000, Pages 25-29.
- [AROL 96] D. Arola, M. Ramulu, D. H. Wang, Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite, *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, Volume 27, Issue 2, 1996, Pages 121-133.
- [AROL 97] D. Arola, M. Ramulu, Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites : A finite element analysis, *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 39, Issue 5, May 1997, Pages 597-613.
- [AURI 09] J.C. Aurich, D. Dornfeld, P.J. Arrazola, V. Franke, L. Leitz, S. Min, Burrs-Analysis, control and removal, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 58, Issue 2, 2009, Pages 519-542.
- [BAGU 99] F. Bagur, Matériaux pour outils de coupe, *Technique de l'ingénieur*, Référence BM7080, 1999.
- [BATA 02] J.-L. Battaglia, H. Elmoussami, L. Puigsegur, "Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier", *C. R. Mécanique*, Vol. 330, 2002, Pages 857-864.
- [BAT 07] J.L. Battaglia , "Transferts thermiques dans les procédés de mise en forme des matériaux", 2007.
- [BENE 12] L. Benezech, Y. Landon, W. Rubio. Study of manufacturing defects and tool geometry optimisation for multi-material stack drilling. *Advanced Materials Research* 423 , 2012, Pages 1-11.
- [BERM 12] M.J. Bermingham , S. Palanisamy , M.S. Dargusch . Understanding the tool wear mechanism during thermally assisted machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 62, November 2012, Pages 76-87.
- [BHAU 95] S. K. Bhaumik, C. Divakar, A. K. Singh, Machining Ti-6Al-4V alloy with a wBN-cBN composite tool, *Materials & Design*, Volume 16, Issue 4, 1995, Pages 221-226.
- [BONN 11] C. Bonnet, Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone , thèse de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2010.
- [BONO 01] M. Bono , J. Ni. The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 41, Issue 15, December 2001, Pages 2261-2270.



- [BONO 06] M. Bono, J. Ni. The location of the maximum temperature on the cutting edges of a drill. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 46, Issues 7–8, June 2006, Pages 901-907.
- [BRIN 02] E. Brinksmeier, R. Janssen, Drilling of Multi-Layer Composite Materials consisting of Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), Titanium and Aluminum Alloys, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 51, Issue 1, 2002, Pages 87-90.
- [BRIN 11] E. Brinksmeier, S. Fangmann, R. Rentsch, Drilling of composites and resulting surface integrity, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 60, Issue 1, 2011, Pages 57-60
- [CALA 08] M. Calamaz, Approche expérimentale et numérique de l'usinage à sec d'alliage aéronautique TA6V, thèse de l'Université Bordeaux 1, 2008.
- [CALA 09] M. Calamaz, J. Limido, M. Nouari, C. Espinosa, D. Coupard, M. Salaün, F. Giro, R. Chieragatti, Toward a better understanding of tool wear effect through a comparison between experiments and SPH numerical modelling of machining hard materials, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Volume 27, Issue 3, May 2009, Pages 595-604.
- [CAPR 95] G. Caprino, V. Tagliaferri, Damage development in drilling glass fiber reinforced plastics, *International Journal of Machine Tools & Manufacturing* 35, 1995; Pages 817–829.
- [CARD 00] L. Cardoso Brandao , R. Teixeira Coelho , C.H. Lauro. Contribution to dynamic characteristics of the cutting temperature in the drilling process considering one dimension heat flow. *Applied Thermal Engineering*, Volume 31, Issues 17–18, December 2011, Pages 3806-3813.
- [CARR 02] M. S. Carrilero, R. Bienvenido, J. M. Sánchez, M. Álvarez, A. González, M. Marcos, A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning processes of AA2024 Al-Cu alloy, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 42, Issue 2, January 2002, Pages 215-220.
- [CAST 99] S. L. Casto, E. Lo Valvo, E. Lucchini, S. Maschio, M. Piacentini, V. F. Ruisi, Ceramic materials wear mechanisms when cutting nickel-based alloys, *Wear*, Volumes 225-229, Part 1, April 1999, Pages 227-233.
- [COMB 99] Y. Combres, Propriétés du titane et de ces alliages, *Technique de l'ingénieur*, M557, 1999.
- [CHEN 97] W.C. Chen, Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (CFRP) composite laminates, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 37, Issue 8, August 1997, Pages 1097-1108.
- [CHIL 00] T.H.C. Childs, *Metal Cutting : Theory and Applications*, Arnold, London, 2000, Pages 77.
- [CHIL 73] T.H.C. Childs, *Physics in metal cutting*, Report on progress in physics, Volume 36, 1973, Pages 223-288.
- [CHOW 88] J.G. Chow, P.K. Wright, On-line estimation of tool/chip interface temperatures for a turning operation, *ASME. Trans. Journal of Engineering for Industry* 110, 1988, Pages 56–64.

- [CHU 00] C.H. Chu, D Dornfeld, Tool path planning for avoiding exit burrs, *Journal of Manufacturing Processes* 2, 2000, Pages 116–123.
- [DENK 08] B. Denkena, L. León-García, E. Bassett, Preparation of designed cutting edge microgeometries by simultaneous 5 axes brushing, 3rd ICMEN – 2008.
- [DENK 11] B. Denkena, A. Lucas, E. Bassett. Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermo-mechanical load. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 60, Issue 1, 2011, Pages 73-76.
- [DESO 12] P. F.B. de Sousa, V. L. Borges, I. C. Pereira, M. B. da Silva, G. Guimarães. Estimation of heat flux and temperature field during drilling process using dynamic observers based on Green's function. *Applied Thermal Engineering*, Volume 48, 15 December 2012, Pages 144-154.
- [DORN 99] D.A. Dornfeld, J.S. Kim, H. Dechow, J. Hewson, L.J. Chen, Drilling Burr Formation in Titanium Alloy Ti-6Al-4V, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 48, Issue 1, 1999, Pages 73-76 .
- [DUPU 08] G. DUPUPET , « Fibres de carbone », *Techniques de l'Ingénieur*, 2008.
- [EZUG 97] E.O. Ezugwu, Z.M. Wang. Titanium alloys and their machinability—a review. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 68, Issue 3, 15 August 1997, Pages 262-274.
- [EZUG 05] E.O. Ezugwu, Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 45, Issues 12-13, October 2005, Pages 1353-1367 .
- [FARA 09] A. Faraz, D. Biermann, K. Weinert, Cutting edge rounding : An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 49, Issue 15, December 2009, Pages 1185-1196.
- [GUEG 94] P. Guegan, "Contribution à la qualification de l'usinage de matériaux composites à matrice organique", *Mémoire de thèse n°2025*, 1994.
- [GILL 96] L.K. Gillespie, *The Battle of the Burr : New Strategies and New Tricks*, *Manufacturing Engineering* 116, 1996, Pages 69–78.
- [GILL 99] L.K. Gillespie, *Deburring and Edge Finishing Handbook*, *Society of Manufacturing Engineers*, 1999.
- [GIRO 12] F. GIROT, Internal report for Aernnova, Berantevilla, Spain, september 2012.
- [GAIT 08] V.N. Gaitonde, S.R. Karnik, B.T. Achyutha, B. Siddeswarappa, Taguchi optimization in drilling of AISI 316L stainless steel to minimize burr size using multi-performance objective based on membership function, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 202, Issues 1-3, 20 June 2008, Pages 374-379.
- [HASH 95] M. Hashimura, D.A. Dornfeld, Analysis of burr formation mechanism in machining process, 1st International Machining and Grinding Conference, Dearborn, Michigan, SME, Sep. 1995.
- [HASH 99] M. Hashimura, J. Hassamontr, D.A. Dornfeld, Effect of In-plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation. *Transactions of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering* 121, 1999, Pages 13–19.

