

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 INFUENCE DE LA TEMPÉRATURE DE COUPE SUR LA RÉSISTANCE EN TRACTION UNIAXIALE D'UN COMPOSITE CARBON/ÉPOXY	3
1.1 Revue de la littérature	3
1.1.1 Les matériaux composites.....	3
1.1.2 Usinage des composites	4
1.1.3 Comportement mécanique des stratifiés	7
1.1.3.1 Intégrité de surface.....	7
1.1.3.2 Température de coupe.....	10
1.1.4 Influence des défauts produits par l'usinage sur les performances mécaniques du stratifié	15
1.1.5 Résumé.....	24
1.2 Méthodologie expérimentale	25
1.2.1 Objectifs.....	25
1.2.2 Usinage des échantillons.....	25
1.2.3 Matériel expérimental	31
1.2.3.1 Matériau	31
1.2.3.2 Outil	32
1.2.3.3 Mesure de l'usure d'outil	34
1.2.4 Analyse du fini de surface.....	35
1.2.4.1 Contrôle à la loupe.....	35
1.2.4.2 Mesure de rugosité.....	36
1.2.5 Essais mécaniques.....	39
1.3 Résultats et analyse.....	43
1.3.1 Usinage des échantillons.....	43
1.3.2 Analyse de la surface	47
1.3.3 Rugosité	50
1.3.4 Résistance à la rupture en traction uni-axiale	52
1.4 Conclusion	55
CHAPITRE 2 ÉTUDE DE L'USINABILITÉ DU COMPOSITE LIN/ÉPOXY	59
2.1 Revue de la littérature	59
2.1.1 Classification et composition des fibres naturelles.....	61
2.1.2 Propriétés mécaniques	66
2.1.3 Influence de l'humidité et de la température sur les performances mécaniques du stratifié	72
2.1.4 Usinage des composites à fibres naturelles.....	79
2.1.5 Résumé.....	82
2.2 Fabrication des stratifiés	84
2.3 Essais préliminaires	87
2.3.1 Découpe à la scie abrasive et fraisage à l'aide d'une fraise abrasive	88

2.3.2	Fraisage à l'aide d'une fraise 4 dents HSS	90
2.3.3	Fraisage à l'aide d'une fraise à détourer 6 dents revêtue diamant par CVD	95
2.3.3.1	Objectifs	95
2.3.3.2	Montage et protocole de découpe	95
2.3.3.3	Analyse des résultats	99
2.3.3.4	Usinage par la méthode du « Sandwich »	102
2.3.3.5	Conclusion concernant le détourage avec une fraise 6 dents revêtu diamant	105
2.3.4	Fraisage à l'aide d'une fraise à détourer 2 dents PCD	105
2.3.5	Conclusion concernant l'ensemble des essais préliminaires	108
2.4	Étude de l'influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur le fini de surface et les efforts de coupe	109
2.4.1	Objectifs	109
2.4.2	Montage d'usinage et préparation des plaques	110
2.4.3	Protocole expérimental et nomenclature des échantillons	112
2.4.4	Plan d'expérience	115
2.4.5	Outils	116
2.4.6	Analyse de la surface usinée	116
2.4.7	Mesures de rugosité	117
2.4.8	Analyse des résultats	119
2.4.8.1	Détourage des échantillons	119
2.4.8.2	Influence des paramètres de coupe sur le fini de surface	125
2.4.8.3	Influence des paramètres de coupe sur la rugosité de surface	128
2.4.8.4	Influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur les efforts de coupe	135
2.4.9	Conclusion sur les essais de détourage	148
	CONCLUSION	151
	RECOMMANDATIONS	155
	ANNEXE I ARTICLE	157
	LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	177

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1-1	Plan d'expérience28
Tableau 1-2	Paramètres de coupe29
Tableau 1-3	Températures de préchauffe.....29
Tableau 1-4	Caractéristiques du matériau.....31
Tableau 1-5	Caractéristiques de l'outil.....32
Tableau 1-6	Caractéristiques des thermocouples.....33
Tableau 1-7	Paramètres de mesures de rugosité37
Tableau 1-8	Précision du système de mesure38
Tableau 1-9	Répétabilité de la mesure38
Tableau 1-10	Incertitudes sur l'essai de traction41
Tableau 1-11	Nombre de bonnes ruptures53
Tableau 2-1	Domaine d'application et parts de marché des composites à fibres naturelles (Bouzouita, 2011).....60
Tableau 2-2	Composition chimique des différentes fibres (Hoo Thi, 2008)65
Tableau 2-3	Propriétés mécaniques des fibres naturelles VS fibres synthétiques (Bogoeva-Gaceva et al., 2007).....67
Tableau 2-4	Propriétés des fibres.....84
Tableau 2-5	Propriétés de la résine84
Tableau 2-6	Plan d'expérience97
Tableau 2-7	Plan d'expérience outil #1115
Tableau 2-8	Plan d'expérience outil #2115

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Composite stratifié4
Figure 1.2	Modes de coupe en fonction de l'orientation des fibres (Ramulu 1997)5
Figure 1.3	Configuration d'usinage Up-milling / Down-milling (Ahmad 2009)7
Figure 1.4	Rugosité longitudinale VS transversale9
Figure 1.5	Efforts de coupe et rugosité en fonction de la longueur usinée (usure d'outil) (Hamedanianpour et Chatelain, 2013).....12
Figure 1.6	Évolution de la température à la surface usinée pour différents couples (Vc,Vf) avec un outil neuf et usé. (Valavan, 2007)13
Figure 1.7	Évolution de la température pour différents couples (Vc, Vf), outils (neufs, usé), lubrifiant (à sec ou jet d'air réfrigéré). (Nor Khairusshima et al., 2013).....15
Figure 1.8	Résistance en traction en fonction de la méthode de détournage et de la taille de la HAZ (Herzog et al., 2008)17
Figure 1.9	Résistance en traction en fonction de la largeur de la HAZ (Harada et al., 2012).....18
Figure 1.10	Contrainte ultime en traction (De Almeida et Candido, 1993).....19
Figure 1.11	Évolution de la contrainte ultime en fonction de la largeur d'éprouvette (Généreux, 2012).....22
Figure 1.12	Évolution du module d'élasticité en fonction de la largeur d'éprouvette (Généreux, 2012)22
Figure 1.13	Centre d'usinage26
Figure 1.14	Montage27
Figure 1.15	Fabrication des échantillons.....28
Figure 1.16	Profil de la température pendant la coupe.....30
Figure 1.17	Scie abrasive31
Figure 1.18	Poste à soudé et soudure du thermocouple32

Figure 1.19	Porte outil et Outil équipé de thermocouples.....	34
Figure 1.20	Usure en dépouille d'un outil usé ($V_b = 50 \mu\text{m}$, Retrait du revêtement = $550 \mu\text{m}$).....	35
Figure 1.21	Analyse de la surface usinée.....	35
Figure 1.22	Mesure de rugosité.....	36
Figure 1.23	Machine de traction.....	39
Figure 1.24	Éprouvette de traction.....	41
Figure 1.25	Modes typiques de rupture (ASTM D3039M).....	42
Figure 1.26	Profils des températures de coupe.....	44
Figure 1.27	Profils moyennés des températures de coupe.....	44
Figure 1.28	Copeau sous forme de pâte (produit par l'outil usé).....	45
Figure 1.29	Zone de coupe après usinage (outil neuf).....	46
Figure 1.30	Zone de coupe après usinage (outil usé).....	47
Figure 1.31	Surface usinée avec a) un outil neuf et b) un outil usé.....	48
Figure 1.32	Fibres non coupées.....	48
Figure 1.33	Côté de la section usinée avec : a) un outil neuf, b) un outil usé.....	49
Figure 1.34	Fibre à -45° non coupées pour un échantillon coupé avec l'outil usé en avalant.....	49
Figure 1.35	Copeau / Pâte formée de matrice fondue et fibres courtes.....	49
Figure 1.36	Rugosité longitudinale du pli à -45° pour le mode en opposition.....	51
Figure 1.37	Rugosité longitudinale du pli à -45° pour le mode en avalant.....	51
Figure 1.38	Contrainte ultime à la rupture en traction uni-axiale – Usinage en opposition.....	54
Figure 1.39	Contrainte ultime à la rupture en traction uni-axiale – Usinage en avalant.....	54
Figure 2.1	Classification des fibres naturelles.....	62

Figure 2.2	Faisceau de fibres (Baley, 2002).....	62
Figure 2.3	Section d'un faisceau de fibres (Baley, 2002).....	63
Figure 2.4	Structure d'une cellule de fibre (Baley, 2002).....	64
Figure 2.5	Courbe Contrainte déformation de a) fibre élémentaire de lin, b) Résine polyester pure, c) composite contenant environ 20% de fibres (Charlet et al., 2010a).....	69
Figure 2.6	Évolution de la résistance en traction en fonction du pourcentage volumique de fibre (Charlet et al., 2010a).....	69
Figure 2.7	Énergie de choc absorbée par les différents matériaux renforcés de fibre de lin (Avril et al., 2012).....	70
Figure 2.8	Influence de la température sur la résistance en traction des fibres de lin (Baley, Morvan et Grohens, 2005).....	76
Figure 2.9	Contrainte à la rupture et module d'Young en fonction de la température (Exposition de 8 min) (Gourier et al., 2014).....	77
Figure 2.10	Comportement en traction sous l'influence de l'humidité du bio-composite Lin/PLA (Le Duigou et al., 2014).....	78
Figure 2.11	Comportement en traction sous l'influence de la température du bio-composite Lin/PLA (Le Duigou et al., 2014).....	78
Figure 2.12	Principaux mécanisme de coupe des fibres naturelles. a) Cisaillement idéale, b) Cisaillement réel, c) Cisaillement réel avec rupture de l'interface fibre-fibre (Chegdani et al., 2015).....	82
Figure 2.13	Découpe des plis.....	85
Figure 2.14	Moule : a) partie inférieure, b) plaque intermédiaire, c) partie supérieure.....	86
Figure 2.15	Moule avec fibres et joint d'étanchéité.....	87
Figure 2.16	Montage d'injection.....	87
Figure 2.17	a) Scie abrasive, b) Découpe à la scie sans lubrification dans le sens des fibres à 90°.....	88
Figure 2.18	Découpe à la scie abrasive suivant les différentes orientations de fibres, à deux vitesses d'avances différentes, avec lubrification à l'eau.....	89

XVIII

Figure 2.19	Fraisage à l'aide d'une fraise abrasive.....	90
Figure 2.20	Détourage suivant plusieurs paramètres de coupe avec une fraise HSS.....	92
Figure 2.21	Détourage à avances plus faibles avec une fraise HSS.....	92
Figure 2.22	Sections usinées avec une fraise HSS suivants différents paramètres.....	93
Figure 2.23	Sections usinée avec une fraise HSS suivants différentes vitesses d'avance.....	94
Figure 2.24	Montage d'usinage	96
Figure 2.25	Protocole de découpe	98
Figure 2.26	Échantillons.....	100
Figure 2.27	Zoom sur la bande #3.....	100
Figure 2.28	Sections usinées en opposition avec l'outil revêtu diamant CVD en fonction des différents paramètres de coupe.....	101
Figure 2.29	Usinage par méthode sandwich	103
Figure 2.30	Rainures usinées par la méthode Sandwich (Dessus de la plaque).....	104
Figure 2.31	Rainures usinées par la méthode Sandwich (Dessous de la plaque).....	104
Figure 2.32	Outil avec plaquettes diamant PCD	106
Figure 2.33	Sections usinées avec l'outil équipé de plaquettes diamant PCD en fonction des différents paramètres de coupe.....	107
Figure 2.34	Rainures usinées avec l'outil équipé de plaquettes diamant PCD suivant différents paramètres de coupe (bords droit : usinage en opposition, bords gauche : usinage en avalant)	108
Figure 2.35	Gabarit de découpe S. Bérubé.....	110
Figure 2.36	Montage d'usinage	111
Figure 2.37	Préparation de la plaque pour montage.....	112
Figure 2.38	Méthodologie de détourage.....	113
Figure 2.39	Nomenclature et opérations exécutées sur la plaque #3	114
Figure 2.40	a) Outil #1, b) Outil #2.....	116

Figure 2.41 Montage d'analyse de la surface usinée117

Figure 2.42 Montage de mesure de rugosité118

Figure 2.43 Aspect du copeau en fonction de la vitesse d'avance pour les fibres orientées à 0°120

Figure 2.44 Outil après 3.12 m de coupe, a) outil 6 lèbres (outil #1), b) outil 2 lèbres (outil #2) - Usure nulle121

Figure 2.45 Analyse de la découpe avec l’outil #1 en fonction du mode d'usinage et de l'orientation des fibres123

Figure 2.46 Analyse de la découpe avec l’outil #2 en fonction du mode d'usinage et de l'orientation des fibres124

Figure 2.47 Fini de surface des sections usinées en opposition avec l'outil #1 en fonction de l'orientation des fibres et des vitesses d'avances pour une vitesse de coupe de 500 m/min126

Figure 2.48 Fini de surface des sections usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'orientation des fibres et des vitesses d'avance pour une vitesse de coupe de 500 m/min127

Figure 2.49 Rugosité Ra en fonction de l'orientation des fibres des échantillons usinés avec l’outil #1129

Figure 2.50 Rugosité Ra en fonction de l'orientation des fibres des échantillons usinés avec l’outil #2129

Figure 2.51 Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l’outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 0^\circ$ 131

Figure 2.52 Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l’outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 90^\circ$ 131

Figure 2.53 Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l’outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 45^\circ$ 132

Figure 2.54 Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l’outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = -45^\circ$ 132

Figure 2.55 Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l’outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 0^\circ$ 133

Figure 2.56 Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l’outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 90^\circ$ 133

Figure 2.57	Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 45^\circ$134
Figure 2.58	Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = -45^\circ$134
Figure 2.59	Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 0° usinées avec l'outil #1, a) forces d'avance, b) force normale, c)force axiale.....136
Figure 2.60	Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 90° usinées avec l'outil #1, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale.....137
Figure 2.61	Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à $\pm 45^\circ$ usinées avec l'outil #1, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale.....138
Figure 2.62	Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 0° usinées avec l'outil #2, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale.....139
Figure 2.63	Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 90° usinées avec l'outil #2, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale.....140
Figure 2.64	Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à $\pm 45^\circ$ usinées avec l'outil #2, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale.....141
Figure 2.65	Forces de coupe moyennes des découpes avec l'outil #1 en fonction de l'orientation des fibres.....142
Figure 2.66	Forces de coupes moyennes des découpes avec l'outil #2 en fonction de l'orientation des fibres.....143
Figure 2.67	Schéma des forces de coupe144
Figure 2.68	Schéma d'usinage suivant le sens des fibres à 0° à plein engagement d'outil145
Figure 2.69	Schéma d'usinage suivant le sens des fibres à 90° à plein engagement d'outil147

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

CFRP	Carbone Fiber Reinforced Plastic Composite à matrice plastique renforcée de fibres de carbone
NFRP	Natural Fiber Reinforced Plastic Composites à matrice plastique renforcée de fibres naturelles
PCD	Poly Cristalline Diamond Diamant Poly cristallin
CVD	Chemical Vapor Deposition Dépôt chimique en phase vapeur
TGA	ThermoGravimetric Analysis Analyse thermogravimétrique
DMA	Dynamic Mechanical Analysis Analyse mécanique dynamique
ASME	American Society of Manufacturing Engineers Société américaine des ingénieurs manufacturiers
MOCN	Machine-Outil à Commande Numérique

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Vc	Vitesse de coupe (m/min)
Vf	Vitesse d'avance (mm/min)
f	Avance par tour (mm/tr) ou (mm/rev)
fz	Avance par tour par dent (mm/dent/tr) ou (mm/dent/rev)
N	Vitesse de rotation de la broche (tr/min)
Fx	Effort de coupe suivant la direction X (N)
Fy	Effort de coupe suivant la direction Y (N)
Fz	Effort de coupe suivant l'axe de l'outil = Force axiale (N)
Ra	Rugosité arithmétique : moyenne arithmétique des distances entre pic et creux successifs enregistrés lors de la mesure (μm)
Tg	Température de transition vitreuse ($^{\circ}\text{C}$)
θ	Angle d'orientation des fibres par rapport à la direction d'avance de l'outil ($^{\circ}$)
vf	Pourcentage volumique de fibre (%)
wf	Pourcentage massique de fibre (%)
%HR	Pourcentage d'humidité relative présente dans l'atmosphère
F	Force maximale appliquée pendant le test de traction (N)
σ_{max}	Contrainte normale maximale ou contrainte à la rupture en traction uniaxiale (MPa)
ϵ_{max}	Déformation maximale (%)
L	Longueur de l'éprouvette de traction (mm)
l	Largeur de l'éprouvette de traction (mm)
e	Épaisseur du laminé (mm)

INTRODUCTION

La réduction de la consommation en énergie des véhicules mobiles est l'un des enjeux principaux des industries de l'aéronautique, du ferroviaire et de l'automobile. La réduction du poids par l'utilisation de matériaux composites comme remplacement des métaux pour les pièces structurelles ou non-structurelles est une des solutions pour répondre à cet enjeu. En effet, les matériaux composites composés de fibres (renforts) et d'une matrice plastique (faisant office de liant), ont des propriétés exceptionnelles, une résistance très élevée et un poids faible (les aciers commerciaux ont une densité d'environ 7.85 g/cm^3 , comparativement à environ 1.55 g/cm^3 pour les composites carbone-époxy à $v_f = 60\%$, soit un rapport d'environ 5:1). Même si les méthodes de mise en forme de ces matériaux sont en constante amélioration, des opérations de parachèvement comme le détournage ou le perçage sont toujours nécessaires pour atteindre les spécifications géométriques, dimensionnelles et mécaniques requises par le cahier des charges. L'adaptation des méthodes d'usinage conventionnelles basées sur l'enlèvement de matière, très bien maîtrisées pour les métaux, est une des problématiques à résoudre pour atteindre les spécifications désirées.

Contrairement aux métaux, qui sont des matériaux homogènes, les composites présentent deux phases (les renforts et la matrice) qui ont des propriétés physiques et mécaniques différentes et un comportement à l'usinage différents. Plusieurs problématiques, concernant l'usinage d'un tel matériau, sont apparues et les défauts sont inévitables et doivent être contrôlés. Ces défauts peuvent être de type mécanique (délaminage, arrachement de fibres, fissuration de la matrice, fibres non coupées) ou thermique (réorientation de fibres, carbonisation de la matrice). Si l'apparition et l'influence des défauts d'origine mécanique sur les propriétés mécaniques sont bien connues, celle des défauts d'origine thermique le sont moins. Le chapitre 1 présente donc l'étude de l'influence de la température de coupe sur les propriétés en traction uni-axiale lors du détournage d'un composite carbone/époxy.