- [HASS 87] D.P.H. Hasselman and L.F. Johnson, *J. Compos. Mater.* 21, 1987, Pages 508–515.
- [HOCH 03] H. Hocheng, C.C Tsao, Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 140, Issues 1-3, 22 September 2003, Pages 335-339.
- [HOCH 06] H. Hocheng, C.C. Tsao, Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 46, Issues 12-13, October 2006, Pages 1403-1416.
- [HO 90] H. Ho-Cheng, C.K.H. Dharan, Delamination during drilling in composite laminates, *Transactions of ASME Journal of Engineering for Industry* 112,1990, Pages 236–239.
- [HOCH 93] H. Hocheng, H.Y. Puw, Machinability of fiber-reinforced thermoplastics in drilling, *Transactions of ASME Journal of Engineering Materials and Technology* 115, 1993, Pages 146–149.
- [ILIE 08] Daniel Iliescu, Approche expérimentale et numérique de l'usinage des composites carbone/epoxy, thèse de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2008.
- [ILIE 10] D. Iliescu, D. Gehin, M.E. Gutierrez, F. Girot, Modeling and tool wear in drilling of CFRP, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 50, Issue 2, February 2010, Pages 204-213.
- [JAIN 93] S. Jain, D.C.H. Yang, Effects of feed rate and chisel edge on delamination in composite drilling, *Transactions of ASME Journal of Engineering for Industry* 115, 1993, Pages 398-405.
- [JAIN 94] S. Jain, D.C.H. Yang, Delamination-free drilling of composite laminates, *Transactions of ASME Journal of Engineering for Industry* 116, 1994, Pages 475-481.
- [JEMI 98] K. Jemielniak, O. Otman Catastrophic Tool Failure Detection Based on Acoustic Emission Signal Analysis Original Research Article *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Volume 47, Issue 1, 1998, Pages 31-34.
- [JONE 75] R.M. Jones, « *Mechanics of composite materials.* » Washington D.C., USA : Scripta Book Company, 1975, 355 p. ISBN 0070327904.
- [KEN 03] L. Ken Lauderbaugh Saunders, A finite element model of exit burrs for drilling of metals, *Finite Elements in Analysis and Design*, Volume 40, Issue 2, December 2003, Pages 139-158.
- [KIM 98] J.K. Kim, Y.W. Mai, *Engineered interfaces in fiber reinforced composites*, Pays-Bas : Elsevier Science Ltd., 1998, 416 p. ISBN 0080426956.
- [KIM 01] J. Kim, S. Min and D. Dornfeld, Optimization and Control of Drilling Burr Formation of AISI 304L and AISI 4118 Based on Drilling Burr Control Charts, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41, 2001, Pages 923-936.
- [KIM 04] D. Kim, M. Ramulu, Drilling process optimization for graphite/bismaleimide-titanium alloy stacks, *Composite Structures*, Volume 63, Issue 1, January 2004, Pages 101-114.

- [KO 91] S.L. Ko and D.A. Dornfeld, A study on burr formation mechanism, Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology 113, 1991, Pages 75-87.
- [KO 03] S.L. Ko, J.E. Chang, S. Kaipakjian, Development of Drill Geometry for Burr Minimization In Drilling, CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 52, Issue 1, 2003, Pages 45-48.
- [KONI 79] W. König ,P. Graß. Quality Definition and Assessment in Drilling of Fibre Reinforced Thermosets. CIRP Ann.Manuf.Technol. 38, 1989, Pages 119-124.
- [KONI 85] W. König, C. Wulf, P. Grass, H. Willerscheid, Machining of fiber reinforced plastics, Annals of the CIRP 34, 1985, Pages 536-548.
- [KONI 89] W. König and P. Grass, Quality definition and assessment in drilling of fibre reinforced thermosets. Ann. CIRP 38, 1989, Pages 119-124.
- [KOPL 80] A. Koplev. Cutting of CFRP with single edge tools – third international conference on composite material, Paris, 1980, Pages 1597-1605.
- [KOPL 83] A. Koplev, A. Lystrup, T. Vorm, “The cutting process, chips and cutting forces in machining CFRP”, Composites, Vol. 14 (4), 1983, Pages 371-376.
- [LACH 01] F. Lachaud, R. Piquet, F. Collombet, L. Surcin, Drilling of composite structures, Composite Structures, Volume 52, Issues 3-4, May- June 2001, Pages 511-516.
- [LERO 93] F. Leroy, Endommagement des outils de coupe, Technique de l'ingénieur, Référence B7042, 1993.
- [LIN 95] S.C. Lin, C.J. Ting, 1995, Tool wear monitoring in drilling using force signals, Wear 180 (1-2) 53-60.
- [LIST 05] G. List, M. Nouari, D. Géhin, S. Gomez, J.P. Manaud, Y. Le Petitcorps, F. Giro, Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy, Wear, Volume 259, Issues 7-12, July-August 2005, Pages 1177-1189.
- [LUO 05] X. Luo, K. Cheng, R. Holt, X. Liu, Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting, Wear, Volume 259, Issues 7-12, July-August 2005, Pages 1235-1240 .
- [MATH 08] M.T. Mathew, P.S. Pai, L.A. Rocha, An effective sensor for tool wear monitoring in face milling : acoustic emission, Sadhana 33, 2008, Pages 227-233.
- [META 90] Metal Handbook, Vol. 2, edited by ASM International, 34 (1990).
- [MERC1 45] E. Merchant, Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip, Journal of Applied Physics, Volume 16, Issue 5, 1945, Pages 267-275 .
- [MERC2 45] E. Merchant, Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting, Journal of Applied Physics, Volume 16, Issue 6, 1945, Pages 318-324 .
- [MEZI 00] Y. Mézière, « Tolérance au dommage : Etude de délaminage dans les matériaux composites à matrice organique, thèse de l'Université Paul Sabatier, Toulouse, 2000 .

- [NOUA 03] M. Nouari, G. List, F. Girot, D. Coupard, Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys, *Wear*, Volume 255, Issues 7-12, August-September 2003, Pages 1359-1368 .
- [NOUA 05] M. Nouari, G. List, F. Girot, D. Géhin, Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 45, Issues 12-13, October 2005, Pages 1436-1442.
- [NOUA 06] M. Nouari , H. Abdel-Aal and A. Ginting. The effect of coating delamination on tool wear when end milling aerospace titanium alloy Ti-6242S. *Proceeding of the 5th International Conference on Metal Cutting and High Speed Machining*, 2006, Pages 905-915.
- [ORHA 07] S. Orhan, A. Osman Er, N. Camuşcu, E. Aslan. Tool wear evaluation by vibration analysis during end milling of AISI D3 cold work tool steel with 35 HRC hardness. *NDT & E International*, Volume 40, Issue 2, March 2007, Pages 121-126 .
- [OZSC 06] B. Ozcelik, E. Bagci. Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling : A new approach. *Materials & Design*, Volume 27, Issue 10, 2006, Pages 920-927.
- [PAND 86] S.S. Pande, H.P. Relekar, Investigations on reducing burr formation in drilling, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Volume 26, Issue 3, 1986, Pages 339-348 .
- [PARK 96] I. Park, Modeling of Burr Formation Process in Metal Cutting, PhD Thesis, University of California at Berkeley, Berkeley, CA, 1996.
- [PARK 11] K. Park, A. Beal, D. Kim, P. Kwon, J. Lantrip, Tool wear in drilling of composite/titanium stacks using carbide and polycrystalline diamond tools, *Wear*, Volume 271, Issues 11-12, 2 September 2011, Pages 2826-2835.
- [PERR 79] W. T. Perrins, D. R. McKenzie, R. C. McPhedran, Transport Properties of Regular Arrays of Cylinders, *Journal : Proceedings of The Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences* , vol. 369, no. 1737, 1979 , Pages 207-225.
- [PIQU 99] R. Piquet, "Contribution à l'étude des réparations provisoires structurales aéronautique : Etude du perçage de plaque minces en carbone/époxy", Thèse de doctorat n°3339, UPS toulouse III, 1999.
- [PIQU 00] R. Piquet , F. Lachaud, B. Ferret, P. Swider, Etude analytique et expérimentale du perçage de plaques minces en carbone/epoxy, vol. 1, No. 1, *Mécanique et industries*, Berlin : Amsterdam, 2000, Pages 105-11.
- [RAMU 01] M. Ramulu, T. Branson, D. Kim, A study on the drilling of composite and titanium stacks, *Composite Structures*, Volume 54, Issue 1, October 2001, Pages 67-77 .
- [RAWA 09] S. Rawat, H. Attia, Wear mechanisms and tool life management of WC-Co drills during dry high speed drilling of woven carbon fibre composites, *Wear*, Volume 267, Issues 5-8, 15 June 2009, Pages 1022-1030 .
- [REIN 93] T.J. Reinhart, L.L. Clements, « Introduction to composites. », *Engineered materials handbook - Volume 1 : Composites*, Ohio, USA : ASM International, 1993, Pages 27-34.