Le second axe d'étude porte sur l'usinage d'un composite à fibres naturelles. En effet, les composites à fibres synthétiques comme le carbone ou le verre sont très largement utilisés

dans l'industrie car ils présentent de grandes propriétés mécaniques. Cependant, ils sont très polluants, demandent beaucoup d'énergies pour être produits et la problématique de leur recyclage et de la fin de vie des pièces n'a toujours pas été résolue. De plus, ils sont relativement chers et très abrasifs ce qui coûte cher en outillage. Or, la problématique environnementale est au cœur des entreprises d'aujourd'hui et de demain. C'est par cette voie que les fibres naturelles ont un fort potentiel de remplacement des fibres synthétiques. En effet, ce sont des produits naturels, biodégradables, recyclables et demandant peu d'énergie pour être produits. De plus, elles sont présentes en grande quantité, relativement peu chères et peu abrasive et leurs propriétés spécifiques (résistance Vs poids) sont comparables aux fibres de verre. Elles ont donc un fort intérêt économique et environnemental. Malheureusement, les connaissances sur l'usinage de ces matériaux sont limitées et les recherches en ce sens débutent à peine. Le chapitre 2 présente ainsi l'étude expérimentale de l'usinabilité d'un composite lin/époxy et l'influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur les efforts de coupe et le fini de surface.

CHAPITRE 1

INFUENCE DE LA TEMPÉRATURE DE COUPE SUR LA RÉSISTANCE EN TRACTION UNIAXIALE D'UN COMPOSITE CARBON/ÉPOXY

1.1 Revue de la littérature

1.1.1 Les matériaux composites

Un matériau composite est l'association d'au moins deux matériaux non miscibles et différents mais qui ont cependant une forte capacité d'adhésion. Ainsi les propriétés propres à chaque constituant sont associées et se complètent pour obtenir un nouveau matériau aux propriétés accrues qui surpassent celles d'un des constituants considérés seul. L'intérêt de l'utilisation d'un tel matériau réside principalement dans le fait qu'il a un excellent rapport résistance/poids et rigidité/poids. À résistance mécanique égale, une pièce en composite sera beaucoup plus légère qu'une pièce métallique par exemple. On comprend donc tout l'engouement porté pour ce matériau par les compagnies de transport (aéronautique, ferroviaire, maritime), de sports et de loisir.

Le matériau composite est composé d'une ossature que l'on nomme renforts (principalement des fibres), ce sont eux qui participent aux bonnes propriétés mécaniques du matériau et supportent les efforts en traction et d'un liant appelé matrice (principalement polymérique, organique) qui lie les renforts entre eux, transmet les flux d'efforts entre les renforts, transmet les contraintes en compression d'une fibre à l'autre et les contraintes inter laminaires et protège les fibres du milieu extérieur (corrosion). De manière générale, les composites sont classés suivant la nature de la matrice utilisée :

- Les composites à matrices organiques (CMO) qui sont aujourd'hui les plus utilisés ;
- Les composites à matrices céramiques (CMC) pour des applications travaillant à haute température comme l'aérospatial, le nucléaire, le militaire et le freinage (freins céramique);
- Les composites à matrices métalliques (CMM).

Ils peuvent aussi être classés suivant le type de fibre utilisé : fibres continues – fibres discontinues, fibres courtes – fibres longues. Parmi les plus utilisées on peut citer les fibres de verre, de carbone, d'aramide (kevlar) ou naturelles (chanvre, lin, bambou, etc.) (Teti, 2002). Pour la présente étude on ne s'intéressera qu'au composite à matrice organique (CMO), plus particulièrement à la résine époxy renforcée de fibres continues de carbone. Le composite constitué est un empilement de plis unidirectionnels. La séquence d'empilement est faite de telle sorte que l'orientation des fibres entre chaque pli varie. Ainsi, on obtient un stratifié quasi-isotrope aux propriétés accrues et à peu près égales dans toutes les directions, comme l'illustre la Figure 1.1.

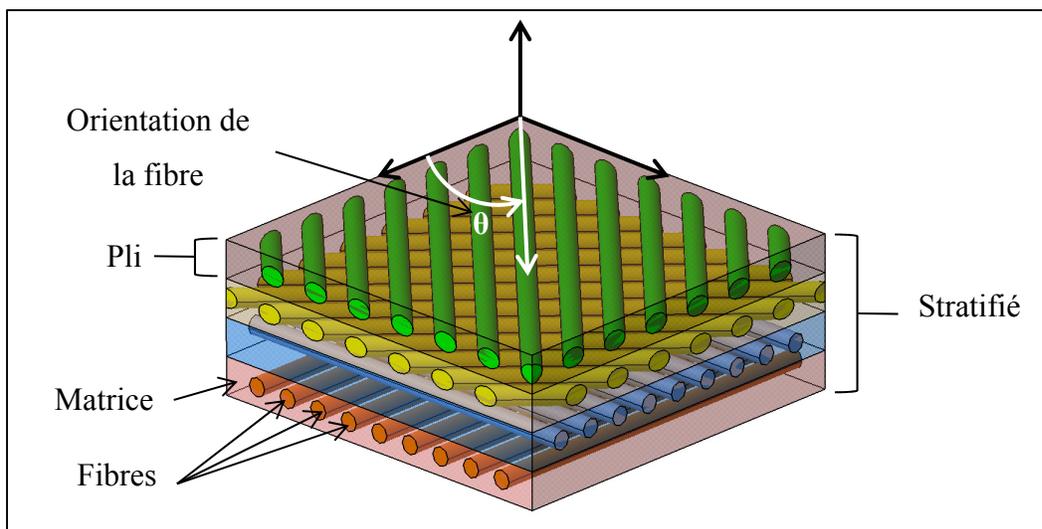


Figure 1.1 : Composite stratifié

1.1.2 Usinage des composites

Les méthodes d'usinage conventionnelles telles que le perçage, le tournage ou le fraisage sont largement utilisées pour l'usinage des composites car le matériel est disponible et que ces méthodes conventionnelles sont bien connues avec des standards mis en place. Cependant, l'usinage conventionnel des composites diffère grandement de celui des métaux. En effet, le caractère non-homogène et l'ajout de fibres très abrasives (parfois plus abrasives que l'outil lui-même) en font un matériau difficilement usinable (Teti, 2002), (Ahmad, 2009).

Pour les métaux, la coupe se fait par déformation plastique puis arrachement de la matière. Pour ce qui est du composite, le mécanisme est un peu plus complexe, l'outil rencontre par intermittence la résine qui est généralement ductile (la coupe se fait par déformation plastique) et les fibres qui sont beaucoup plus dures (la coupe se fait par rupture fragile) (Ahmad, 2009). De plus, le mode de coupe varie en fonction de l'orientation des fibres, comme le montre Ramulu (1997) dans son étude où il observe l'influence de l'orientation des fibres en fonction de l'avance en tournage sur un stratifié unidirectionnel graphite/époxy de 4 mm d'épaisseur. Il y met en évidence les différents modes de coupe en fonction de l'orientation des fibres (Figure 1.2).

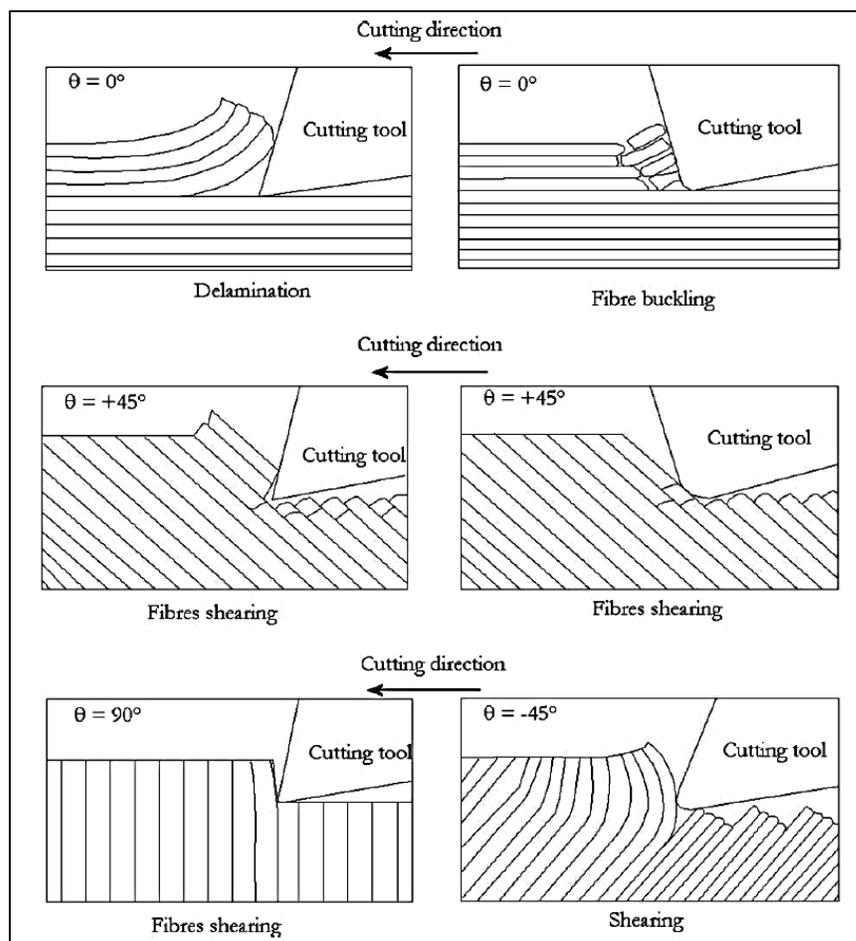


Figure 1.2 : Modes de coupe en fonction de l'orientation des fibres (Ramulu 1997)

Pour le laminé dont les fibres sont orientées à 0° en fonction de la direction de l'avance, le copeau se forme par une ouverture (Mode I) qui se propage le long de l'interface fibre/matrice et par un chargement en cisaillement (Mode II) causé par l'avance de l'outil. La rupture se fait perpendiculairement à l'avance de l'outil sous un chargement de flexion locale. Pour les orientations de fibres positives entre 15° et 75° , le copeau se forme par cisaillement induit par compression perpendiculaire à l'axe des fibres combinées avec un chargement en cisaillement (Mode II) le long de l'interface Fibre/Matrice. L'enlèvement de matière dans presque toutes les orientations des fibres positives, semble donc être régi par les propriétés du matériau unidirectionnel dans le plan de cisaillement. Enfin pour des orientations de fibres de plus de 75° (orientations négatives), la rupture se fait par compression perpendiculairement aux fibres et par un cisaillement le long de l'interface fibre/matrice. Elle est aussi accompagnée d'une flexion des fibres qui peut entraîner des fissures inter laminaires et des arrachements de fibres (Figure 1.2) (Ramulu, 1997).

Les modes de formation de copeaux, mentionnés ci-dessus, sont aussi valables en usinage par fraisage, à la seule différence que l'angle d'orientation des fibres (θ) n'est pas constant, mais varie de façon continue avec la position de l'outil autour de l'axe de l'outil. De plus, l'épaisseur du copeau varie avec la position de l'outil ou plutôt de l'arête de coupe. Deux modes d'usinage existent, l'usinage en avalant (la rotation de l'outil est dans le même sens que l'avance) et l'usinage en opposition (la rotation de l'outil est en sens opposé à l'avance). Pour l'usinage en avalant (down milling), l'épaisseur du copeau est maximale à l'engagement de l'arête de coupe puis est nulle à la sortie. Pour l'usinage en opposition (up-milling), c'est l'inverse, l'épaisseur du copeau est nulle à l'engagement de l'arête de coupe puis est maximale à la sortie (Figure 1.3) (Ahmad, 2009).

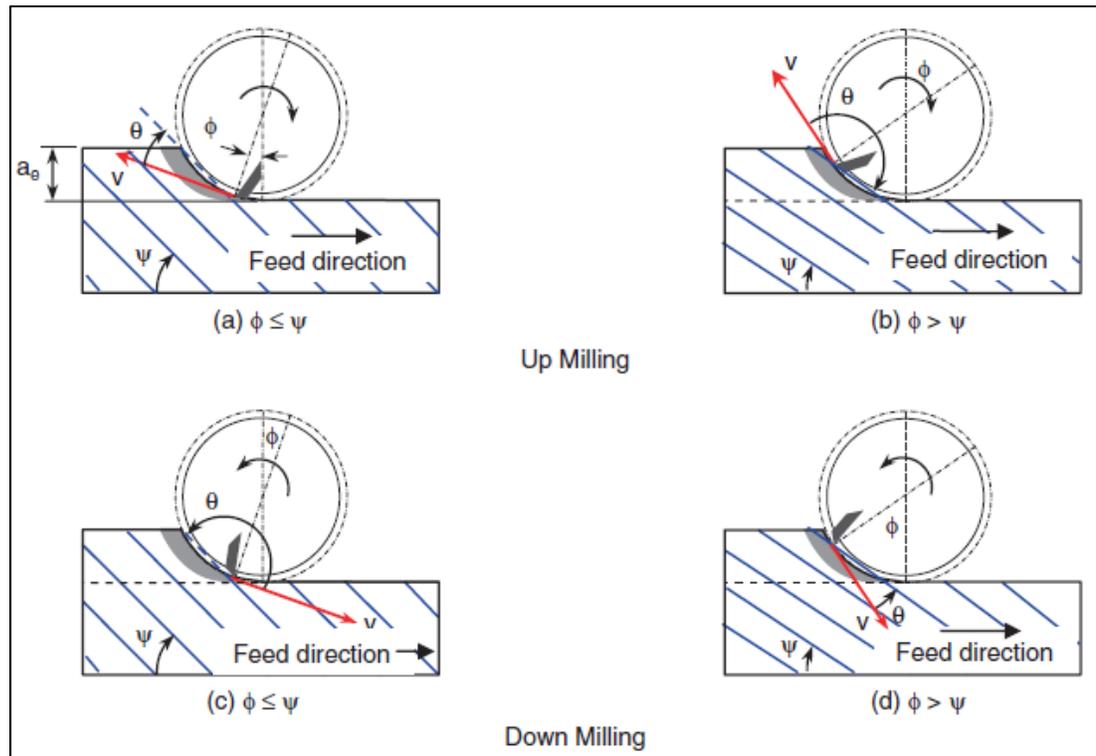


Figure 1.3 : Configuration d'usinage Up-milling / Down-milling (Ahmad 2009)

1.1.3 Comportement mécanique des stratifiés

1.1.3.1 Intégrité de surface

L'aspect hétérogène du composite et l'ajout de fibres très abrasives engendre des modes de coupe très particuliers. Ceci entraîne des défauts de surface et des endommagements du matériau. Les défauts sont de plusieurs types : arrachement de fibres, fibres non coupées, décollement inter laminaire (délaminage) ou endommagement thermique de la matrice (dégradation, étalement et tartinage). Bien évidemment ces défauts ont une influence sur les propriétés mécaniques du stratifié, mais ceci sera présenté plus tard. Il est donc important de quantifier, mesurer et contrôler ces défauts. Parmi les méthodes de mesure, on peut citer la mesure de rugosité et la détection des délaminages.

Pour ce qui est de la rugosité, plusieurs études s'accordent à dire que cette dernière est fonction des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres. Ramulu (1997) étudie le

détourage d'un stratifié unidirectionnel carbone/époxy de 4 mm d'épaisseur. Il analyse les différents mécanismes de formation de copeaux (Figure 1.2) et étudie l'influence de l'orientation des fibres en fonction de la direction de l'avance de l'outil sur le fini de surface. Ses résultats montrent que la meilleure rugosité (rugosité minimale) est obtenue pour des fibres orientées à 0° alors que le pire état de surface (rugosité maximale) est obtenu pour des fibres orientées à -45° , dans le sens opposé à l'avance de l'outil (Ramulu, 1997).

Plus tard, El-Hofy (2011) étudie le rainurage d'un stratifié 40 plis carbone/époxy de 10,4 mm d'épaisseur dont la séquence d'empilement est $[(45/0/-45/90)_5]_s$. Il montre que le meilleur état de surface est obtenu pour les fibres orientées à 0° (parallèles à la direction d'avance). Il observe une surface en « vague » pour les plis à 45° et la pire rugosité est obtenue pour les fibres orientées à -45° . Enfin il remarque des arrachements de fibres et une fissuration de la matrice due à de grands efforts de coupe et à un échauffement pour les plis à -45° et 90° (El-Hofy et al., 2011).

Ces résultats sont confirmés par d'autres auteurs tels que Chatelain (2012) qui montre que les plis orientés à 0° et 45° ont la plus faible rugosité, le pli à 90° a une rugosité plus élevée mais reste dans le même ordre de grandeur tandis que le pli à -45° offre la rugosité la plus élevée. Ceci est dû au mode de coupe, la fibre étant arrachée par flexion. Son étude porte sur le détourage d'un stratifié 40 plis quasi-isotrope de 4,63 mm d'épaisseur de séquence d'empilement $[90/-45/45/0/45/-45/90/45/-45/0/45/-45/0/45/-45/90]_s$ (Chatelain, Zaghbani et Monier, 2012). Dans le même temps, Shahid (2012) trouve les mêmes résultats dans une étude similaire (Sharid, 2012).

L'orientation des fibres n'est pas le seul paramètre influençant la rugosité, en effet il semble que les paramètres de coupe ont une influence significative sur celle-ci. El-Hofy montre que le meilleur état de surface est obtenu pour des vitesses de coupe (V_c) élevées et des vitesses d'avance (V_f) faibles (El-Hofy et al., 2011). Ces résultats sont confirmés par Chatelain (2012), Ahmad (2012) et Sharid (2012) qui concluent que l'augmentation de la vitesse d'avance augmente la rugosité (dégradation de l'état de surface) et que l'augmentation de la

vitesse de coupe diminue la rugosité. Ainsi il est conseillé d'opérer à forte vitesse de coupe et à faible vitesse d'avance pour obtenir le meilleur état de surface. De plus, chacun montre que la vitesse d'avance a un effet plus significatif sur la rugosité que la vitesse de coupe (Chatelain, Zaghibani et Monier, 2012), (Ahmad, 2012), (Sharid, 2012)

Seulement la rugosité est un bon indicateur lorsqu'on est en présence d'un matériau homogène tel que le métal. Or, le stratifié carbone/époxy utilisé dans la présente étude est un empilement de plusieurs plis suivant des orientations de fibres différentes, ainsi chaque pli a un mode de coupe particulier et donc un état de surface propre. Ainsi, la mesure de rugosité transversale est inexploitable puisqu'elle croise plusieurs plis. Seule la mesure de rugosité longitudinale, suivant un seul pli, fait du sens (Figure 1.4) (Bérubé, 2012). On s'intéressera donc à la mesure de rugosité suivant le pli à -45° , puisqu'on a vu que c'est le cas présentant la pire rugosité, et donc voir si on respecte ou non les tolérances de rugosité maximale fixées par l'industrie.