- [ROGE 88] J. Roget, P. Souquet, N. Gsib, Application of acoustic emission to the automatic monitoring of tool condition during machining, *ASNDT Materials Evaluation* 46, 1988, Pages 225–229.
- [SAND 99] Société SANDVIK-COROMANT, Perçage, Technique de l'ingénieur, Référence BM7088, 2001
- [SHAO 04] H. Shao, H.L. Wang, X.M. Zhao, A cutting power model for tool wear monitoring in milling, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44, 2004, Pages 1503–1509.
- [SHYH 11] I.S. Shyha, S.L. Soo, D.K. Aspinwall, S. Bradley, R. Perry, P. Harden, S. Dawson. Hole quality assessment following drilling of metallic-composite stacks. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 51, Issues 7–8, July–August 2011, Pages 569–578 .
- [SOKO 94] A. Sokolowski, R. Narayanaswami, D.A. Dornfeld, Prediction of Burr Size using Neural Networks and Fuzzy Logic, *Proceedings of the Japan-USA Symposium on Flexible Automation, ISCIE, Kobe, Japan, 1994*, Pages 889–896.
- [SU 06] Y. Su, N. He, L. Li, X.L. Li, An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V, *Wear*, Volume 261, Issues 7-8, 20 October 2006, Pages 760-766 .
- [TAKE 63] H. Takeyama, R Murata, Basic investigation of tool wear, *Journal of Engineering for Industry, Trans. ASME*, 1963, Pages 33-38 .
- [TAYL 01] F.W. Taylor, On the art of metal cutting, *Trans. ASME* 28, 1901.
- [TEN 08] P. Ten Haaf, K. Mielnik and B. Lauwers. Development of HSC strategies and tool geometries for the efficient machining of Ti6Al4V. *Proceeding of the 3rd International CIRP High Performance Cutting Conference, Dublin, 2, 2008*, Pages 753-761.
- [VARG 10] C. Vargel, *Métallurgie de l'aluminium, Technique de l'ingénieur*, M4663, 2010.
- [VENU2 07] K.A. Venugopal, S. Paul, A.B. Chattopadhyay, Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling, *Wear*, Volume 262, Issues 9-10, 10 April 2007, Pages 1071-1078 .
- [VENU1 07] K.A. Venugopal, S. Paul, A.B. Chattopadhyay, Tool wear in cryogenic turning of Ti-6Al-4V alloy, *Cryogenics*, Volume 47, Issue 1, January 2007, Pages 12-18 .
- [WANN 05] P.C. Wanigarathne, A.D. Kardekar, O.W. Dillon, G. Poulachon, I.S. Jawahir. Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature *Wear*, Volume 259, Issues 7–12, July–August 2005, Pages 1215-1224 .
- [WANG 95] D. H. Wang, M. Ramulu, D. Arola, Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. PartI : unidirectional laminate, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 35, Issue 12, December 1995, Pages 1623-1638 .
- [WEB 01] [http://fr.wikipedia.org/wiki/Mat%C3%A9riaux\\_composite#Renforts](http://fr.wikipedia.org/wiki/Mat%C3%A9riaux_composite#Renforts), consulté le 24 mars 2010.
- [WEB 02] <http://fr.wikipedia.org/wiki/Titane>, consulté le 29 mars 2010.

- [WEB 03] <http://www.acnis-titanium.com/aeronautique.htm>, consulté le 04 avril 2010.
- [WEB 04] [http://www.aubertduval.fr/uploads/tx\\_obladygestionproduit/fr\\_7010.pdf](http://www.aubertduval.fr/uploads/tx_obladygestionproduit/fr_7010.pdf), consulté le 08 juillet 2010 .
- [WEB 05] [http://www.aubertduval.fr/uploads/tx\\_obladygestionproduit/fr\\_7050.pdf](http://www.aubertduval.fr/uploads/tx_obladygestionproduit/fr_7050.pdf), consulté le 08 juillet 2010 .
- [WEB 06] [http://www.aubertduval.fr/uploads/tx\\_obladygestionproduit/fr\\_TA6V.pdf](http://www.aubertduval.fr/uploads/tx_obladygestionproduit/fr_TA6V.pdf), consulté le 08 juillet 2010.
- [WU 00] J. Wu, Rong D. Han. A new approach to predicting the maximum temperature in dry drilling based on a finite element model. *Journal of Manufacturing Processes*, Volume 11, Issue 1, January 2009, Pages 19-30.
- [ZITO 05] R. Zitoune, F. Collombet, F. Lachaud, R. Piquet, P. Pasquet. Experiment–calculation comparison of the cutting conditions representative of the long fiber composite drilling phase. *Composites Science and Technology*, Volume 65, Issues 3–4, March 2005, Pages 455-466 .
- [ZITO 10] R. Zitoune, Study of drilling of composite material and aluminium stack, *Composite Structures*, Volume 92, Issue 5, April 2010, Pages 1246-1255.
- [ZITO 12] R. Zitoune, V. Krishnaraj, B. S. Almabouacif, F. Collombet, M. Sima, A. Jolin. Influence of machining parameters and new nano-coated tool on drilling performance of CFRP/Aluminium sandwich. *Composites Part B : Engineering*, Volume 43, Issue 3, April 2012, Pages 1480-1488 .
- [ZHA 04] S. Zhandarov, E. Mäder Characterization of fiber/matrix interface strength : applicability of different tests, approaches and parameters, *Composites Science and Technology*, Volume 65, Issue 1, January 2005, Pages 149-160.
- [ZHAO 07] X. Zhao , Z. ZHOU and J. NI. Micro-structural analysis of WC-Co carbide tool in Titanium machining. *Proceeding of IPROMS Conference*, 2007.