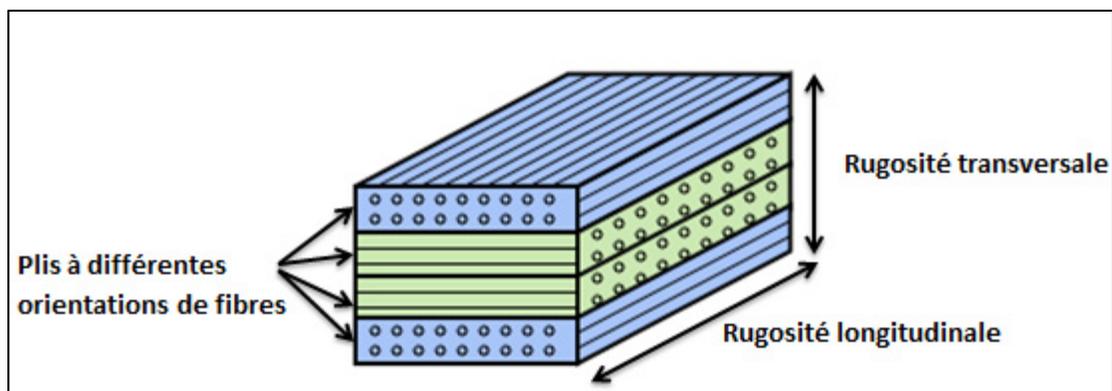


Figure 1.4 : Rugosité longitudinale VS transversale

Dans les études vues jusqu'à présent, la plupart utilisent un palpeur mécanique pour mesurer la rugosité. On observe, cependant, beaucoup de dispersion quant aux intervalles de confiance liés à la mesure. On peut donc se poser des questions quant à la validité de ce mode de mesure. Il apparaît donc important de bien définir le protocole de mesure pour assurer une bonne répétabilité des mesures de façon à produire un modèle prédictif valide et fiable.

1.1.3.2 Température de coupe

On a vu jusqu'à présent que l'aspect hétérogène du matériau entraîne des modes de coupe particuliers. Ceci a une influence sur les efforts de coupe et donc sur l'intégrité de surface (endommagement mécanique). Mais cette augmentation des efforts de coupe a aussi une influence sur la température de coupe qui, si elle est trop élevée, peut entraîner des dommages catastrophiques qui se résument par un mauvais état de surface, de la déformation plastique et des pertes de performance mécanique. De plus, les matériaux composites se différencient des métaux par leurs faibles conductivité et capacité thermique. Ainsi la chaleur engendrée par la coupe ne peut être évacuée dans la pièce et reste concentrée dans la zone de coupe. Or si la température de coupe à la surface du matériau dépasse la température de transition vitreuse de la résine ($\approx 120^{\circ}\text{C}$ - 180°C pour une résine époxy classique) on constate une dégradation du matériau : dégradation de la matrice et diffusion de celle-ci (effet de « tartinage »), fonte de la résine, carbonisation, réarrangement de fibres, présence de poches de résines, phénomènes qui entraînent une diminution des performances mécaniques. Cependant, cet endommagement thermique reste extrêmement localisé sur la surface usinée et son influence sur les propriétés mécaniques n'a pas encore été démontrée. Nous tenterons donc dans cette étude d'observer l'influence de la température de coupe sur la dégradation du fini de surface et les pertes de performance mécanique. Plusieurs paramètres influencent la température de coupe. Parmi eux on peut citer la nature du matériau (nombre de plis, épaisseur), le type d'outil, l'usure d'outil et les paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance).

Takashi (2009, 2013) montre que la température de coupe dépend du matériau (épaisseur et nombre de plis) et du type d'outil (revêtement utilisé). Dans son étude, il réalise le détournage de trois stratifiés carbone/époxy quasi-isotropes constitués de 26, 21 et 17 plis. Il montre que la température de coupe diminue lorsque le nombre de plis diminue. Ce qui paraît tout à fait normal, puisque pour un composite plus épais les efforts de coupe sont augmentés donc la chaleur augmente également. De plus, étant plus épais, la chaleur a plus de difficultés à s'évacuer du fait de la faible conductivité thermique du matériau. Il montre également que les

plus basses températures sont obtenues pour les outils revêtus diamant, ce qui est confirmé par la mesure des efforts de coupe. Il montre aussi la forte résistance à l'usure de ce type d'outil (Inoue, 2013; Inoue et al., 2009).

Pour ce qui est de l'usure d'outil, Hamedanianpour (2013) étudie l'influence de l'usure d'outil (exprimée en longueur usinée) sur l'intégrité de surface en détournage d'un stratifié carbone/époxy quasi-isotrope 24 plis. Il montre qu'un outil usé conduit à des forces de coupe élevées et une qualité d'usinage, en termes d'intégrité de surface, inférieure (Figure 1.5). Il observe une fissuration de la matrice, des fibres non coupées ou arrachées et une dégradation (carbonisation) de la matrice, en particulier pour les plis orientés à -45° . Il a aussi montré que l'usure de l'outil diminue la rugosité de surface. Il explique ceci par le fait qu'une usure d'outil plus prononcée produit une température de coupe plus élevée ce qui engendre une fonte de la matrice, du « tartinage » de la résine et une homogénéisation de la surface usinée, ce qui conduit donc à une amélioration de la rugosité. Il conclut donc par le fait que le critère de rugosité seul ne suffit pas à qualifier la qualité de l'usinage. Enfin, il constate que la plus basse usure d'outil a été mesurée pour une avance la plus faible et une vitesse de coupe élevée (respectivement 1524 mm/min et 400 m/min) tandis que la plus forte usure d'outil a été mesurée pour une avance et une vitesse de coupe intermédiaire (respectivement 2794 mm/min, 200 m/min) (Hamedanianpour et Chatelain, 2013). Malheureusement, l'auteur de cet article ne mesure pas la température de coupe ni fait de tests mécaniques, mais on peut largement supposer que l'usure d'outil a une influence sur la température de coupe qui entraîne les défauts de surface qu'il a observé.

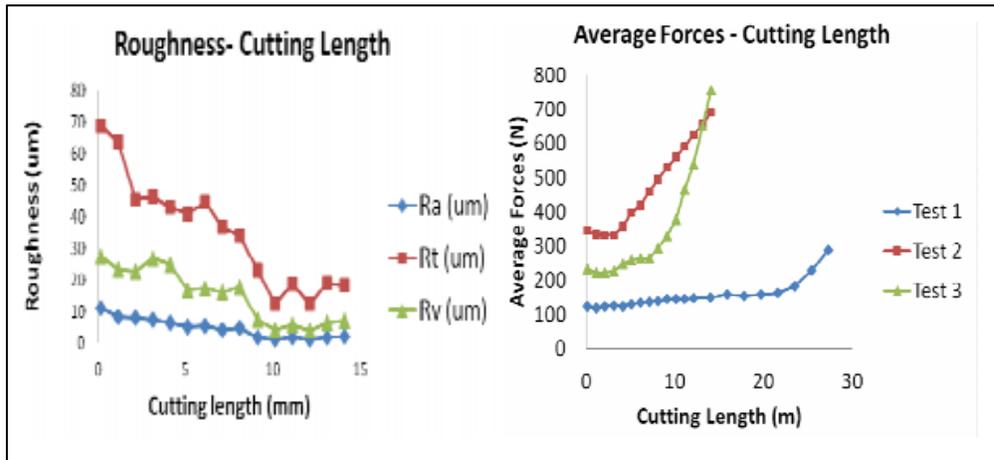


Figure 1.5 : Efforts de coupe et rugosité en fonction de la longueur usinée (usure d'outil) (Hamedanianpour et Chatelain, 2013)

Valavan (2007) s'intéresse à la durée de vie de l'outil et observe l'influence des paramètres de coupe sur les efforts et la température sur la surface de coupe. Pour cela il réalise le détournage d'un composite CFRP quasi-isotrope 10 plis de 3 mm d'épaisseur avec des outils neufs et usés. Il mesure la température à la surface usinée à l'aide d'un pyromètre infrarouge. Il observe une augmentation de la température de coupe avec la vitesse d'avance et une diminution de la température avec l'augmentation de la vitesse de coupe (Figure 1.6). Il remarque aussi une augmentation de la température de coupe avec l'usure d'outil (Valavan, 2007). Ces résultats sont à mettre en lien avec l'étude d'Hamedanianpour (2013) citée plus haut.

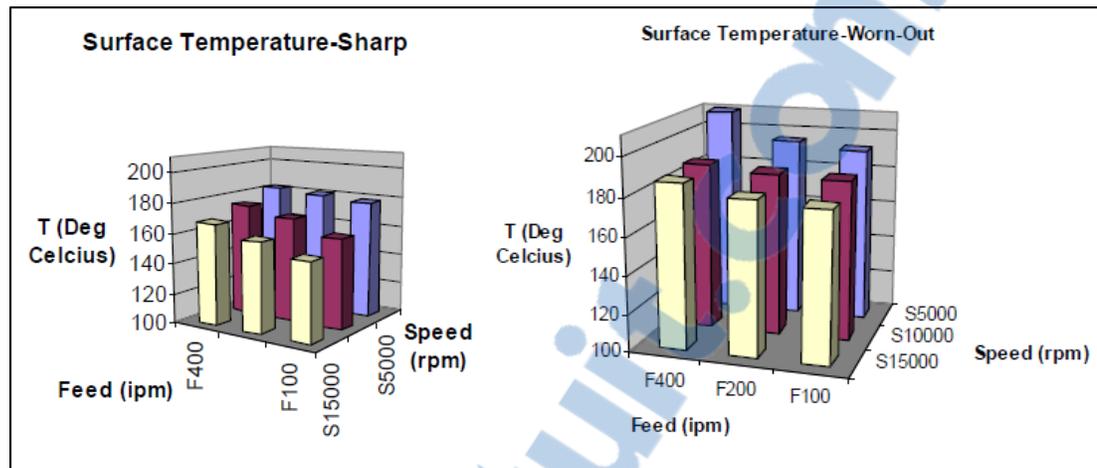


Figure 1.6 : Évolution de la température à la surface usinée pour différents couples (V_c, V_f) avec un outil neuf et usé (Valavan, 2007).

Yashiro (2013) procède au détourage d'un stratifié CFRP quasi-isotrope 36 plis de 7,2 mm d'épaisseur. Il mesure la température de coupe à l'aide de trois méthodes : la première, il utilise un thermocouple carbure de tungstène/carbone placé sur l'arête de coupe afin de mesurer la température au point de coupe; pour la deuxième, il utilise des thermocouples de type K placés à 0,3 mm sous la surface afin de mesurer la température de coupe à la surface de la pièce; enfin, il mesure la température globale de l'outil à l'aide d'une caméra infrarouge. Il remarque que la température au point de coupe atteint la température de transition vitreuse (T_g) dès les premières vitesses de coupe ($V_c = 25$ m/min). Au-delà de cette vitesse de coupe (50 m/min et plus), la température de transition vitreuse est largement dépassée. Pour de fortes vitesses de coupe, à partir de 100 m/min et jusqu'à 300 m/min, la température au point de coupe se stabilise autour de 500 °C. À $V_c = 300$ m/min, la température à la surface de la pièce n'excède pas 104 °C, celle-ci est bien inférieure à la température au point coupe (= 500°C) et bien inférieure à la température de transition vitreuse. Il observe aussi que la température sous la surface diminue avec l'augmentation de V_c . Il explique ceci par le fait que le temps de contact entre la pièce et l'outil est diminué avec l'augmentation de V_c , phénomène se combinant aux propriétés isolantes de la matrice. Il met ainsi en évidence que la température de coupe est principalement évacuée par l'outil et le copeau et ne se transmet pas à la pièce et que même si la température de transition vitreuse

est atteinte au niveau de l'arête de coupe, le matériau n'est pas nécessairement endommagé (Yashiro, Ogawa et Sasahara, 2013).

Sakamoto (2012) étudie l'influence de la vitesse de révolution en perçage hélicoïdal sur la température de coupe à V_c constante. Il réalise des perçages sur un composite CFRP de 8,34 mm d'épaisseur avec utilisation ou non d'air comprimé pour évacuer le copeau. Il montre que la température de coupe diminue lorsque la vitesse de révolution (V_r) augmente. Il explique ceci par le fait que la taille des copeaux augmente puisque le débit de matière augmente quand V_r augmente, ainsi la température est ainsi mieux évacuée par les copeaux. Le jet d'air comprimé permet de réduire la température de coupe et réduit sensiblement les efforts de coupe et donc l'usure d'outil (moins de frottement copeau/outil). De manière générale, les copeaux de CFRP évacuent bien la chaleur de coupe (Sakamoto et Iwasa, 2012). Haddad (2013) a étudié le détourage en usinage rapide d'un stratifié quasi-isotrope de 5,2 mm d'épaisseur. Il fait varier la vitesse de coupe (350, 700 et 1400 m/min) et la vitesse d'avance (125, 250 et 500 mm/min), la température de la surface usinée est mesurée à l'aide d'un pyromètre infrarouge. Les résultats obtenus sont quelques peu différents avec ce type d'usinage. La température de coupe augmente avec la vitesse de coupe. Il en est de même avec l'augmentation de la vitesse d'avance. Il observe aussi que la température de coupe ne dépasse pas la température de transition vitreuse de la résine quelques soient les paramètres de coupe utilisés. Inversement, pour un couple ($V_c = 1400$ m/min ; $V_f \geq 125$ mm/min) la température de transition vitreuse est dépassée de 50 à 100°C (Haddad, Eyma et Castanié, 2013).

Khairusshima (2013) mesure la température de coupe lors du détourage d'un stratifié CFRP quasi-isotrope 10 plis de 3 mm d'épaisseur. Il cherche à observer l'influence de l'application d'un jet d'air sous pression réfrigéré à -10 °C sur la zone de coupe et à différentes vitesses de coupe et d'avance. Il regarde l'effet obtenu sur l'usure d'outil, le taux de délaminage et la rugosité. Il montre que l'utilisation d'air réfrigéré diminue la température de coupe et diminue significativement l'usure d'outil. Il observe aussi une meilleure rugosité et un plus faible taux de délaminage. Pour chaque configuration (avec ou sans réfrigérant), il observe

que l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne une diminution de la température de coupe (Figure 1.7). Cependant, une forte vitesse de coupe semble accélérer le mécanisme d'usure d'outil. Globalement, l'utilisation de réfrigérant permet de limiter l'usure de l'outil, la température de coupe et les dommages tout en permettant l'augmentation des paramètres de coupe (Nor Khairusshima et al., 2013).

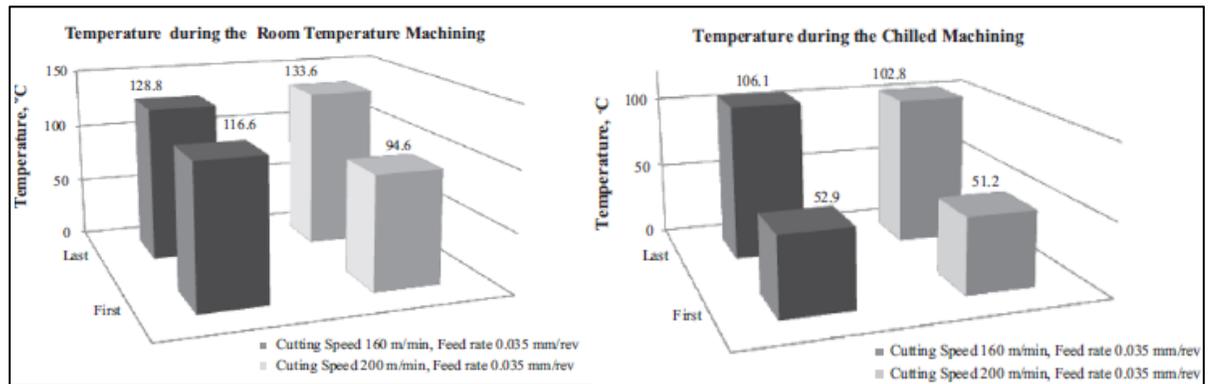


Figure 1.7 : Évolution de la température pour différents couples (V_c , V_f), outils (neufs, usé), lubrifiant (à sec ou jet d'air réfrigéré). (Nor Khairusshima et al., 2013)

1.1.4 Influence des défauts produits par l'usinage sur les performances mécaniques du stratifié

De façon générale, on s'attend à ce que les défauts de surface engendrés par l'usinage aient un impact sur les propriétés mécaniques d'une pièce soumise notamment à un effort en traction. C'est ce qui fait l'objet d'une partie de cette étude et qui est présenté dans cette section. Il existe quelques études traitant de ce problème.

On peut citer par exemple l'étude d'Howarth et Strong (1990) portant sur la contrainte ultime en traction de trois composites différents : verre/époxy, carbone/époxy et kevlar/époxy obtenus par deux méthodes de coupe : au jet d'eau abrasif et au laser. Ils réalisent des éprouvettes de largeurs différentes. Ils s'attendent à ce que les défauts causés par chaque méthode aient un effet plus significatif lorsque la largeur d'éprouvette diminue. Malheureusement, leur étude est peu concluante à cause d'erreurs expérimentales et peu d'échantillons valables. Pour le kevlar/époxy, ils observent une diminution de la contrainte

ultime et du module d'élasticité avec la diminution de la largeur d'éprouvette. Pour le composite verre/époxy ils observent deux tendances opposées en fonction du mode de coupe. Et pour le carbone/époxy, tantôt ils observent une tendance croissante, tantôt décroissante (Howarth et Strong, 1990).