## Annexe A : Définition des porte-outils

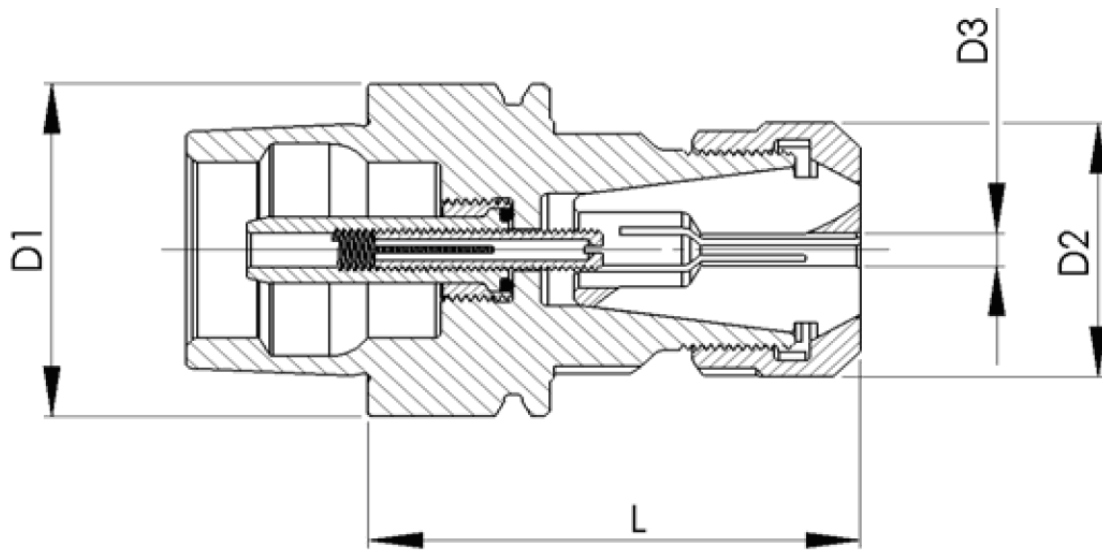


FIGURE 6.5.4: Description du porte-outil avec serrage par pince ER-24

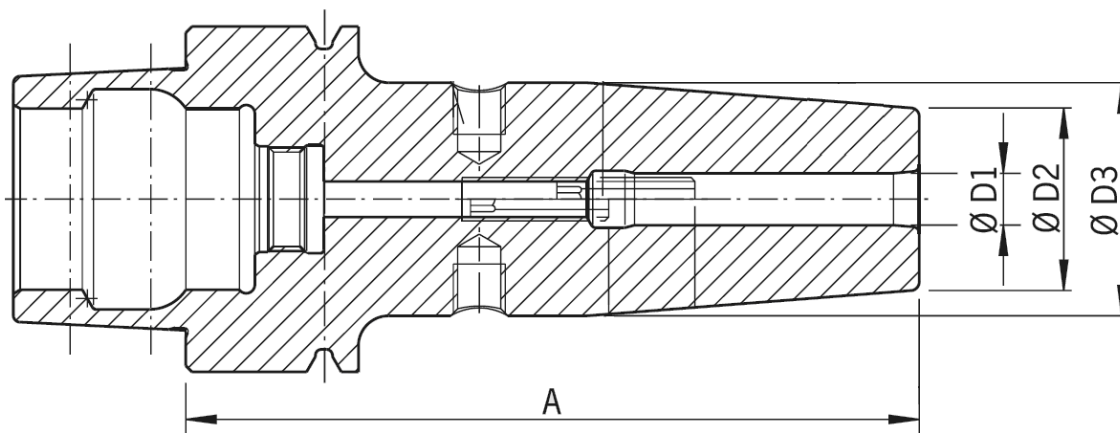


FIGURE 6.5.5: Description du porte-outil avec serrage par frettage



## Annexe B : Localisation des arrachements suivant l'orientation de chaque pli du matériau composite

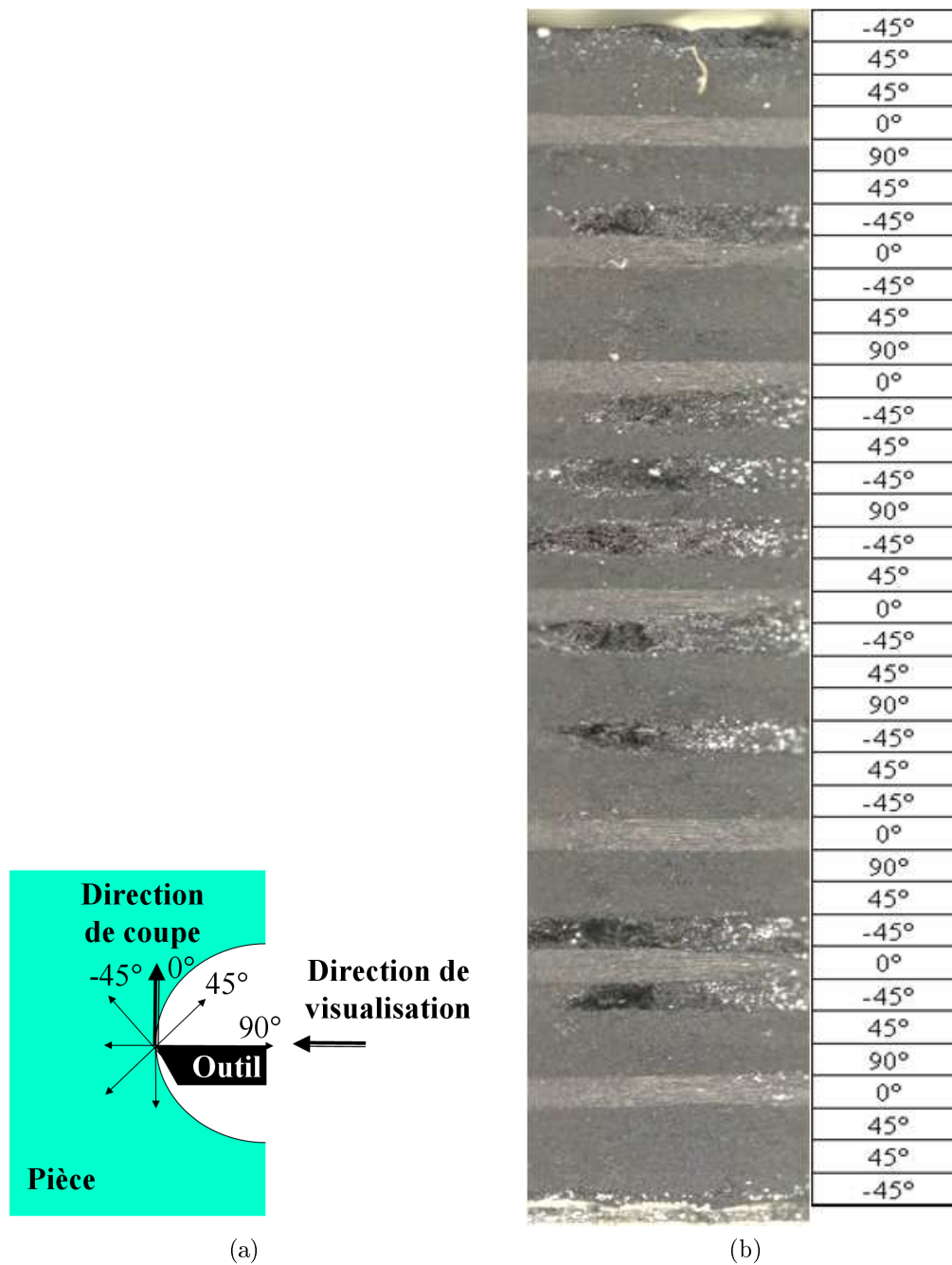


FIGURE 6.5.6: a) Description du référentiel et b) localisation des arrachements suivant l'orientation des fibres par rapport la direction de coupe

## Annexe C : Stratégies de réglage des flux de chaleur dans la simulation

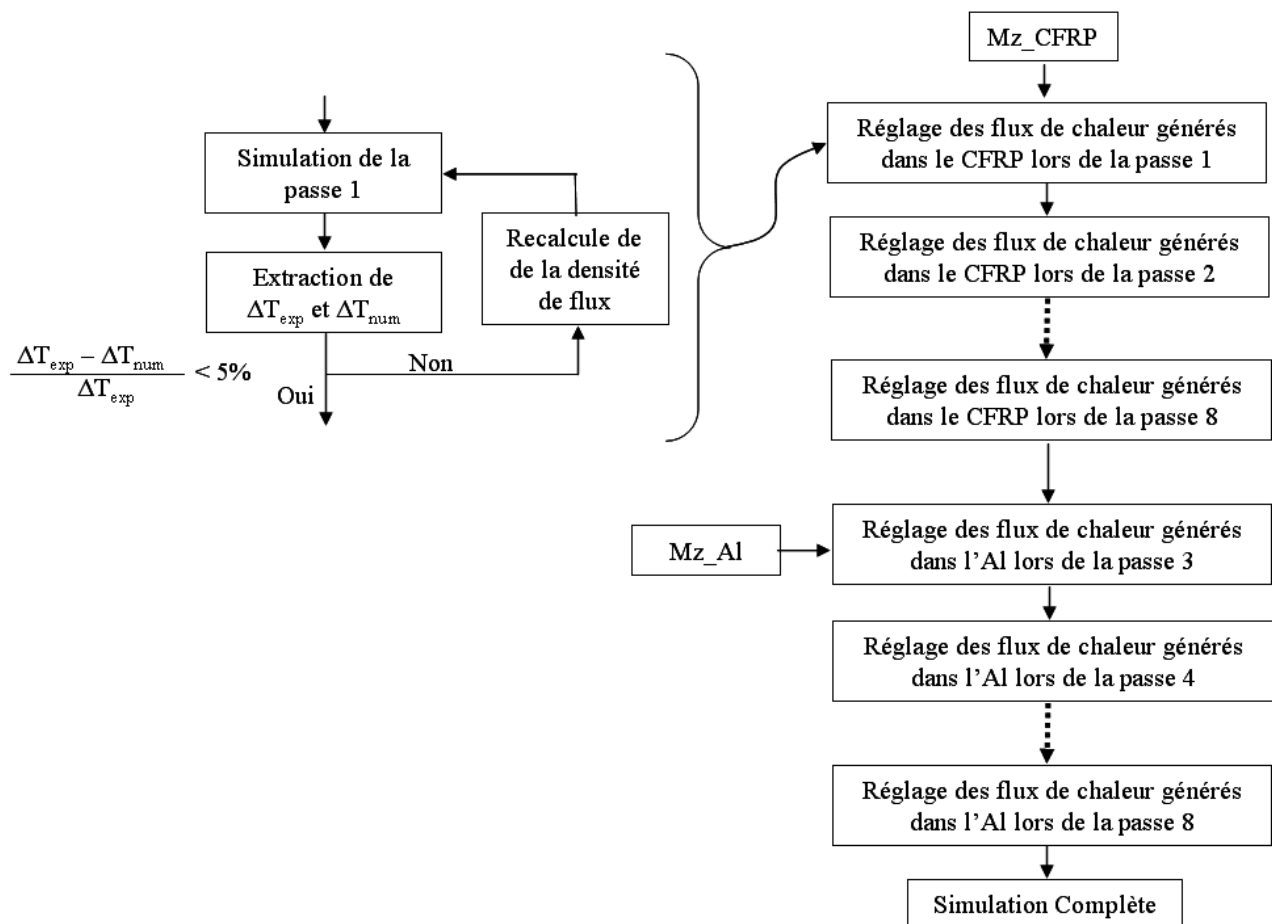


FIGURE 6.5.7: Stratégie de réglage des intensités de flux de chaleur dans l'empilage CFRP/Al

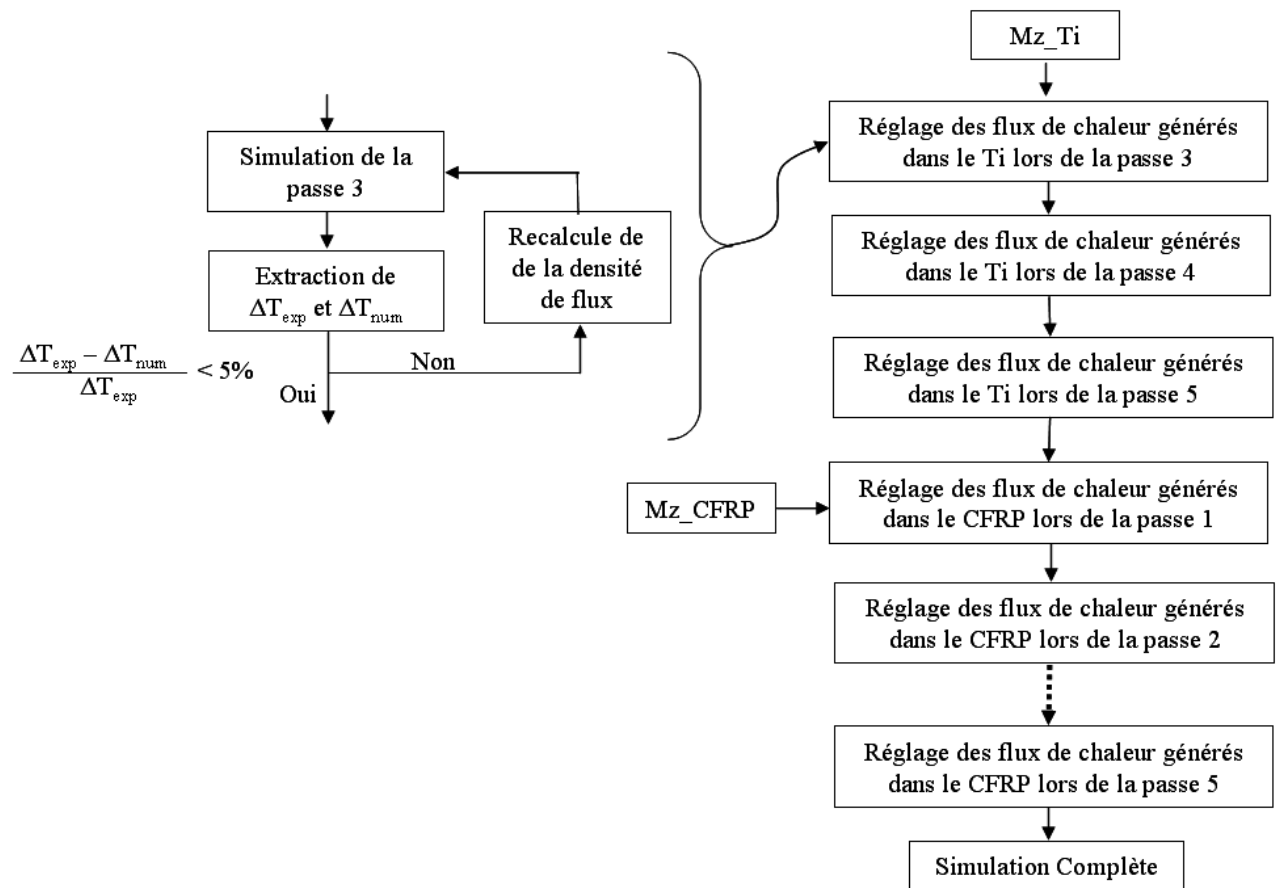
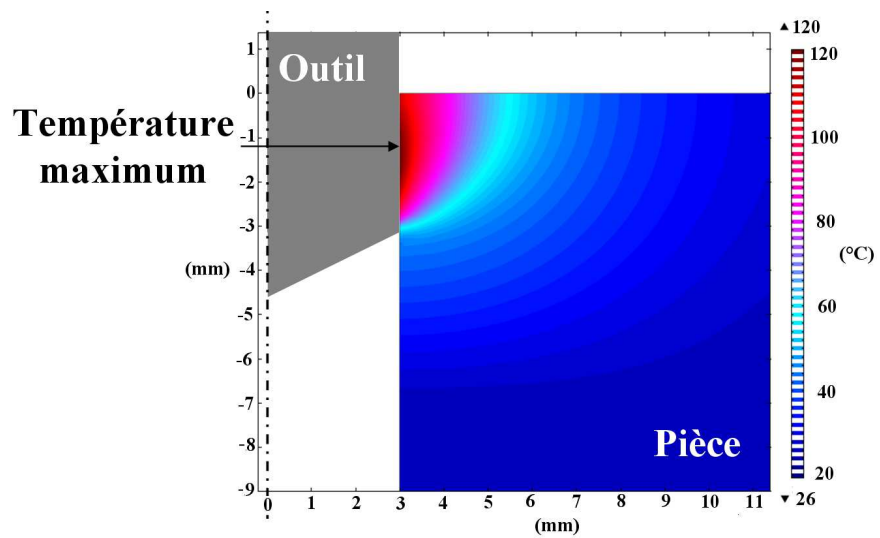
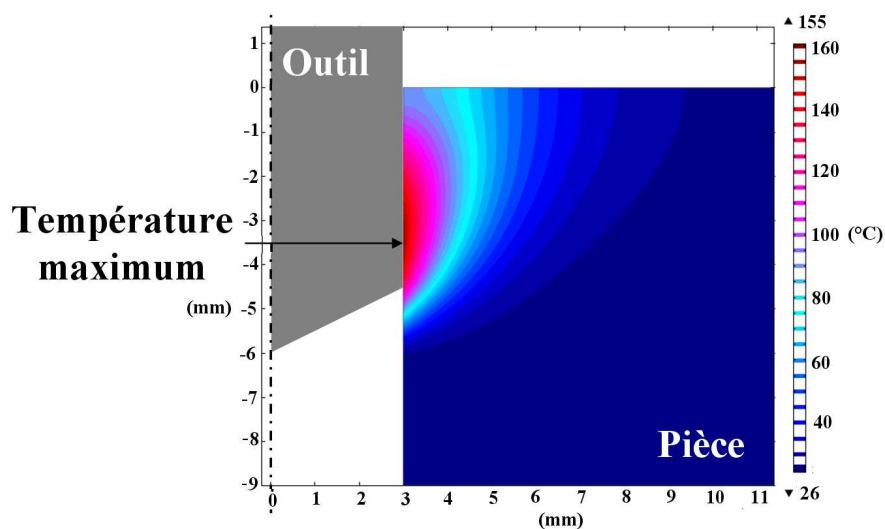


FIGURE 6.5.8: Stratégie de réglage des intensités de flux de chaleur dans l'empilage CFRP/Ti