Les auteurs ne mettent, cependant, pas en lien les défauts causés par les différentes méthodes d'usinage et les pertes de performance mécanique. Par exemple, la méthode du jet d'eau abrasif engendre un fort délaminage des plis de surface et un état de surface mauvais, tandis que la coupe au laser engendre un endommagement thermique de la matrice. Or, la dégradation thermique de la matrice apparaît dès lors que la température est proche ou légèrement supérieure à la température maximale de service. Ces températures appliquées provoquent la dégradation de la résine. Il en résulte que le matériau dégradé qui subit une baisse de la température de transition vitreuse (T_g), ce qui abaisse la température maximale de service et réduit significativement les propriétés mécaniques à température ambiante de ces composites (Haskins, 1989; Luoma et Rowland, 1986). En dessous d'un certain niveau de température et une certaine durée d'exposition, le matériau peut paraître visuellement et microscopiquement en bon état. En réalité, il peut avoir perdu jusqu'à 60% de sa résistance (Frame et al., 1990). Pour une exposition à 523°C et plus, la résine peut avoir perdue jusqu'à 95% de sa masse. Un temps d'exposition à 270°C de 300 minutes suffit pour engendrer une perte de masse de 40% par rapport à la masse initiale. On peut aussi observer une diminution de près de 35% de la température de transition vitreuse après une exposition de 60 min à 270°C (Chatterjee, 2009).

Herzog (2008) réalise une étude qui va dans ce sens. Il compare trois méthodes de découpe laser, une autre au jet d'eau abrasif et une dernière en usinage conventionnel sur les propriétés mécaniques en traction d'un stratifié carbone/époxy de 1,5 mm d'épaisseur. Il ne mesure malheureusement pas la température de coupe mais prend soin de mesurer la longueur de zone affectée thermiquement (HAZ) qui est un critère significatif de l'endommagement thermique. Il montre que la résistance en traction diminue globalement pour les échantillons usinés au laser, et que cette dernière décroît linéairement avec

l'augmentation de longueur de la zone affectée thermiquement (Figure 1.8) (Herzog et al., 2008).

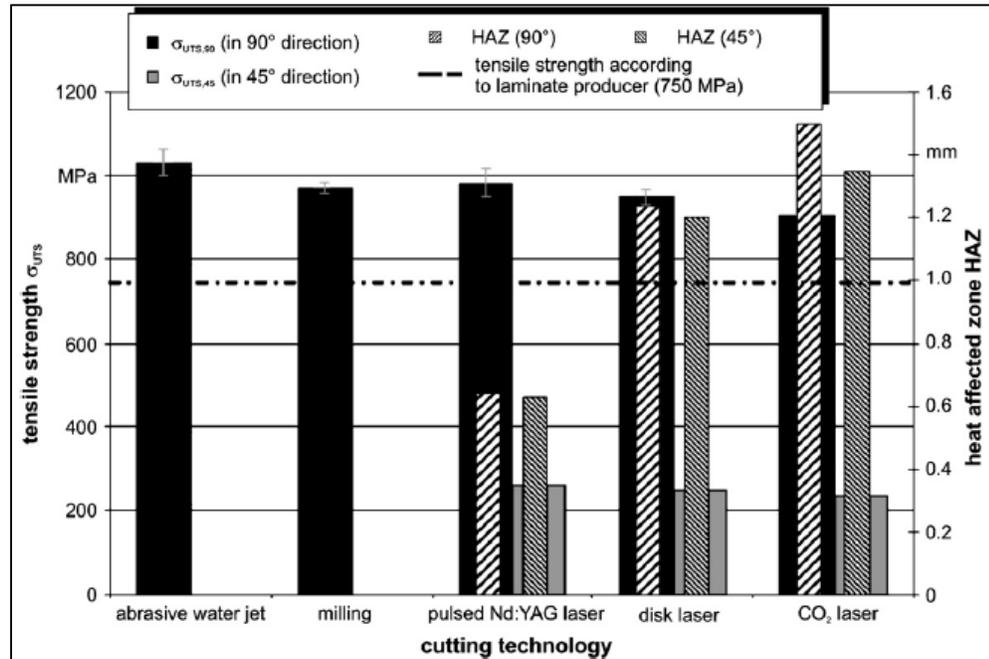


Figure 1.8 : Résistance en traction en fonction de la méthode de détourage et de la taille de la HAZ (Herzog et al., 2008)

Harada (2012) compare l'effet de deux méthodes de détourage au laser, une autre au jet d'eau abrasif et une dernière à la scie abrasive sur un stratifié carbone/époxy de 1,95 mm d'épaisseur. Une diminution de la résistance en traction avec la dégradation de l'état de surface fut obtenue. Les échantillons produits par la scie abrasive présentent un excellent état de surface, ceux produits par le *water-jet* ont un état de surface moyen avec des traces des grains abrasifs. Enfin, ceux produits par laser montrent clairement de forts endommagements thermiques (résine vaporisée profondément dans le matériau) et une zone affectée thermique (HAZ) de largeur 1,2 mm pour le *CO₂ gas laser* et 0,67 mm pour le *CW laser single-mode fiber laser*. Les essais de traction, quant à eux, montrent que la meilleure résistance (532 MPa) est obtenue pour les échantillons coupés à la scie. Il observe ensuite une valeur 6% plus faible pour les échantillons coupés au jet d'eau. Le *CW single-mode laser* montre une résistance en traction 9% inférieure à celle obtenue par la scie. Enfin le *CO₂ gas laser*

présente une résistance 16% inférieure à la scie. Harada rejoint donc les conclusions d’Herzog (2008) et montre aussi une diminution linéaire de la résistance en traction en fonction de la taille de la HAZ (Figure 1.9). Ce qui prouve que les dommages thermiques sont la cause de la chute de performances mécaniques (Harada et al., 2012).

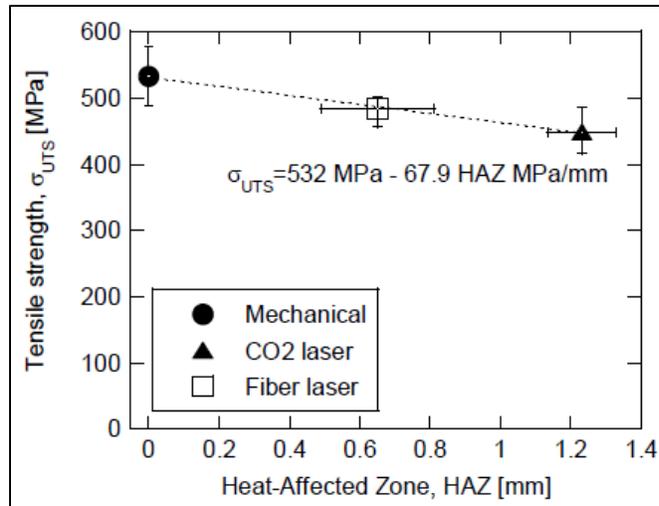


Figure 1.9 : Résistance en traction en fonction de la largeur de la HAZ (Harada et al., 2012)

Une autre étude réalisée par De-Almeida et Cândido (1993) compare la résistance en traction quasi-statique d’éprouvettes obtenues par deux méthodes de préparation : une première série d’éprouvettes est directement moulées aux dimensions finales et une autre série usinée et polie. Cinq séquences d’empilement différentes sont également comparées pour chaque méthode de fabrication. Les éprouvettes sont de fortes dimensions 2,1 x 50 x 350 mm. Les auteurs montrent que, de manière générale, les éprouvettes moulées ont une moins bonne résistance en tension que les éprouvettes usinées (voir Figure 1.10). Ceci serait dû à la présence de poches de résines pures et du mouvement des fibres orientées à 0° aux extrémités pour les éprouvettes moulées. Ces poches de résine réduisent considérablement la résistance en tension du composite. Globalement, les éprouvettes moulées ont une résistance en tension 10% inférieure à celles usinées mais elles sont moins sensibles à l’orientation des fibres (De Almeida et Candido, 1993).

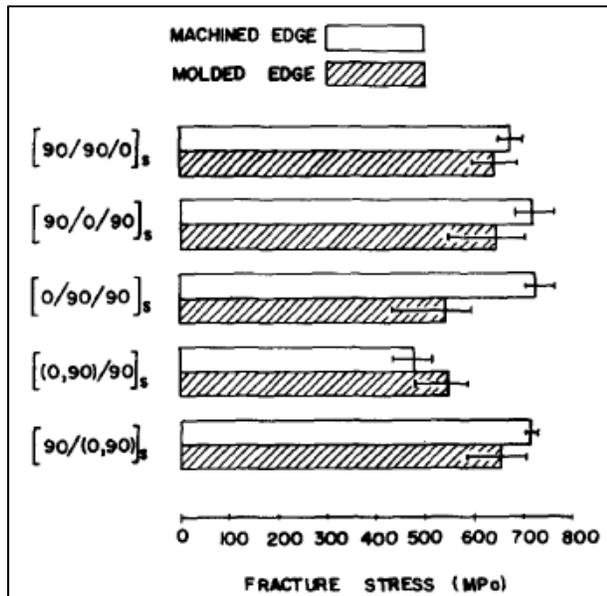


Figure 1.10 : Contrainte ultime en traction
(De Almeida et Candido, 1993)

Lévesque (2001) présente une analyse par éléments finis des essais de traction uni-axiale d'un composite carbone/époxy unidirectionnel. Suite à l'observation des nombreux problèmes apparus lors des essais (beaucoup de ruptures inadéquates des éprouvettes), il cherche l'influence des différents paramètres sur la rupture. En particulier, il étudie les contraintes parasites qui peuvent apparaître dans les talons placés aux extrémités de l'éprouvette. Il évalue trois épaisseurs d'éprouvette différentes : 1; 2 et 3mm et arrive à la conclusion que l'augmentation de l'épaisseur d'éprouvette, augmente la force suivant l'axe de l'éprouvette et donc augmente la force de cisaillement dans les talons ce qui augmente le risque de rupture de l'éprouvette dans les mors de la machine de traction. Il teste aussi trois largeurs d'éprouvette : 7,5 ; 15 et 30mm. Il montre qu'une augmentation de la largeur augmente la force transverse et donc augmente les contraintes parasites dans les talons, augmentant ainsi le risque de rupture dans les mors. Ainsi, afin d'obtenir une rupture acceptable dans la zone utile, il recommande la plus faible épaisseur et largeur possible d'éprouvette ainsi que des talons les plus épais possible et ayant un module d'élasticité élevé suivant l'épaisseur (Levesque, 2001).

Plus récemment, Ghidossi, El Mansori et Pierron (2006) montrent l'influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur les dommages engendrés sur un composite unidirectionnel verre/époxy de 2,3 mm d'épais. Pour cela, les auteurs analysent la résistance ultime en traction en fonction de la vitesse de coupe, l'avance et le sens d'usinage (opposition/avalant). Ils trouvent que les dommages sont largement influencés par l'angle entre la direction de coupe et celui de la fibre. Ils sont de deux types : cratères pour les fibres orientées à 15°, et décollement fibre matrice pour les fibres orientées à 45°. Globalement, la contrainte ultime en traction hors axe d'un composite verre/époxy est significativement influencée par les paramètres de coupe. Pour une orientation des fibres de 15° et un usinage en avalant, la diminution de la contrainte ultime est d'environ 28% lorsque la vitesse d'avance passe de 0,03 mm/dent à 0,15 mm/dent. Malheureusement, aucune corrélation n'a pu être établie entre rugosité et propriétés mécaniques en traction. Selon les auteurs, le critère de rugosité communément employé n'est pas représentatif des propriétés mécaniques. De plus, il ne tient pas compte des dommages présents sous la surface. Ainsi, deux nouveaux critères ont été définis pour quantifier ces dommages : le pourcentage de cratères sur la surface totale usinée pour une orientation de 15° et la profondeur maximale de fissuration fibre/matrice pour une orientation de 45°. Le premier critère est bien corrélé avec les pertes des propriétés mécaniques et peut être considéré comme significatif, mais le deuxième critère est beaucoup moins représentatif pour décrire le phénomène (Ghidossi, Mansori et Pierron, 2006).

Plus tard, Sharid (2012) cherche à montrer l'influence de la vitesse d'avance (*feed rate*) et de la vitesse de coupe (*cutting speed*), sur la rugosité, le délaminage et l'effort en traction. Il étudie le détourage d'un stratifié carbone/époxy 10 plis de séquence d'empilement [(0/90)/(45/135)/(0/90)/(45/135)/(0/90)/(0/90)/(45/135)/(0/90)/(45/135)/(0/90)]. Il teste donc 3 vitesses de coupe et 3 vitesses d'avance pour un total de 72 éprouvettes (il en jette 11 pour cause de données aberrantes ou mauvaises ruptures). Ses éprouvettes ont les dimensions qui respectent la norme ASTM 2.5 x 25 x 300 mm. Il trouve que la résistance en traction diminue avec l'augmentation de la vitesse d'avance (V_f) alors que l'effet de la vitesse de coupe (V_c) est plus complexe : la résistance en traction diminue lorsque V_c augmente jusqu'à 150 m/min

puis augmente par la suite. L'auteur ne peut exprimer de modèle linéaire valable (coefficient de corrélation trop faible), il observe seulement la tendance. Globalement, la résistance en traction diminue lorsque la rugosité et la délamination augmente. (Sharid, 2012)

Généreux (2012) étudie les dommages (rugosité et délaminage) induits lors de l'usinage en détournage et analyse la contrainte en tension. L'auteur utilise trois méthodes de coupe : découpe à la scie abrasive, découpe à la scie suivi d'un polissage et fraisage. Il utilise trois largeurs d'éprouvettes : 19,05 mm; 12,7mm et 6,35mm pour une épaisseur de 3,56 mm et une longueur de 254 mm. L'auteur se sait hors norme au niveau de l'épaisseur pour des éprouvettes de traction et s'attend à ce que l'influence des défauts d'usinage sur les propriétés mécaniques soit plus significative lorsque la largeur d'éprouvette diminue. Le contrôle par microscope (MEB) a montré que le ponçage et le fraisage cause une dégradation thermique de la matrice et que le fraisage entraîne la formation de cratères pour les plis à -45°. Ces dégâts ne sont pas observés pour les échantillons coupés à la scie pour cause d'utilisation d'eau comme lubrifiant (non utilisé pour les autres méthodes). Aucune différence significative n'a été observée sur la contrainte ultime en tension entre les différents échantillons même pour le pire endommagement causé par le fraisage, pour cause de trop peu d'échantillons. Le fraisage semble avoir la meilleure contrainte et le ponçage la pire, le module d'élasticité et la contrainte ultime diminuent avec la diminution de la largeur d'éprouvette. (Voir figure 1.11 et 1.12). L'auteur n'a pu établir de modèle à cause du trop grand nombre d'éprouvettes rejetées et du peu d'éprouvettes viables ainsi qu'un fort écart type dans les mesures. Il conclut qu'il ne semble pas y avoir d'influence entre les défauts causés par l'usinage et les propriétés mécaniques en tension (Généreux, 2012). Cependant, ses résultats sont à nuancer, l'auteur semble avoir eu des difficultés dans ses essais de traction.

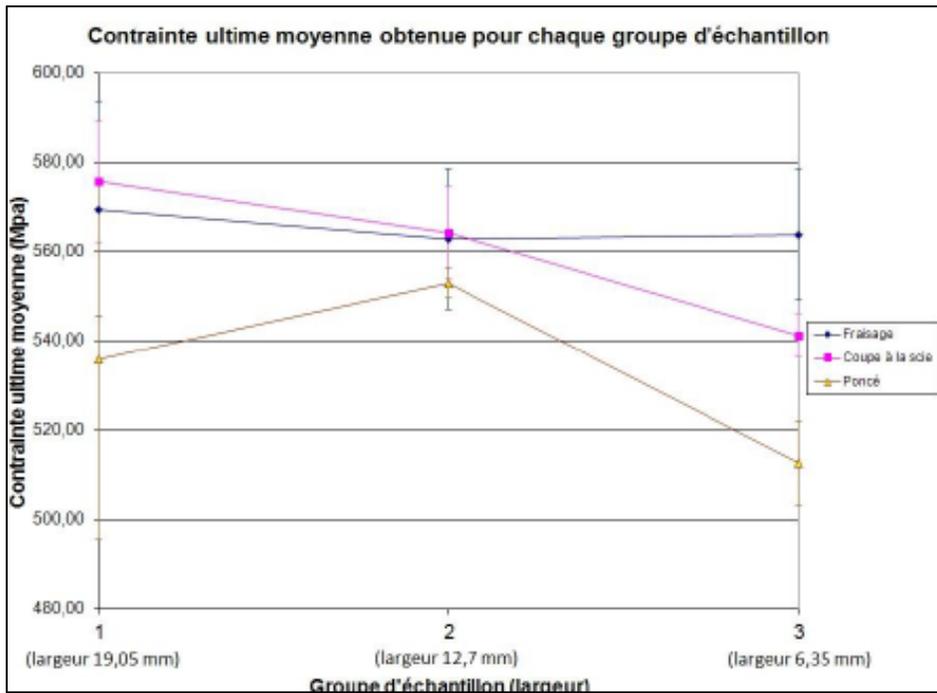


Figure 1.11 : Évolution de la contrainte ultime en fonction de la largeur d'éprouvette (Généreux, 2012)

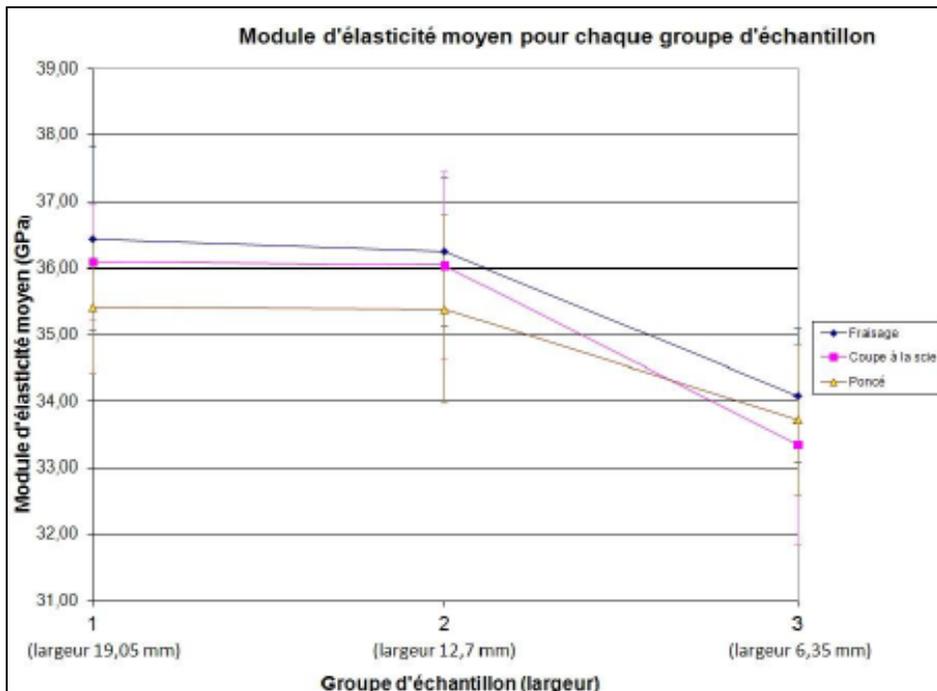


Figure 1.12 : Évolution du module d'élasticité en fonction de la largeur d'éprouvette (Généreux, 2012)

Enfin, Mullier (2014) observe l'influence de la température de coupe sur l'intégrité de surface et sur la résistance en flexion trois points et en flexion avec appuis rapprochés (short-beam, shear test). Il procède au détournage d'un stratifié carbone/époxy quasi-isotrope de 24 plis de 3,6 mm d'épaisseur. Il mesure la température de coupe à l'aide de thermocouples de type K placés sur l'arête de coupe. Dans un premier temps, il cherche à mettre en évidence l'influence de la température de coupe seule sur la résistance mécanique. Afin de minimiser l'endommagement mécanique et observer uniquement l'influence de la température de coupe, il décide d'utiliser un outil neuf qu'il préchauffe avant la coupe à différentes températures. Avec cet outil neuf, il observe un endommagement mécanique constant et n'observe aucun endommagement thermique ni aucune perte de performances mécaniques malgré une température de coupe qui excède jusqu'à 80°C la température de transition vitreuse. Ceci montre que la chaleur de coupe ne se transmet pas à la pièce de par l'acuité de l'arête de coupe (faible surface de contact) et de l'intégrité du revêtement de l'outil (peu de frottement et excellent conducteur thermique). La conclusion à tirer est que la chaleur de coupe est principalement évacuée par le copeau et par l'outil. Ces hypothèses sont corroborées par l'observation visuelle de l'intégrité de surface qui révèle une coupe propre et un endommagement invariable sur l'ensemble des échantillons produits.