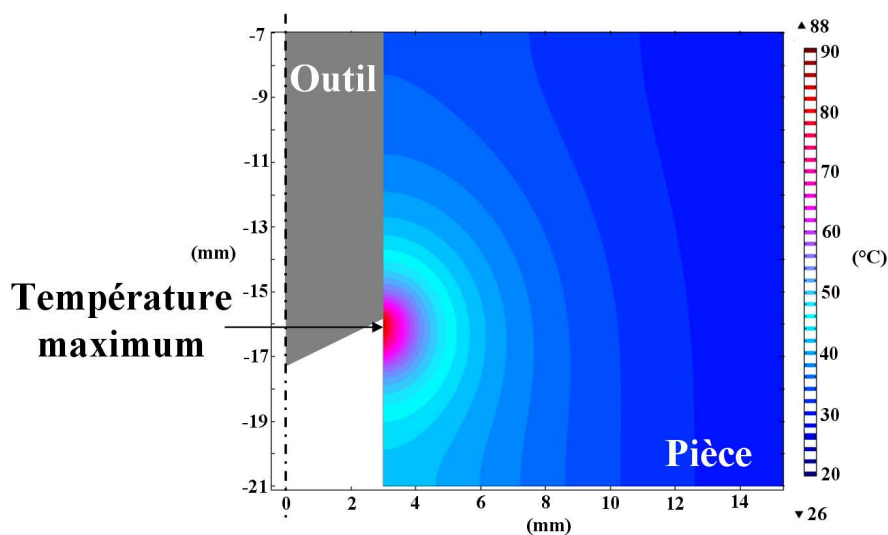
## Annexe D : Position du maximum de température au niveau du contact outil/pièce



(a)



(b)



(c)

FIGURE 6.5.9: Position du maximum de température sur l'outil, pour l'empilage CFRP/Al, lors a) du frottement seul, b) conjugué à la coupe et c) de la coupe seule

## Annexe E : Champs thermique dans le CFRP

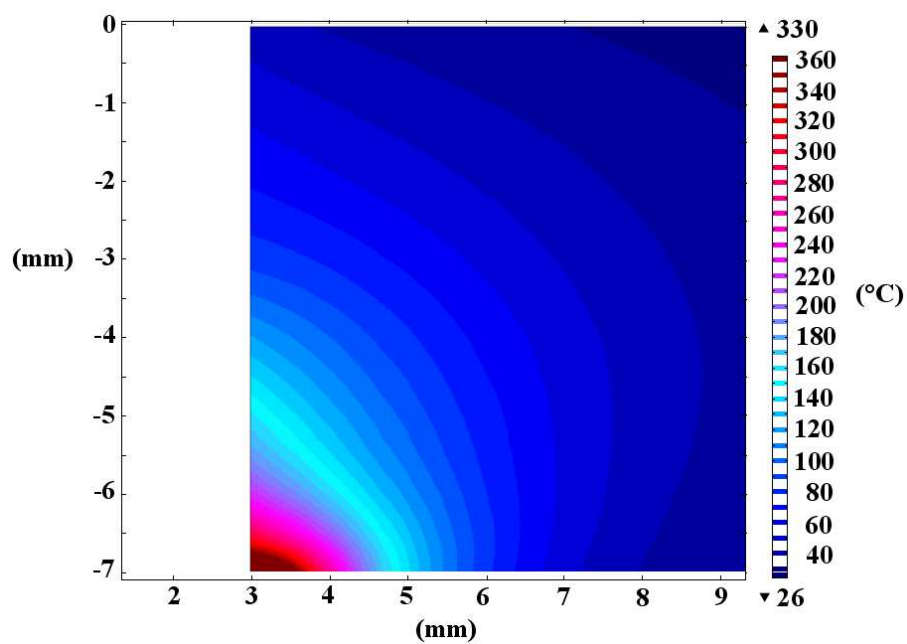
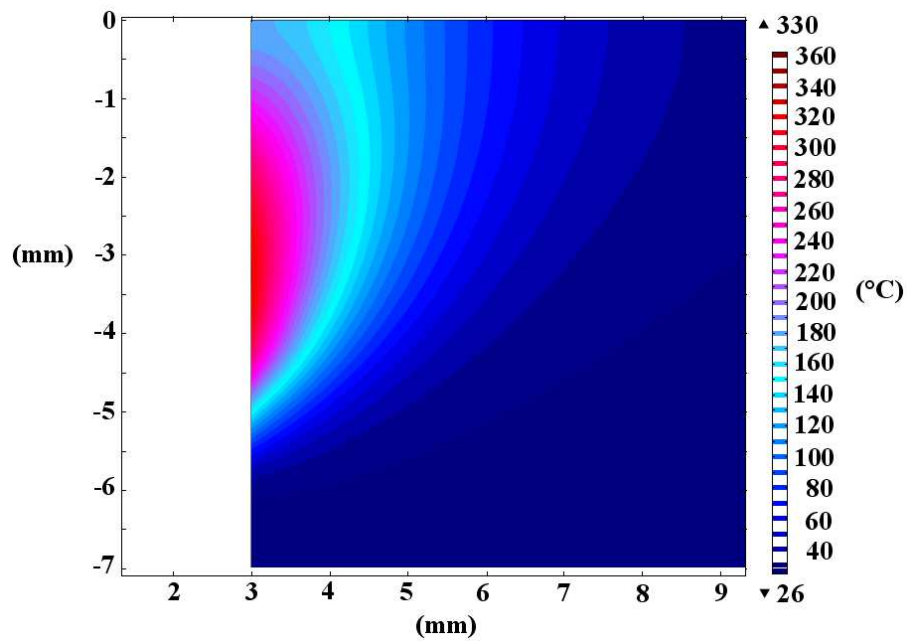


FIGURE 6.5.10: Champs de température sur les premiers mm de profondeur du CFRP dans le cas le plus défavorable des empilages a) CFRP/Al et b) CFRP/Ti.

## Annexe F : Thermique de la coupe et mesure de température

Cette section va s'attacher à présenter les bases de la connaissance sur la thermique de la coupe, dans le cas simple de coupe orthogonale dans un premier temps, puis dans le cas du perçage. La dernière partie sera consacrée aux moyens de mesure nous permettant d'accéder à la température au cours de l'usinage.

### Bilan thermique de la zone de coupe

On indique souvent que 90 à 100 % de l'énergie mécanique consommée au cours d'opérations d'usinage est finalement convertie en énergie thermique. Dans le cas de la coupe orthogonale, plusieurs sources de chaleur ont été identifiées, comme présenté figure 6.5.11 [BATA 02]. Ces sources de chaleur sont générées par :

1. les déformations élastiques et plastiques localisées dans les zones de cisaillement primaire (zones 1 et 2), secondaire (zone 3) et tertiaire (zone 4) ;
2. le frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil (zone 3) ;
3. le frottement de la face en dépouille de l'outil sur la surface de la pièce fraîchement usinée (zone 4).

La chaleur ainsi créée va se répartir dans les différentes parties du système : l'outil, la pièce et le copeau. Cette chaleur, générée au niveau de la zone de coupe, sera transportée dans la pièce et le copeau du fait de leurs mouvements respectifs au cours de l'usinage, alors qu'elle migrera par diffusion dans l'outil. De fait, la répartition des flux de chaleur ne se fait pas de manière équivalente et dépend bien sûr des conditions de coupe et des propriétés thermiques des matériaux. Seul un faible pourcentage de la chaleur générée, dans l'usinage des matériaux métalliques, est transmis à l'outil et à la pièce, la majorité étant évacuée par le copeau. Dans le cas des aciers, un minimum de 50 % de l'énergie est évacuée dans les copeaux.

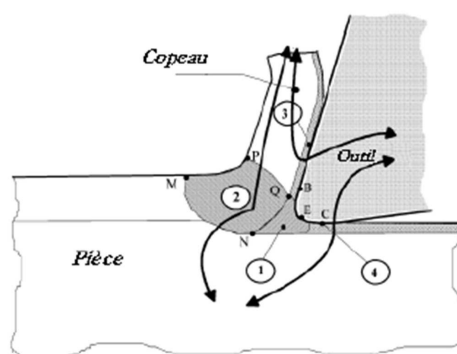


FIGURE 6.5.11: Représentation des différents flux thermiques et sources de chaleur, [BATA 02].