Son deuxième axe d'étude vise à mettre en évidence le même phénomène que précédemment mais en utilisant un outil usé. Le revêtement diamant est, selon les cas, totalement arraché sur la face de dépouille. Il introduit ainsi le facteur d'usure d'outil et, comme on a vu dans les précédentes études, un outil usé produit nécessairement plus de chaleur et sera plus en mesure de mettre en évidence les phénomènes d'endommagement thermique. Il atteint des températures qui dépassent largement la température de transition vitreuse de l'ordre de 450°C. L'auteur observe une apparition de fumée pendant l'usinage et un endommagement thermique de la surface usinée (carbonisation de la matrice, non distinction des plis qui témoigne d'un lissage de la matrice). Il observe une perte de 10% de la contrainte inter laminaire par rapport à la résistance moyenne des échantillons usinés avec un outil neuf mais n'observe pas de tendance avec la hausse de la température. Il explique ceci par le fait que la section est relativement lisse pour tous les échantillons vu que la température de transition

vitreuse est dépassée. Cependant, il observe une diminution de la résistance en flexion trois points avec l'augmentation de la température qui s'explique par le retrait de la matrice laissant ainsi les fibres libres sur le pli de surface (en lien avec le mode de rupture en flexion) (Mullier, 2014).

1.1.5 Résumé

À la lumière de ce qui a été vu dans cette revue de la littérature sur l'usinage en détournage des stratifiés carbone/époxy, nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

- L'aspect hétérogène du matériau composite introduit des modes de rupture particuliers (ductile pour la matrice et fragile pour la fibre) qui le rend difficilement usinable par les méthodes d'usinage conventionnelles.
- L'orientation des fibres a une influence sur le fini de surface. Chaque orientation possède un mode de rupture, de coupe et de formation de copeaux qui lui est propre. Il semble que la moins bonne rugosité soit observée pour les plis orientés à -45° .
- Les paramètres de coupe ont eux aussi une influence sur le fini de surface. Il est conseillé d'opérer à forte vitesse de coupe et faible avance pour obtenir de plus faibles rugosités et taux de délaminage. Ces paramètres sont aussi recommandés pour limiter l'usure d'outil et l'endommagement thermique de la matrice.
- L'usure d'outil a une influence significative sur l'endommagement thermique de la matrice en détournage. Mais le lien avec les pertes de performance mécaniques, notamment en traction, n'a pas été démontré.
- La rugosité à elle seule ne semble pas être un critère suffisant pour définir la qualité du fini de surface. Une observation au microscope pour déterminer la présence ou non de délaminage, de cratères ou arrachement de fibres est nécessaire. La zone affectée thermique (ZAT) semble être un bon critère pour déterminer l'endommagement thermique de la matrice.
- Les essais de traction semblent compliqués pour les matériaux composites. Son extrême résistance occasionne un grand nombre de mauvaises ruptures (ruptures dans les mors ou glissements).

En somme, les études liants la température de coupe occasionnée par l'usure d'outil en détournage et la résistance en traction d'un stratifié carbone/époxy sont inexistantes. Nous nous attarderons donc sur ce point dans cette étude. Nous utiliserons plusieurs outils à des états d'usure différents et mesurerons la température de coupe. Nous tenterons ainsi de mettre en lien une quelconque perte de performances mécaniques avec l'usure d'outil et la température de coupe.

1.2 Méthodologie expérimentale

1.2.1 Objectifs

Cette étude a pour objectif de mettre en évidence l'influence de la température de coupe engendrée par l'usure d'outil sur le fini de surface et sur les propriétés mécaniques en traction uni-axiale.

Ces essais se sont déroulés en intégralité au sein des laboratoires de l'ÉTS de Montréal. Deux outils sont utilisés, un outil neuf et un outil très usé. Pour cela il faudra :

- conserver une température de coupe quasi-constante lors de la coupe de la surface entre différents échantillons d'une même série;
- conserver une température de coupe quasi-constante sur la zone utile de l'éprouvette;
- limiter l'influence de l'usure d'outil pour un même outil;
- conserver les paramètres de coupe constants pour n'observer que l'influence de l'usure d'outil et la température de coupe.

1.2.2 Usinage des échantillons

L'objectif du détournage est de produire des éprouvettes rectangulaires de 12 mm et 6 mm de large par 250 mm de long. Deux outils seront utilisés (neuf et usé) pour produire des endommagements thermiques différents. En effet, tel que montré dans la littérature, un outil usé génère nécessairement plus de chaleur lors de la coupe. La norme ASTM relative aux essais de traction recommande des largeurs d'éprouvettes de 25 mm pour la caractérisation

des propriétés mécaniques. Ces dimensions sont requises pour limiter l'influence des défauts de bord occasionnés par la découpe et assurer l'obtention de propriétés représentatives du matériau évalué. Dans le cas présent, à l'inverse des essais normalisés et pour mettre en évidence la présence des défauts de bord et qualifier l'usinage, des éprouvettes de traction de 6 mm et de 12 mm de large sont réalisées par une opération de détournage afin d'amplifier l'effet des défauts sur les propriétés mesurées (les défauts occupant une plus forte proportion de la section de l'éprouvette lorsque la largeur de celle-ci diminue).

L'ensemble des opérations d'usinage sont effectuées sur une MOCN Huron K2X10 équipée d'une broche tournant à 28000 tr/min maximum et d'une puissance de 30 kW contrôlée par un directeur de commande SIEMENS 840D (Figure 1.13).



Figure 1.13 : Centre d'usinage

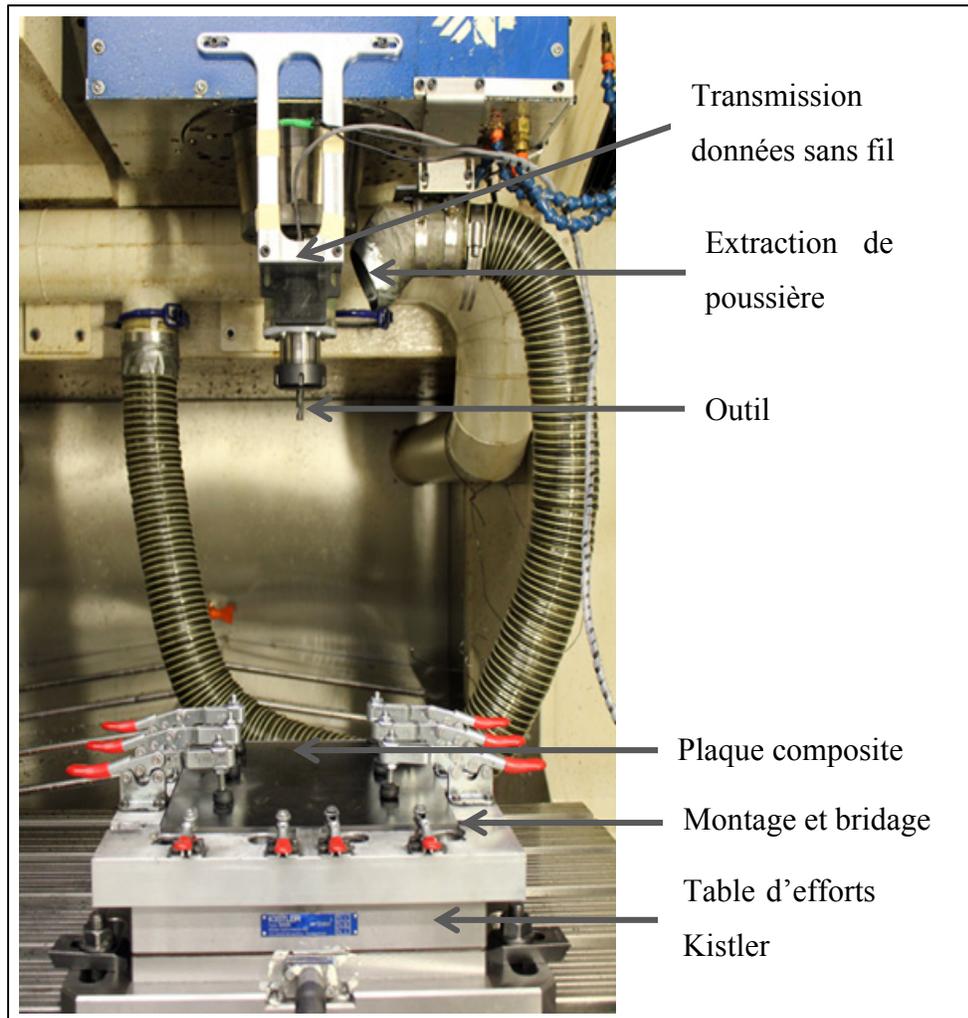


Figure 1.14 : Montage

Les éprouvettes sont usinées à l'aide du montage de la Figure 1.14. Ce montage est constitué d'appuis latéraux permettant le maintien de la plaque lors de l'usinage, et d'appuis à l'extrémité permettant le maintien de l'éprouvette. Après chaque passage de l'outil, la plaque est retournée pour avoir un profil de température symétrique de chaque côté de l'éprouvette (Figure 1.15). De plus, avec le montage utilisé, on obtient pour chaque éprouvette une chute de même dimension. Cette chute est en réalité une éprouvette avec les bords usinés en avalant plutôt qu'en opposition. Ainsi, on obtient $(n-2)$ éprouvettes usinées en avalant pour n éprouvettes usinées en opposition. Ces éprouvettes seront conservées et comparées aux autres. (Tableau 1-1).

Tableau 1-1 : Plan d'expérience

Largeur d'éprouvette	Condition de coupe	Configuration d'usinage	Nombre d'échantillon	Échantillons correspondants
Éprouvettes 12 mm de large	Fraise neuve	Opposition	6	T1 à T3, T7 à T9
		Avalant	4	TA1, TA2, TA7, TA8
	Fraise usée	Opposition	6	T4 à T6, T10 à T12
		Avalant	4	TA4, TA5, TA10, TA11
Éprouvettes 6 mm de large	Fraise neuve	Opposition	11	T13 à T17, T29 à T34
		Avalant	9	TA13 à TA16, TA29 à TA33
	Fraise usée	Opposition	11	T18 à T28
		Avalant	9	TA18 à TA27

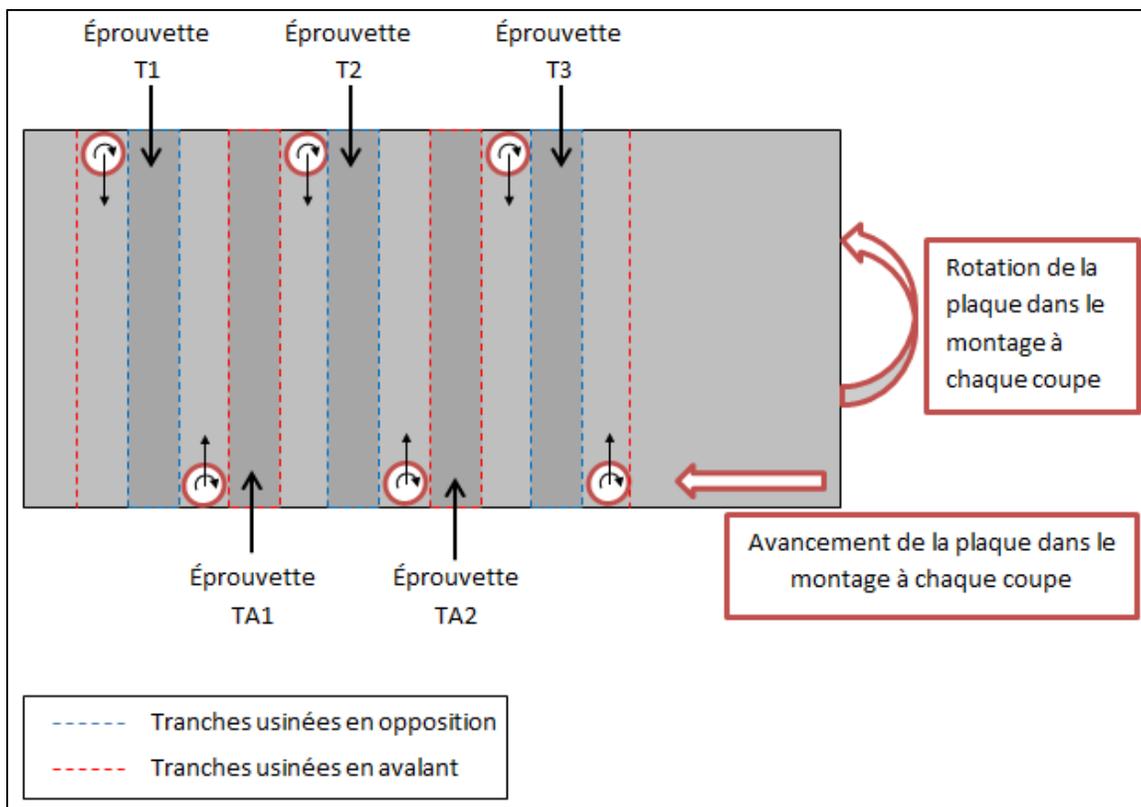


Figure 1.15 : Fabrication des échantillons

Les éprouvettes sont usinées en pleine profondeur de passe axiale et radiale, l'outil est entièrement engagé dans le matériau. Ainsi, un maximum de chaleur durant la coupe sera produit. Conformément à la littérature, il est décidé d'usiner les sections des éprouvettes en opposition car cette configuration permet d'obtenir le moins d'endommagement mécanique. Les paramètres de coupe utilisés sont ceux de Mullier (2014) qui a réalisé une étude similaire mais en observant les propriétés en flexion trois points et short beam (résistance interlaminaire). Il s'est lui-même basé sur les résultats d'Hossein Hamedanianpour (2013) qui utilise le même outil que le nôtre et un matériau relativement semblable. Il a réussi à déterminer un couple pour lequel les efforts de coupe sont faibles et l'usure est relativement lente et contrôlée. Les paramètres sont résumés au Tableau 1-2.

Tableau 1-2 : Paramètres de coupe

Avance par dent (mm/dent/rev)	Feed rate (mm/min)	Cutting speed (m/min)	Spindle speed (RPM)
0,019	1140	300	10052

De plus, on souhaite conserver une température de coupe constante tout le long de l'éprouvette. En effet, la température de coupe a une forme logarithmique en fonction de l'avance de l'outil dans la matière. Ce phénomène est à éviter car on souhaite un endommagement thermique constant. Pour cela, l'outil est préchauffé jusqu'à la température de coupe (350°C pour l'outil neuf et 400°C pour l'outil usé) avant la coupe à l'aide d'un chalumeau (Tableau 1-3). Une fois la température atteinte, le programme d'usinage est rapidement lancé.

Tableau 1-3 : Températures de préchauffe

	Outil neuf	Outil usé
Vb	0	50 μm
Retrait du revêtement	0	550 μm
Température de préchauffe	350 °C	400 °C

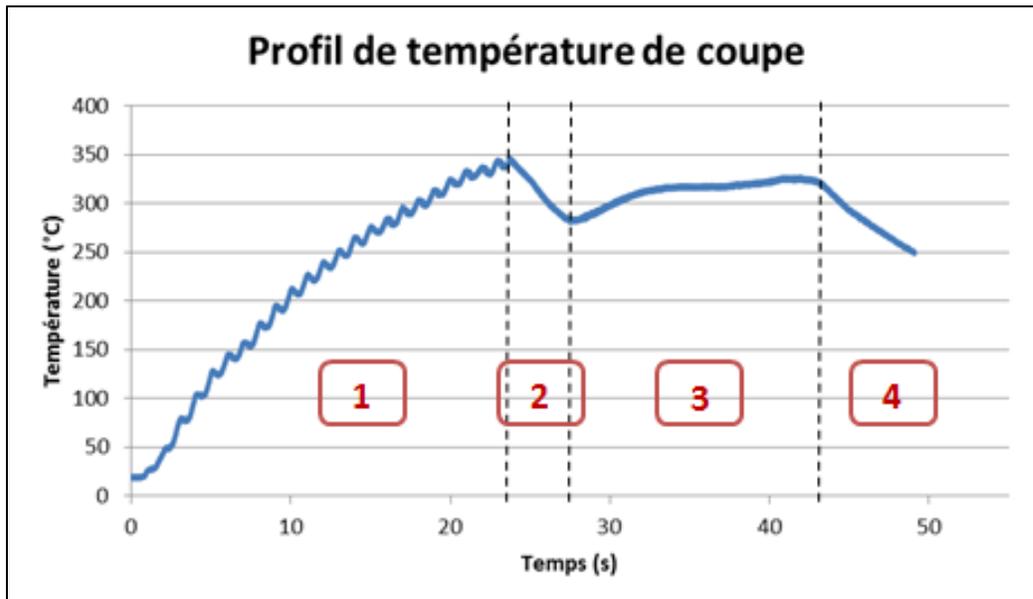


Figure 1.16 : Profil de la température pendant la coupe

Le profil de température se comporte en quatre phases (Figure 1.16).

- Phase 1 : L'outil est préchauffé par le chalumeau, la température augmente jusqu'à la température de préchauffe voulue.
- Phase 2 : Les portes de la MOCN sont fermées, le programme d'usinage est lancé, l'outil se déplace jusqu'à la pièce. On observe une baisse de la température.
- Phase 3 : L'outil pénètre dans la matière, l'usinage de l'éprouvette est réalisé. On observe une remontée de la température jusqu'à stabilisation à la température de coupe.
- Phase 4 : L'usinage de l'éprouvette est terminé, l'outil revient à sa position d'origine, fin du programme d'usinage. La température redescend jusqu'à température ambiante.

Enfin, les extrémités des éprouvettes sont découpées à la scie abrasive à la longueur souhaitée de 250 mm (10'') (Figure 1.17).



Figure 1.17 : Scie abrasive

1.2.3 Matériel expérimental

1.2.3.1 Matériau

Le matériel expérimental consiste en des plaques de composite stratifiés carbone/époxy quasi-isotropes par empilement manuel de pré imprégnés. L'épaisseur est en moyenne de 3,6 mm avec une certaine variation. Les caractéristiques du matériau sont fournies dans le Tableau 1-4.

Tableau 1-4 : Caractéristiques du matériau

Caractéristiques du matériau	
Fibres	Carbone – Fibres Haute Résistance
Résine	Époxyde
Séquences d'empilement	[(90/-45/45/0/45/-45/45/-45/0/-45/45/90)]s
Nombre de plis	24 Plis
Épaisseur moyenne	3,6 mm
Fraction volumique de fibres	64%

1.2.3.2 Outil

Les opérations de détournage sont effectuées à l'aide d'une fraise à détourner en Carbure de tungstène revêtu diamant par procédé CVD. Les caractéristiques de l'outil sont fournies au Tableau 1-5.

Tableau 1-5 : Caractéristiques de l'outil

Caractéristiques de l'outil de détournage	
Matériau	Carbure de tungstène
Revêtement	PCD Diamant
Méthode de dépôt du revêtement	CVD (Chemical Vapor Deposition)
Diamètre	9,50 mm
Nombre de dents	6
Angle d'hélice	10°
Longueur utile	35 mm
Longueur totale	80 mm

Lors de l'usinage on souhaite mesurer la température de coupe. Pour cela, chaque outil est équipé de deux thermocouples de type K placés à 180° (Tableau 1-6). Ils consistent en deux fils d'environ 30 cm de long, l'extrémité de chaque fil est dénudée sur 1 mm, ils sont ensuite mis en contact avec la pince du poste de soudure (qui constitue le pôle négatif du poste) puis soudées à l'arc en mettant en contact avec la pointe du poste à souder (qui constitue le pôle positif du poste) (Figure 1.18). Les deux fils soudés forment ainsi le thermocouple, la partie soudée est la partie utile, celle qui va permettre la mesure de la température.



Figure 1.18 : Poste à soudé et soudure du thermocouple

Tableau 1-6 : Caractéristiques des thermocouples

Caractéristiques des thermocouples		
Marque	OMEGA®	
Type	K	Référence
Rouge - Positif	Chrome - Nickel	CHROMEGA® TFAL-003 (Ø 0,8 mm)
Jaune - Négatif	Aluminium - Nickel	ALOMEGA® TFCY-003 (Ø 0,8 mm)

La pointe soudée est ensuite mise en contact avec la dent, au plus près de la zone de coupe, afin de mesurer le plus fidèlement possible la température de coupe. D'après Mullier (2014), une distance de 1,7 mm entre le haut de la plaque usinée et l'emplacement du thermocouple permet la tenue de ce dernier sur l'outil malgré l'effet combiné du flux de copeau et de la variation de température qui ont chacun tendance à le décoller (Mullier 2014). L'outil est maintenu dans un étau, la pointe soudée du thermocouple est placée à 1.7 mm de la zone de coupe (la mesure se fait à l'aide d'un pied à coulisse), la partie gainée est maintenue d'abord par de l'adhésif, puis, l'extrémité soudée (partie utile) est collée à la dent par du ciment (OMEGABOND® 400 #OB-400) qui est un excellent conducteur thermique. L'outil est ensuite laissé 24h à l'air libre puis cuit dans un four 4 heures à 180°F puis 4h à 220°F. Une fois cuit, le ciment est recouvert de résine époxy pour le protéger et assurer l'adhésion. La résine époxy constitue une sorte de pont entre deux dents, et protège le ciment, qui est très friable, du flux de copeaux. À l'extrémité proche de la zone de coupe, la résine est modelée de telle sorte à former une pente pour l'évacuation du copeau.

L'outil est ensuite monté dans un mandrin spécial (Type M-320, fabriqué par Michigan Scientific Corporation). Il est équipé de branchements pour les thermocouples et les données sont transmises sans fil (Wi-Fi) au système d'acquisition (Figure 1.19).

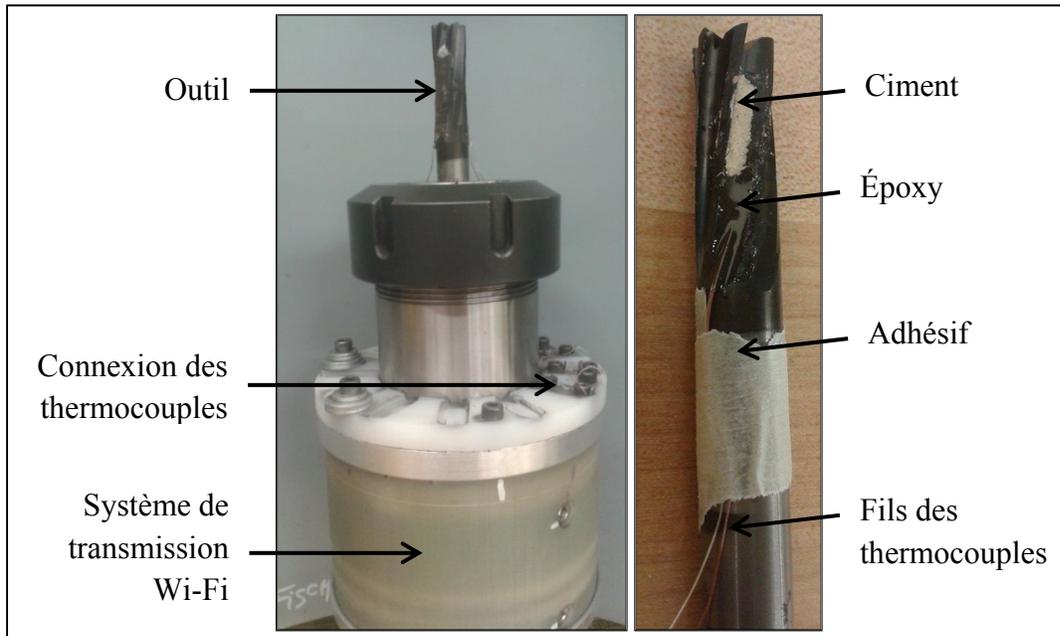


Figure 1.19 : Porte outil et Outil équipé de thermocouples

1.2.3.3 Mesure de l'usure d'outil

Lors du détournage des éprouvettes, deux outils seront utilisés : un outil neuf et un outil usé. En effet, l'usure d'outil a une influence significative sur la température de coupe. Cette approche sera utilisée pour observer l'influence de la température de coupe sur les propriétés mécaniques.

L'usure de l'outil est mesurée à l'aide d'un microscope optique Keyence VHX-500FE associé à un logiciel de traitement d'images.

L'outil usé observe un recul moyen de l'arête de coupe d'environ $50 \mu\text{m}$ (usure du revêtement et du substrat) et le revêtement diamant s'est retiré sur environ $550 \mu\text{m}$ (Figure 1.20).

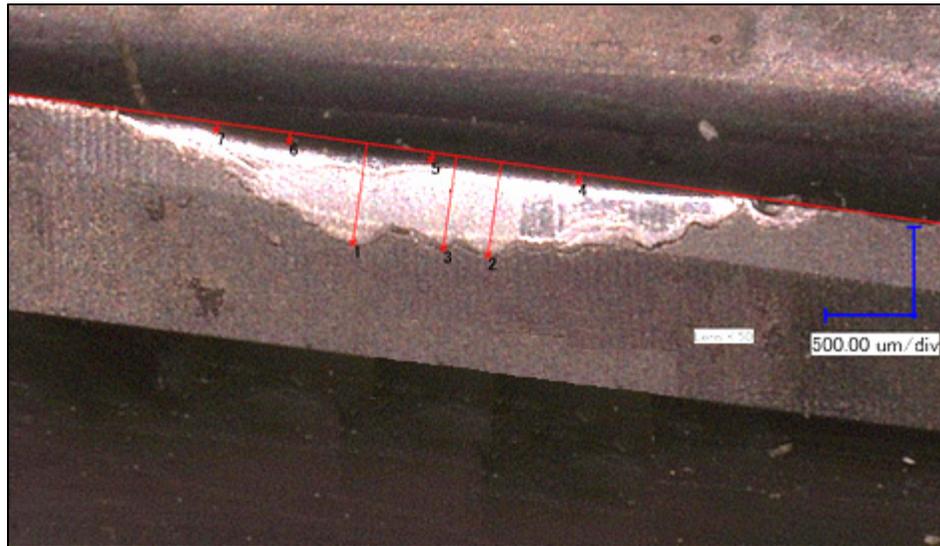


Figure 1.20 : Usure en dépouille d'un outil usé
($V_b = 50 \mu\text{m}$, Retrait du revêtement = $550 \mu\text{m}$)

1.2.4 Analyse du fini de surface

1.2.4.1 Contrôle à la loupe

Suite à l'usinage, la surface usinée des échantillons est observée à l'aide d'une loupe binoculaire associée à une caméra reliée à l'ordinateur (Figure 1.21).



Figure 1.21 : Analyse de la surface usinée

1.2.4.2 Mesure de rugosité

Suite à l'analyse de la surface, on procède à la mesure de rugosité. On cherche ici à montrer si l'usure d'outil ou la température de coupe a une influence sur la rugosité de surface. Pour cela, la mesure se fait à l'aide d'un rugosimètre SurfTest SJ-400 de Mituyo équipé d'une pointe diamant de 90° et de rayon $2\ \mu\text{m}$ en association avec le logiciel d'acquisition SURFPAK-SJ. L'éprouvette est montée dans un étai mobile suivant les trois axes pour éviter toute dispersion entre différentes éprouvettes. Pour améliorer la précision de la mesure, un microscope optique KEYENCE VHX-500FE est associé pour contrôler la position exacte de la pointe diamant du rugosimètre et assurer la mesure suivant un seul et même pli (Figure 1.22).



Figure 1.22 : Mesure de rugosité

En accord avec la littérature, les mesures de rugosité se font sur les plis orientés à -45° , et selon la norme ASME B46.1-2009, les paramètres de mesure sont les suivants, résumés dans le Tableau 1-7.

Tableau 1-7 : Paramètres de mesures de rugosité

Paramètres de mesures de rugosité	
Longueur de traverse	6,4 mm
Longueur de mesure	5,6 mm
Longueur d'échantillonnage	0,8 mm
Nombre d'échantillons	7
Nombre de points échantillonnés	12 000
Critères	Ra (μm)

Durant les mesures de rugosité, les hypothèses suivantes sont considérées :

- le matériel de mesure est le même pour toutes les éprouvettes (pointe, brides, logiciel);
- toutes les éprouvettes ont été conservées et transportées dans les mêmes conditions;
- les paramètres de mesure ne varient pas entre les mesures;
- toutes les mesures se font dans le sens longitudinal, sur le pli orienté à -45° ;
- la zone de mesure est choisie aléatoirement sur l'échantillon;
- la mesure se fait toujours le long du même pli.

Afin de déterminer le nombre de mesure à effectuer sur chaque échantillon, il advient de définir la précision de la machine de mesure et la répétabilité de la mesure. Pour cela trois mesures ont été effectuées sur la même éprouvette et au même endroit. Ceci permet de définir la précision de la machine. Ensuite 12 mesures ont été effectuées sur la même éprouvette mais à différents endroits de la section. Ceci permet de définir la répétabilité. Les résultats sont résumés dans le Tableau 1-8 et le Tableau 1-9.

Tableau 1-8 : Précision du système de mesure

Précision du système de mesure		
Ra (μm)		
Mesure 1	Mesure 2	Mesure 3
7,213	7,189	7,176
Moyenne = 7,193 μm		
Ecart type = 0,019 μm		

Tableau 1-9 : Répétabilité de la mesure

Répétabilité de la mesure								
Ra (μm)								
Mesure 4	Mesure 5	Mesure 6	Mesure 7	Mesure 8	Mesure 9	Mesure 10	Mesure 11	Mesure 12
12,088	6,894	5,478	5,646	10,139	8,382	5,095	5,364	5,727
Moyenne = 7,199 μm								
Ecart type = 2,119 μm								

Pour la précision du système de mesure, l'écart type est de **0,019 μm** .

Pour la répétabilité de la mesure, l'écart type est de **2,119 μm** .

On peut conclure que la machine de mesure de rugosité est précise, cependant, la répétabilité des mesures est mauvaise. On ne pourra donc pas mettre en place un modèle prédictif. On pourra cependant observer des tendances.

Ainsi, pour minimiser l'incertitude liée aux mesures de rugosité, il est décidé de faire un grand nombre de mesure. Pour chaque éprouvette, trois mesures de rugosité aléatoires sur chaque section sont effectuées, soit six mesures par éprouvettes, pour un total de 360 mesures.

1.2.5 Essais mécaniques

Pour la suite, les propriétés mécaniques en traction uni-axiale du stratifié sont obtenues. Ces essais sont réalisés sur la machine de traction Alliance RF/200 (Figure 1.23). Ils suivent en parti la norme ASTM D3039/D3039M-00.

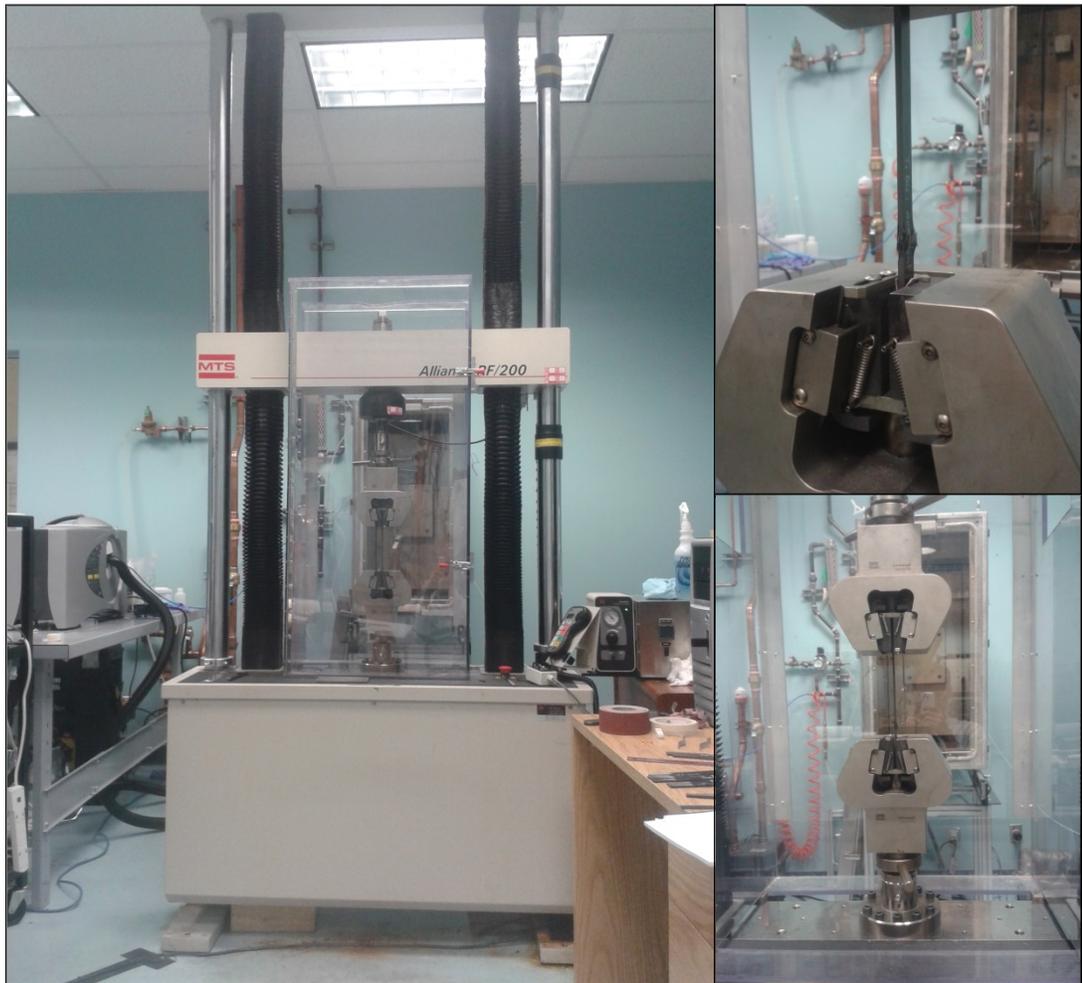


Figure 1.23 : Machine de traction

La norme ASTM relative aux essais de traction recommande des largeurs d'éprouvettes de 25 mm pour la caractérisation des propriétés mécaniques. Ces dimensions sont données pour pouvoir négliger les défauts de bords occasionnés par la découpe et assurer la représentativité du matériau évalué. Dans le cas présent, pour mettre en évidence ces défauts de bord et

qualifier l'usinage, des éprouvettes de 6mm et de 12 mm de large sont réalisées par une opération de détournage afin d'amplifier l'effet des défauts sur les propriétés mesurées. La norme spécifie aussi des tolérances de planéité et de parallélisme qui seront supposées respectées puisque nos éprouvettes sont réalisées à l'aide d'un centre d'usinage MOCN de grande précision. La norme recommande également que les éprouvettes soient coupées à la scie abrasive, puis polies. Cependant, dans notre cas, on souhaite observer l'influence des défauts causés par l'usinage, on ne tiendra donc pas compte de cette recommandation. Enfin, en accord avec cette norme, l'essai se déroulera à déplacement constant de 2 mm/min.