Dans le cas des opérations de perçage les phénomènes sont plus complexes. L'outil de coupe, en plus d'être soumis aux mêmes sources de chaleur que lors de la coupe orthogonale, est soumis à une source de chaleur supplémentaire engendrée par le frottement de son listel sur la paroi du trou fraîchement usiné [BONN 11]. De plus, ce type d'opération fait intervenir les trois dimensions de l'espace. La combinaison du mouvement de coupe à celui d'avance fait que lors de la formation du copeau par l'une des arêtes de l'outil, la matière enlevée par

celle-ci n'est pas inerte thermiquement. Le passage de la première arête de coupe chauffe la matière fraîchement usinée puis un demi-tour plus tard la seconde arête enlève cette même matière.

Cette opération complexe a donc fait l'objet de plusieurs études afin de déterminer la chaleur générée à l'interface outil/pièce et par conséquent du champ thermique dans la pièce et l'outil. Ozcelik et al. [OZSC 06] proposent une étude expérimentale et numérique de la température atteinte lors d'opération de perçage dans un acier ainsi que dans un alliage d'aluminium. A l'aide de thermocouples implantés dans les canaux de lubrification intérieure d'un outil de 10 mm de diamètre, cette étude expérimentale fait le lien entre les conditions de coupe et les élévations de température observées. Le niveau de température atteint au cours de l'usinage est comparé aux résultats obtenus par simulation numérique. Cette simulation ne se contente que de prendre en considération le bec de l'outil, réduisant ainsi la configuration d'usinage à une simple opération de coupe orthogonale. Cardoso Brandao et al. [CARD 00] complètent cette étude en abordant l'impact de la profondeur de perçage et de l'usure du foret sur la température atteinte au cours de l'usinage. La température atteinte dans la pièce et engendrée par la coupe augmente avec la profondeur d'engagement et l'usure du foret. A partir de simulations numériques par éléments finis, Wu et al. [WU 00] et Bono et al. [BONO 06] concluent aussi que la température maximum atteinte est localisée dans la région proche du bec. Tout comme Ozcelik et al. [OZSC 06], ces modélisations font l'hypothèse que le champ de température dans la matière à l'état initial est uniforme, la température de la pièce étant la température ambiante en tout point du modèle. Ces calculs ne prennent donc pas en compte l'historique thermique de la pièce, négligeant ainsi le précédent passage de l'arête de coupe opposée. Cette hypothèse est contrebalancée par F.B. de Sousa et al. [DESO 12], ceux-ci montrant l'étendu de la zone affectée thermiquement sous le foret à partir d'une simulation numérique du flux de chaleur généré par l'arête de coupe et transmis à la pièce lors du perçage.

## Techniques de mesure de la température

De nombreux moyens nous permettent d'accéder à l'information température. Cette section référencera les moyens de mesure les plus répandus dans le cadre de l'étude des opérations d'usinage. Ces différents moyens de mesure peuvent être classés, suivant leur méthode de mesure, en trois catégories :

### **I Les mesures à postèriori :**

- à l'aide de produits thermosensibles. Le produit change de couleur à un niveau de température fixé dont la valeur est déterminée par la composition chimique du produit. Cette méthode permet d'affirmer que ce niveau de température a été atteint mais aucunement de quantifier la température maximum atteinte au cours de l'usinage.
- à l'aide de l'analyse microstructurale du matériau. La connaissance des changements de phase et des transformations métallurgiques du matériau usiné ou de l'outil peut permettre de remonter aux températures atteintes lors de l'opération d'usinage. Tous comme pour les produits thermosensibles, ce type d'analyse ne permet que de savoir si le niveau de température nécessaire à la transformation a été atteint. Cette méthode n'est pas applicable aux matériaux composites.

### **II Les mesures sans contact :**

Généralement réalisées par thermographie infrarouge ou caméra infrarouge, ces méthodes présentent plusieurs inconvénients. Tout d'abord, la nature métallique des matériaux utilisés

conduit à de multiples réflexions des surfaces venant ainsi perturber les mesures. Afin de garantir une émissivité de 1 sur toutes les surfaces, il est nécessaire de peindre la pièce en noir mat. La mesure de température par thermographie infrarouge permet la visualisation des champs de température mais fournit difficilement la valeur absolue de la température.

### III Les mesures avec contact :

La mesure de la température avec des thermocouples est la technique de mesure la moins chère et la plus facile à utiliser. Un thermocouple est composé de deux matériaux métalliques spécifiques qui, lors de leur mise en contact, créent une différence de potentiel, une tension. Cette tension varie avec la température et donc un simple voltmètre permet de faire cette mesure. Bien qu'assez simple d'utilisation, les techniques de mesure par thermocouples restent imprécises et ne permettent d'obtenir qu'une température moyenne en un point donné. Appliquée à l'usinage, cette méthode de mesure s'utilise de deux manières différentes :

- avec un ou plusieurs thermocouples placés dans l'outil ou dans la pièce. Dans ce cas, on recherche à placer le (ou les) thermocouple(s) au plus près de la zone sollicitée. Les mesures faites, dans ces configurations, sont délicates à interpréter. Il est difficile de faire parvenir les thermocouples près de la zone sollicitée sans modifier les conditions aux limites du problème. Dans le cas de mesure de température sur le foret, mettre le capteur dans le foret est problématique. Pour cela deux méthodes sont couramment utilisées : creuser un chemin dans l'outil jusqu'à la zone de mesure (cela le fragilise) ou les faire passer par les trous servant à la lubrification par l'intérieur du foret. En plus de cela il est problématique de récupérer le signal du thermocouple, celui-ci tournant en même temps que l'outil. Le signal peut être collecté en utilisant un collecteur tournant ou encore un système embarqué sur le porte outil et transmettant le signal par radio fréquence.
- en utilisant le thermocouple outil-pièce. Cette technique utilise le thermocouple naturel formé par la pièce et l'outil lorsqu'ils sont tous deux conducteurs électriques. Elle permet d'obtenir la valeur de la température moyenne à l'interface outil/matière, cette interface étant composée des zones de coupe sur les deux arêtes de l'outil ainsi que des deux zones de contact entre le listel et la paroi du trou.



## Annexe G : Validation du logiciel COMSOL sur cas simple

Afin de pouvoir évaluer la justesse des résultats fournis par le logiciel COMSOL, deux cas simples, dont les solutions analytiques sont connues, ont été modélisés. Ce paragraphe présente une comparaison des résultats obtenus par le logiciel à ceux obtenus par les solutions analytiques.

Les deux cas ayant été retenus pour cette évaluation sont l'application d'un saut de température et d'un échelon de flux à la surface d'un mur semi infini. Les solutions analytiques de ces deux cas sont :

- pour un échelon de température à la surface d'un mur semi-infini :

$$T(x, t) = T0 + (T1 - T0) \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right) \quad (6.5.1)$$

- pour un échelon de flux à la surface d'un mur semi-infini :

$$T(x, t) = T0 + \frac{\varphi_0}{\lambda} x \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right) + \frac{2\varphi_0}{\lambda} \sqrt{\frac{at}{\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{4at}\right) \quad (6.5.2)$$

Avec :

$$a = \frac{\lambda}{\rho C_p} \quad (6.5.3)$$

x	Profondeur du point considéré (m)
t	Temps écoulé après application de l'échelon de température (s)
T0	Température initiale
T1	Température de l'échelon
$\varphi_0$	Echelon de flux (W)
a	Diffusivité thermique (m <sup>2</sup> /s)
$\lambda$	Conductivité thermique (W/m.K)
$\rho$	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )
Cp	Chaleur spécifique à pression constante (J/(kgK))

Les deux cas de figure sont modélisés sous COMSOL en 2D bien qu'un modèle 1D aurait suffi. Le mur semi - infini est modélisé par 4 rectangles (figure 6.5.12). Le rectangle n°1 (0,5\*0,2 m) est la zone de mesure considérée et le n°2 (0,5\*0,02 m), n°3 et n°4 (0,2\*0,01 m) sont des éléments de type infini afin de ne pas prendre en compte de conditions aux limites. L'échelon de température (250 °C) et de flux (100 kW) sont appliqués sur la surface S1. La température initiale du matériau est de 20 °C. Un maillage triangulaire de taille d'élément comprise entre 5,2x10<sup>-3</sup> et 1,04x10<sup>-5</sup>m est utilisé (valeur pour un maillage extra fin par défaut). Le pas de temps du solveur est fixé à 0,1 s. Les caractéristiques thermiques des matériaux utilisés pour ces essais sont détaillées dans le tableau 6.4.