Le montage est constitué de deux mors dans lesquels les extrémités de l'éprouvette sont serrées. Les mors mécaniques sont en forme de « V ». Plus l'effort axial augmente et plus la compression dans les mors est grande, limitant ainsi tout glissement. Le serrage au départ se fait à la main.

L'éprouvette est prise dans les mors sur une longueur de 50 mm à chaque extrémité, comme conseillé par la norme. L'utilisation de talons en aluminium a été adoptée pour limiter le nombre de ruptures dans les mors. Pour cela deux talons en aluminium de 12 mm x 50 mm ou 6 mm x 50 mm (en fonction de la largeur de l'éprouvette) sont placés à chaque extrémité de l'éprouvette. Pour éviter tout glissement entre l'éprouvette et le talon en aluminium, on place du papier de verre double face de grain grossier (100) entre l'éprouvette et le talon (l'utilisation d'adhésif sert uniquement au maintien des éléments pour simplifier la manipulation, il n'a aucune influence sur l'essai de traction) (Figure 1.24).



Figure 1.24 : Éprouvette de traction

Cet essai est destructif et ne nécessite aucune instrumentation sur l'échantillon (jauges, extensomètre). L'ensemble des éprouvettes fabriquées sont testées (voir Tableau 1-1). Les hypothèses pour l'essai de traction sont les suivantes :

- le matériel est le même pour toutes les éprouvettes;
- les essais sont réalisés au sein d'un laboratoire sous atmosphère contrôlée;
- les imprécisions sont définies dans le Tableau 1-10.

Tableau 1-10 : Incertitudes sur l'essai de traction

Incertitudes expansées à un niveau de confiance de 95%	
Longueur de l'éprouvette	± 1 mm
Largeur de l'éprouvette	$\pm 0,05$ mm
Épaisseur de l'éprouvette	$\pm 0,2$ mm
P (Force)	± 10 N
δ (Déplacement)	$\pm 0,01$ mm

Un paramètre est calculé suite à l'essai de traction, soit la contrainte ultime en traction qui est définie par l'équation

$$\sigma_{max} = F_{max}/A$$

Avec :

σ_{max} = Contrainte ultime en traction (MPa)

F_{max} = Force maximale à rupture (N)

A = Section de l'éprouvette (mm)

Les différents modes de rupture que l'on peut obtenir sont codés et définis par la norme à la Figure 1.25.

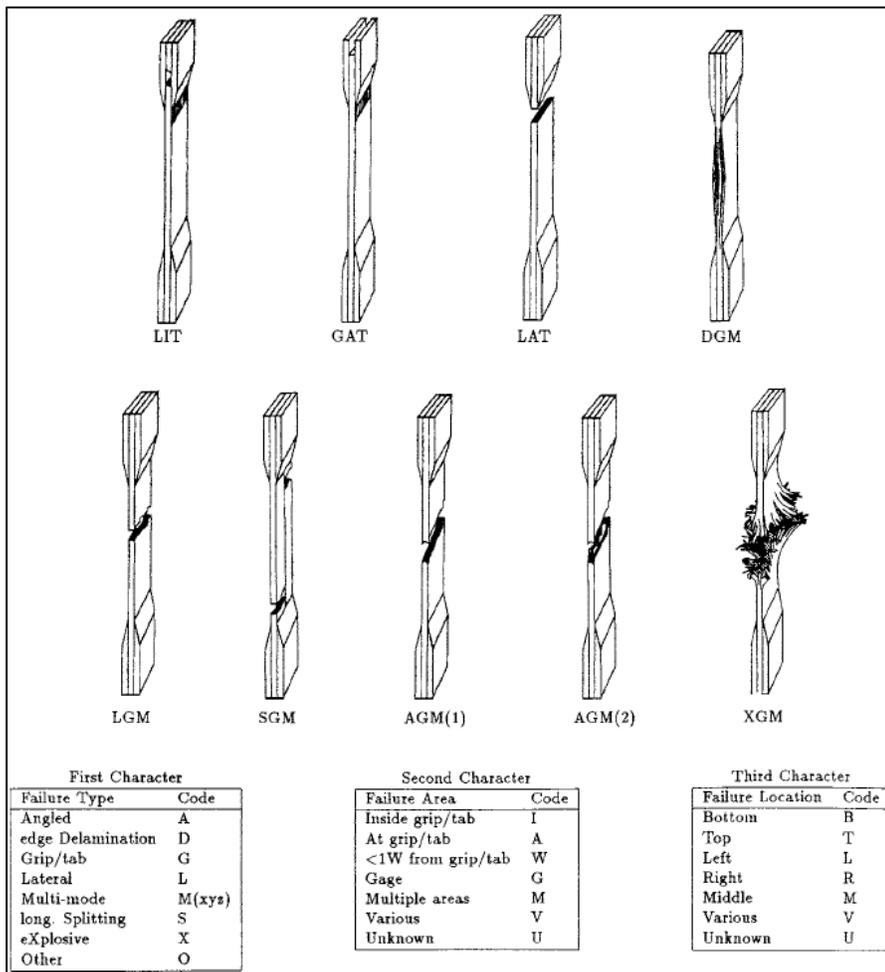


Figure 1.25 : Modes typiques de rupture (ASTM D3039M)

1.3 Résultats et analyse

1.3.1 Usinage des échantillons

Les éprouvettes ont été réalisées en quatre itérations (T1 à T6; T7 à T12; T13 à T22 puis T23 à T34). À chaque itération, le protocole de pose des thermocouples s'est amélioré. À titre de rappel, deux thermocouples ont été disposés à 180° sur chaque outil. Les thermocouples ont rompu lors de l'usinage des éprouvettes T3, T11 et T12 ce qui ne me permet pas d'obtenir le profil de la température de coupe pour ces éprouvettes. Ceci peut s'expliquer par un fil rompu par l'effet de la force centrifuge et décollement du thermocouple sous l'action du flux de copeaux. Pour ce qui est du reste des éprouvettes les thermocouples ont très bien tenu tout le long des essais, ce qui fournit le profil de température au niveau de l'arête de coupe (Figure 1.26).

En ce qui concerne la température de coupe, l'outil neuf a été préchauffé à 350°C et une température de coupe constante de 300°C fut obtenue. La température a été constante tout le long de l'éprouvette, ce qui est excellent (Figure 1.26 et Figure 1.27). Pour le deuxième outil (outil usé), l'outil a été préchauffé à 400°C, pour une température de coupe de 475°C. Il a été impossible de préchauffé d'avantage l'outil, car la résine maintenant le thermocouple a tendance à entrer en ébullition au-delà de 400°C. Ainsi, il a été impossible d'obtenir de pallier de température constante (Figure 1.26 et Figure 1.27). L'intervalle de temps entre la fin du préchauffage et le début de l'usinage entraîne une baisse de température jusqu'à 250 - 300°C pour les deux outils. Globalement, pour chaque condition, les profils de température entre les échantillons sont identiques.

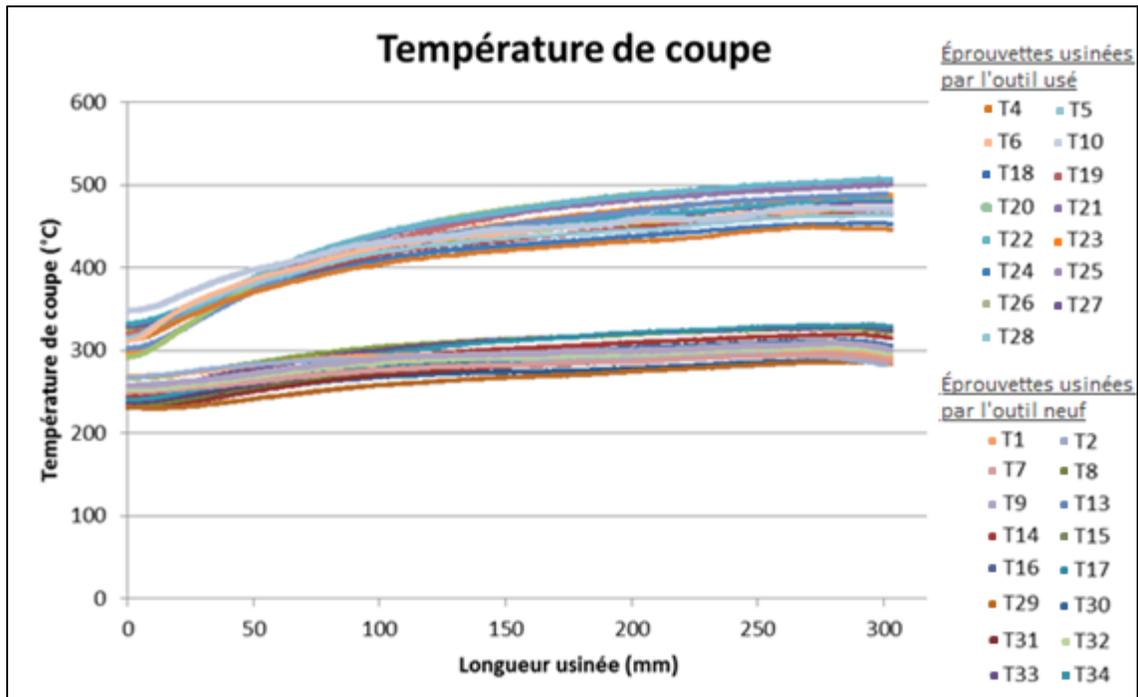


Figure 1.26 : Profils des températures de coupe

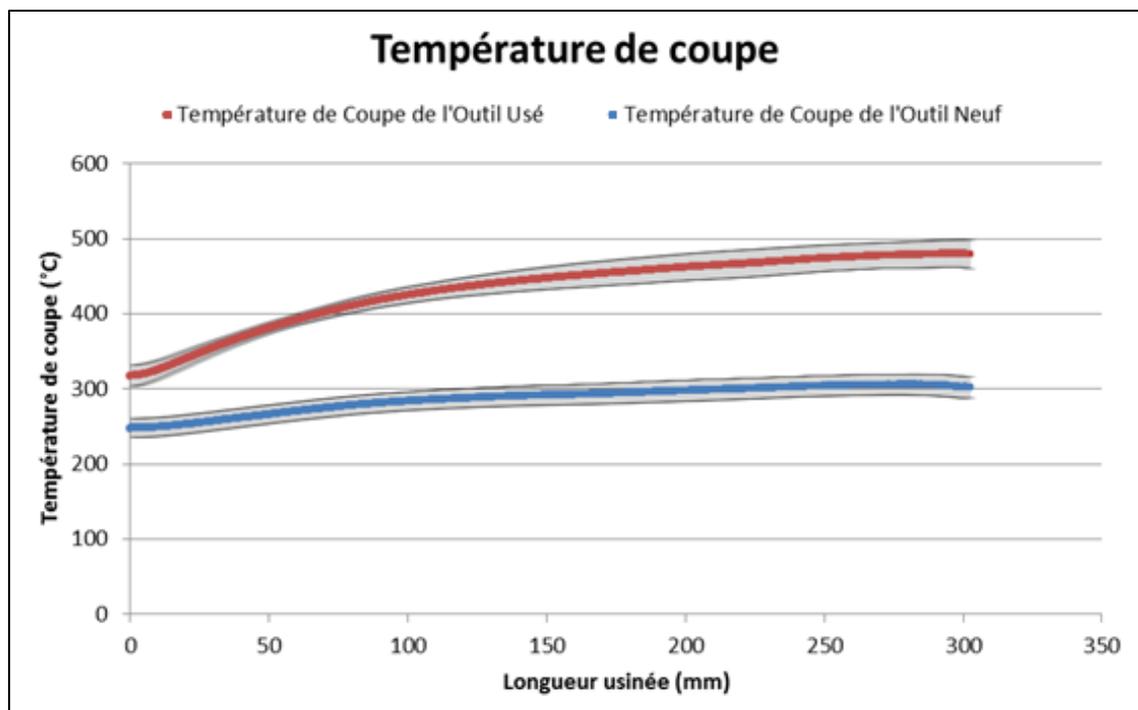


Figure 1.27 : Profils moyennés des températures de coupe

Le sens d'usinage a été relevé sur les éprouvettes, en particulier pour celles usinées par l'outil usé où la température de coupe n'est pas constante tout le long de l'éprouvette. Il sera ainsi possible de voir si la rupture en traction se fait dans la zone la plus affectée thermiquement. On distingue aussi une grande influence de l'usure d'outil sur la température de coupe mais aussi sur le copeau obtenu. En effet, avec l'utilisation d'un outil usé, la température de transition vitreuse de la résine est largement atteinte, ce qui se traduit par la fonte de la résine, et le copeau qui est normalement une poudre noire fine avec un outil neuf, se transforme en une sorte de pâte qui reste concentrée sur la zone de coupe. Cette pâte peut aussi être à l'origine d'une mauvaise évacuation de la chaleur, ce qui augmente l'endommagement thermique (notamment sur la surface supérieure). On a aussi pu constater l'apparition de fumée lors de l'usinage, et le copeau sous forme de pâte fumait encore 5 minutes après la fin de la coupe (Figure 1.28).



Figure 1.28 : Copeau sous forme de pâte
(produit par l'outil usé)

Si on observe la zone de coupe de chaque outil, on constate que pour l'outil neuf le copeau est totalement évacué. Il est sous forme de poudre noire fine plutôt froide puisqu'il ne reste pas collé à l'outil mais est totalement évacué (Figure 1.29). Pour ce qui est de l'outil usé, un

tout autre phénomène apparaît. Comme dit plus haut, le copeau est cette fois une pâte épaisse et chaude. Dès la première coupe cette dernière se colle à l'outil bouchant ainsi le creux de l'arête de coupe et empêchant toute évacuation du copeau (Figure 1.30). Ceci explique aussi la haute température de coupe atteinte avec cet outil puisque la chaleur ne peut être évacuée par le copeau, ce dernier restant concentré sur la zone de coupe. Un phénomène de frottement apparaît également entre cette pâte agglutinée et la section usinée. Tous ces phénomènes réunis engendrent une température de coupe largement supérieure à la température de transition vitreuse et une zone affectée thermiquement le long de la section usinée.

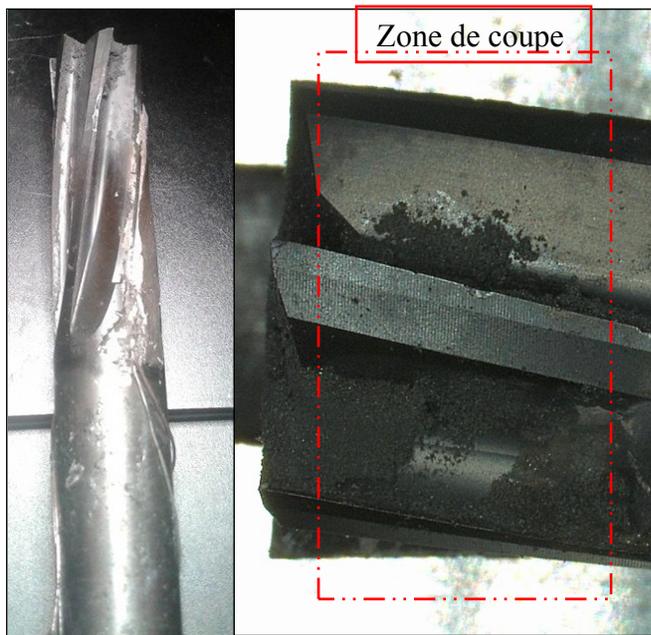


Figure 1.29 : Zone de coupe après usinage
(outil neuf)

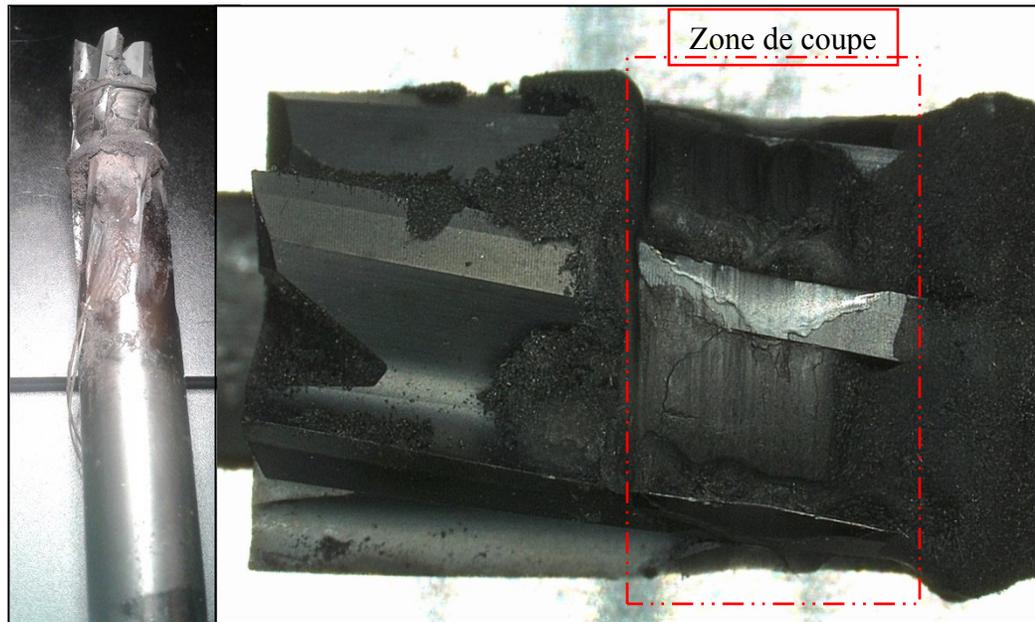


Figure 1.30 : Zone de coupe après usinage (outil usé)

1.3.2 Analyse de la surface

À la suite de l'usinage, la surface usinée a été analysée à la loupe binoculaire avec un grossissement x20. Les profils de surface sont présentés à la Figure 1.31. Ces observations confirment ce qui a été vu dans la littérature. On observe que pour le profil de surface des échantillons usinés par un outil neuf, le pli à -45° montre le plus de dommages, de type creux, qui est dû au mode de coupe de la fibre, la distinction des plis est très nette et on ne peut distinguer aucun dommage causé par la température de coupe, aucun endommagement thermique.