On mesure l'élévation de la température à 0,01 m de la surface S1 durant 20 s. Les comparaisons des résultats obtenus à partir des simulations à ceux obtenus par leurs solutions analytiques sont présentées figures 6.5.13 et 6.5.14. Comme il peut être vu, les écarts entre les solutions analytiques et celles proposées par COMSOL sont très faibles. L'erreur maximum entre ces deux solutions n'excède pas 6 % localement.

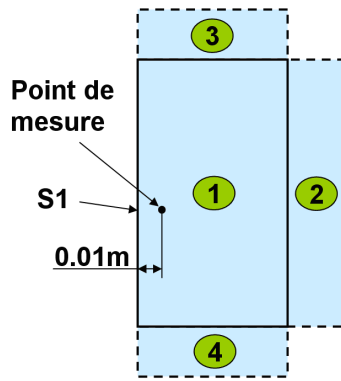


FIGURE 6.5.12: Modélisation de la paroi semi infini

	Unité	CFRP	Al 7050
Masse volumique	Kg/m <sup>3</sup>	1550	2830
Conductivité thermique	W/(m.K)	1,94	157
Chaleur spécifique	J/(kg.K)	971	860

Tableau 6.4: Caractéristiques thermiques des matériaux testés

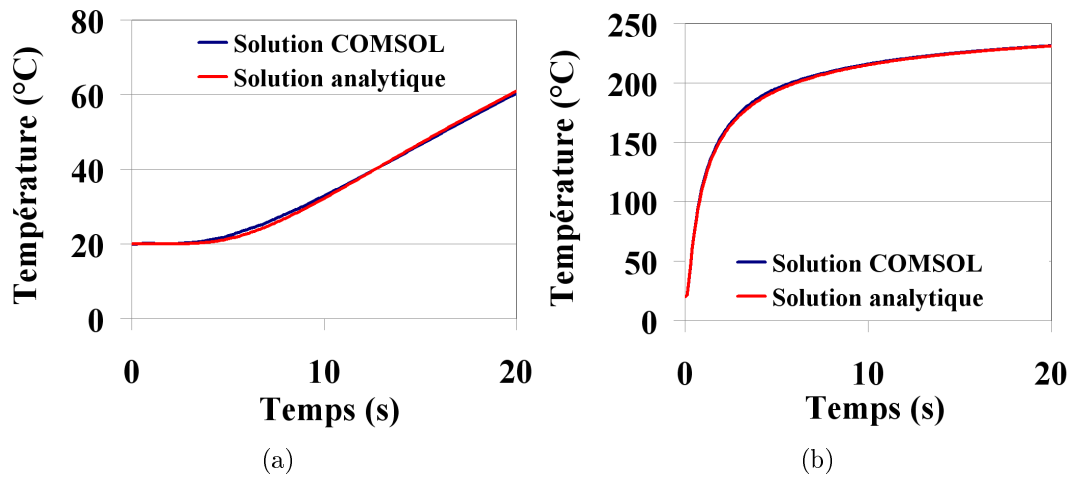


FIGURE 6.5.13: Comparatif des résultats pour un échelon de température de 270°C dans a) le CFRP et b) l'Al7050

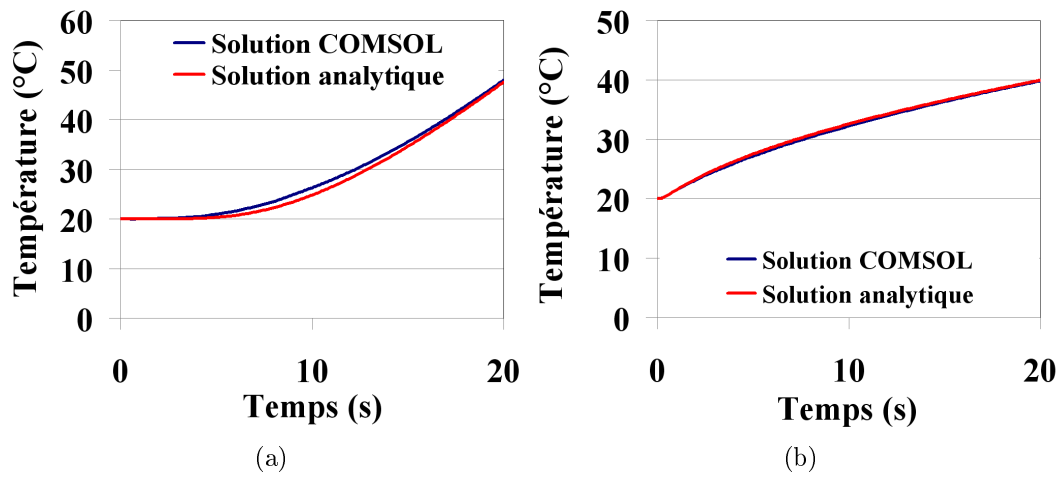


FIGURE 6.5.14: Comparatif des résultats pour un échelon de flux de 100 KW dans a) le CFRP et b) l'Al7050

## OPTIMISATION DU PERÇAGE D'EMPILAGES CFRP/TITANE ET/OU ALUMINIUM

**RESUME :** La thématique de recherche proposée se présente comme une étude préliminaire en vue de minimiser le coût des opérations de perçage de multi-matériaux CFRP/aluminium et CFRP/titane. Cette minimisation passe par la compréhension des mécanismes d'usure des outils de coupe ainsi que par la compréhension des phénomènes engendrant les différents défauts pouvant amener à la non-conformité de la pièce. Dans ce sens, des essais de perçages ont été mis en place. Leur instrumentation nous permet d'accéder aux efforts et aux températures générées lors de la coupe.

En parallèle de cela, les moyens d'analyse mis en place permettent l'accès à la qualité des trous. L'identification des mécanismes d'usure subis par l'outil est réalisée à l'aide de visualisations au microscope électronique à balayage. L'usure du foret est quantifiée par l'utilisation d'un microscope numérique pouvant mesurer le profil de l'arête de coupe de l'outil.

Les champs de température au voisinage de l'interface outil/copeau influent de façon importante sur la durée de vie de l'outil. Difficile d'accès par l'expérimentation, ces champs de température sont toutefois accessibles par la simulation numérique des sollicitations thermiques appliquées à la pièce. Le modèle développé dans ce projet permet, par méthode inverse, de déterminer la température appliquée sur la paroi du trou à partir des mesures expérimentales réalisées à 4mm de celle-ci. Celui-ci a permis de visualiser l'étendu des zones affectées thermiquement et de confirmer les tendances observées expérimentalement.

**Mots clés :** perçage, empilages multi-matériaux, CFRP/Al, CFRP/Ti, usure, acuité d'arête de coupe, qualité des trous, simulation numérique, champ de température.

## DRILLING OF MULTI-MATERIALS STACKS CFRP/AL AND CFRP/TI

**ABSTRACT :** The proposed research topic is a preliminary study to minimize costs of drilling operation in multi-materials stacks as CFRP/Al and CFRP/Ti. In order to minimize these costs, it is initially necessary to understand the cutting tools wear mechanisms and the phenomena leading to the non-conformity of the drilled holes. For this purpose, drilling tests were carried out. The instrumentation of these tests allows to access to the cutting forces and to the temperature achieved during the cutting process.

In association, analyse devices were used to monitor the holes quality. The cutting tools wear mechanisms were observed through scanning electron microscope. The access to the cutting edge profile, by the measurements achieved on a numerical microscope, allows quantifying the tool wear.

The temperature field near the tool/chip interface influences significantly the tool life. They are difficult to reach by experimentation, but can be obtained using numerical simulation of the workpiece thermal solicitations. The model developed allows, by the use of an inverse method, to reach the hole wall temperature. The temperature field was obtained and the trends observed experimentally were confirmed by this model.

**Keywords :** drilling, multi-materials stacks, CFRP/Al, CFRP/Ti, wear, cutting edge sharpness, hole quality, numerical simulation, temperature field.