Pour les échantillons usinés par un outil usé, on distingue très clairement la présence d'endommagements thermiques. Il n'y a aucune distinction des plis, ce qui traduit un étalement de la matrice dégradée. Il est clair que la température de transition vitreuse a été atteinte sur la surface, ce qui engendre une fonte de la résine et une homogénéisation de la surface. On peut aussi voir l'apparition d'autres défauts tels que l'arrachement de fibres ou la présence de fibres non coupées (Figure 1.32).

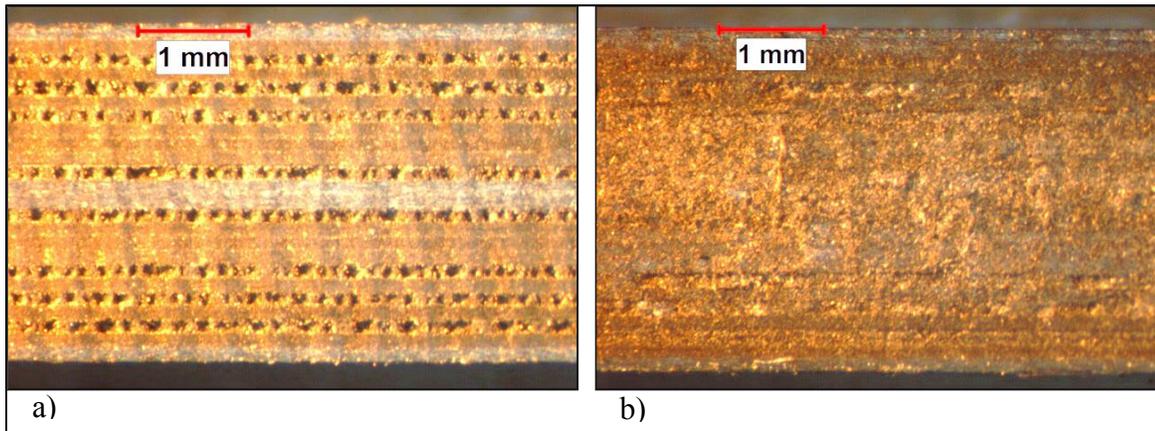


Figure 1.31 : Surface usinée avec a) un outil neuf et b) un outil usé

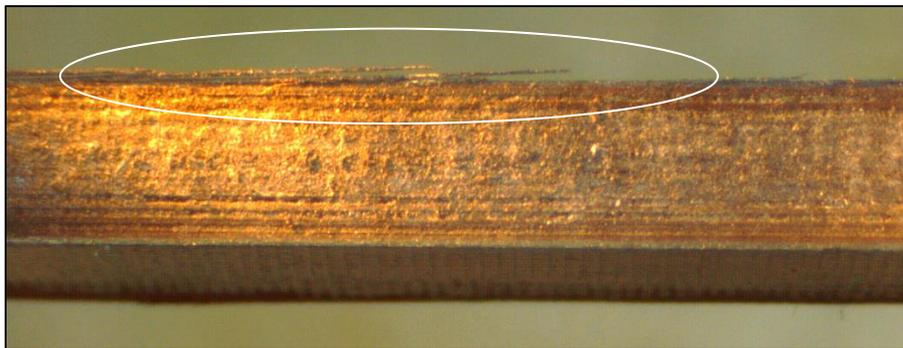


Figure 1.32 : Fibres non coupées

Bien que la température au niveau de l'arête de coupe a atteint les 300 °C pour l'outil neuf (ce qui est bien au-dessus de la température de transition vitreuse), il ne semble pas que la surface n'ait subit de dommages thermiques. L'hypothèse la plus probable est que la majorité de la chaleur de coupe est évacuée par l'outil et le copeau. Le revêtement diamant, qui est un excellent conducteur thermique, doit aider aussi à cette évacuation de chaleur. La surface usinée par l'outil usé, en revanche, est visiblement endommagée thermiquement. Les hypothèses majeures qui peuvent expliquer l'endommagement thermique de la matrice sont que l'outil usé provoque plus de frottement et donc de chaleur, le copeau sous forme de pâte retient la chaleur sur la zone de coupe et le revêtement diamant sur l'arête de coupe qui habituellement aide à l'évacuation de la chaleur est absent.

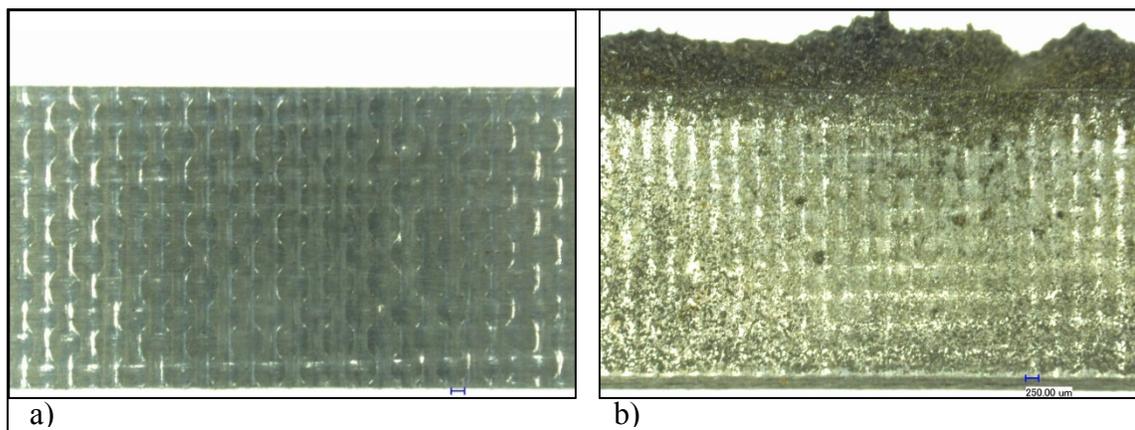


Figure 1.33 : Côté de la section usinée avec : a) un outil neuf, b) un outil usé

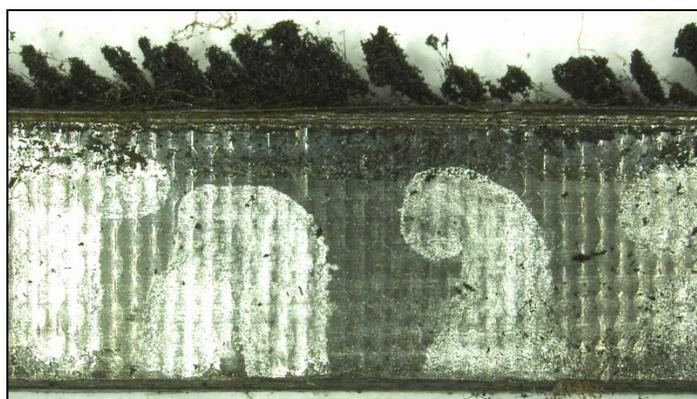


Figure 1.34 : Fibre à -45° non coupées pour un échantillon coupé avec l'outil utilisé en avalant

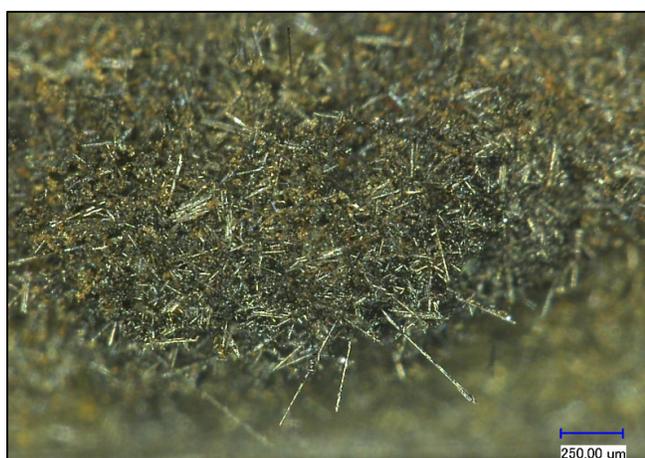


Figure 1.35 : Copeau / Pâte formée de matrice fondue et de fibres courtes

Lorsqu'on observe, vue de côté, la section usinée, on distingue que la coupe est très nette avec l'outil neuf (Figure 1.33 a)). On ne peut pas en dire autant pour la coupe avec l'outil usé. Suite au passage de l'outil, la pâte formée de matrice fondue et de fibres courtes (Figure 1.35) résultant de la coupe se colle à la surface usinée formant ainsi un dépôt qui réduit la précision dimensionnelle (Figure 1.33 b)). On peut aussi voir des fibres à -45° non coupées qui dépassent de la surface pour les éprouvettes usinées en avalant avec l'outil usé (Figure 1.34).

1.3.3 Rugosité

Avant toute mesure de rugosité, les éprouvettes sont nettoyées avec un chiffon pour enlever le dépôt résiduel présent sur la section usinée. Les mesures de rugosité confirment ce qui a été vu dans la littérature. Le mode d'usinage en opposition offre, en moyenne, une meilleure rugosité que le mode avalant (Figure 1.36 et Figure 1.37). L'usinage avec un outil usé offre également une meilleure rugosité qu'avec un outil neuf (Figure 1.36). Ce dernier point est surprenant mais s'explique par le fait que la matrice fond lors de l'usinage. La température de transition vitreuse est largement atteinte ce qui se traduit par du « barbouillage », un étalement de la résine et une homogénéisation de la surface. Les « creux » observés sur les plis orientés à -45° pour les surfaces usinées par un outil neuf, sont recouverts par la résine fondue, ce qui rend la surface relativement lisse.

Les écarts types pour les mesures paraissent importants ce qui rend peu fiable l'utilisation de ce critère pour les matériaux composites et rend impossible la mise en place de modèle. Cependant, on observe en moyenne une baisse de la rugosité et donc un meilleur fini de surface lors de l'utilisation d'un outil usé. Cette tendance est confirmée quelque-soit la largeur d'éprouvette et le mode d'usinage.

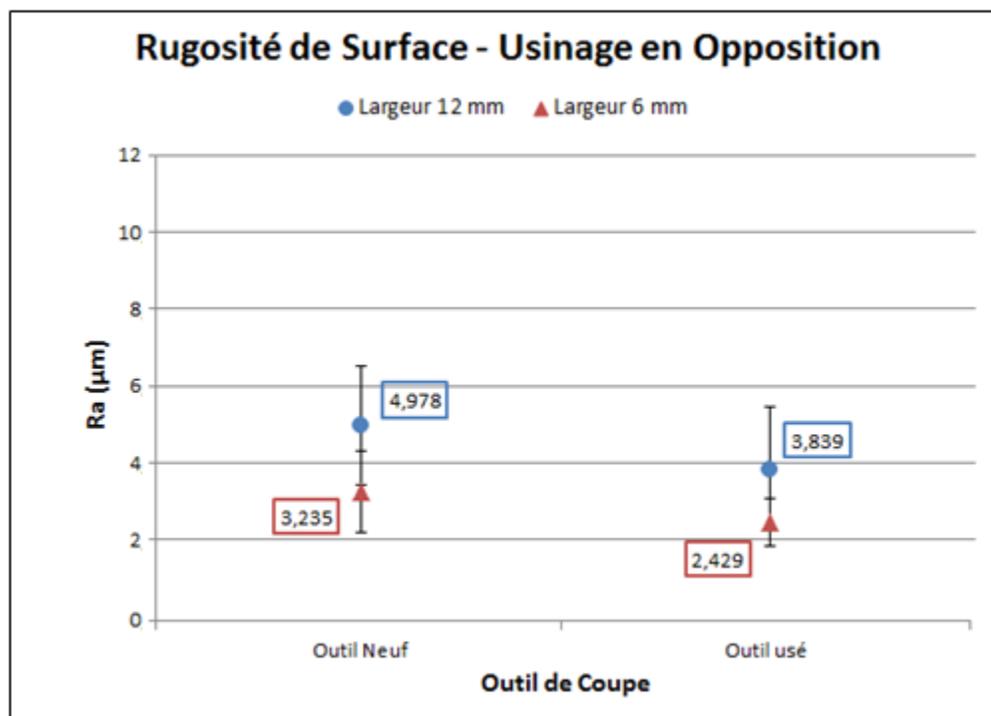


Figure 1.36 : Rugosité longitudinale du pli à -45° pour le mode en opposition

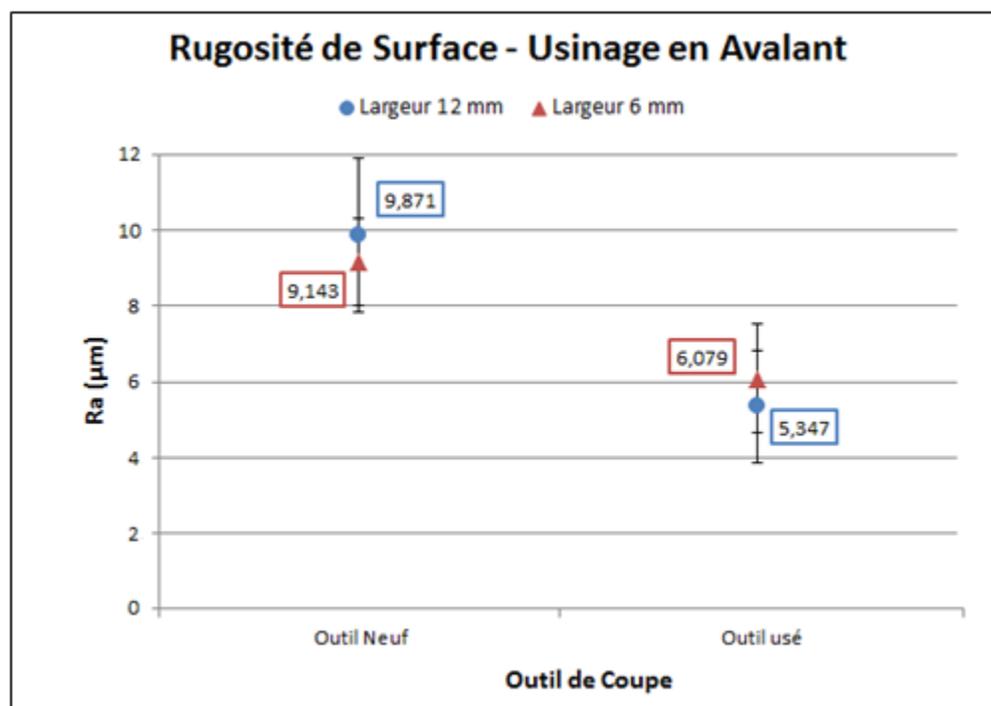


Figure 1.37 : Rugosité longitudinale du pli à -45° pour le mode en avalant

1.3.4 Résistance à la rupture en traction uni-axiale

L'utilisation de papier de verre a permis le bon maintien de l'éprouvette dans les mors. Il n'y a eu aucun glissement dans les mors pour aucune éprouvette, et les talons en aluminium ont limité le nombre de rupture dans les mors. Cependant, la rupture pour la moitié des éprouvettes peut être considérée comme mauvaise. On obtient 30 ruptures acceptables et 30 ruptures proches des mors. Ces ruptures proches des mors pourraient être considérée comme mauvaises car dans ce cas elle est causée par la pression exercée par les mors sur l'éprouvette. Cependant, dans notre cas, la majorité des valeurs des contraintes maximales à la rupture des éprouvettes ayant rompu près des mors sont proches des contraintes maximales des éprouvettes ayant rompu en plein milieu. Ces valeurs sont proches de la moyenne et à l'intérieur de l'écart type des bonnes ruptures. Au final 7 valeurs sont retirées de l'analyse car étant considérée comme aberrantes due à une rupture dans les mors et d'une valeur loin des autres. L'ensemble de valeurs retenues est résumé au Tableau 1-11. Les ruptures sont de différents types : Explosive (XGM), en trois morceaux (SGM), latérales (LGM) et inclinées (AGM).

La Figure 1.38 montre la contrainte ultime à la rupture pour les différents types d'éprouvette. On observe une variation très faible de la contrainte ultime à la rupture en traction pour les éprouvettes de 12 mm de large. Cette faible variation est égale à la variation interclasse (écart type d'un même groupe d'échantillons). On peut ainsi conclure que la température de coupe occasionnée par une usure d'outil avancée n'influence pas la résistance en traction du matériau pour cette dimension d'éprouvette. Ce phénomène est observé pour les deux configurations de coupe en opposition (Figure 1.38) et en avalant (Figure 1.39). La première conclusion fût de dire que la température atteinte au niveau de l'arête de coupe ne se propage pas entièrement à la pièce ou très peu et qu'elle est majoritairement évacuée par le copeau et l'outil, occasionnant seulement des défauts au bord de l'éprouvette, sur la tanche usinée. La deuxième série d'expérience fût donc de mettre en évidence ces défauts de bord en réduisant de moitié la largeur des éprouvettes. Cette fois-ci, une différence est observée. On remarque une baisse de 10 % des propriétés mécaniques pour les éprouvettes usinées avec un outil usé

par rapport à celles usinées avec un outil neuf, et ce, pour les deux configurations d'usinage (Figure 1.38 et Figure 1.39).

Tableau 1-11 : Nombre de bonnes ruptures

Largeur d'éprouvette	Condition de coupe	Configuration d'usinage	Nombres d'éprouvettes testées	Nombre de bonnes ruptures
Éprouvettes 12 mm de large	Fraise neuve	Opposition	6	6
		Avalant	4	4
	Fraise usée	Opposition	6	6
		Avalant	4	4
Éprouvettes 6 mm de large	Fraise neuve	Opposition	11	10
		Avalant	9	7
	Fraise usée	Opposition	11	10
		Avalant	9	6

Il semble donc que l'usure d'outil a une influence sur les propriétés mécaniques à partir d'une largeur critique. Malheureusement, il est impossible de distinguer si les défauts mis en évidence et occasionnant les pertes de résistance sont d'origine mécanique ou thermique. En effet, pour les éprouvettes usinées avec un outil neuf par exemple, il ne devrait y avoir aucune différence dans la contrainte ultime entre les deux types d'éprouvettes puisqu'une contrainte est indépendante de la section (donnée en MPa assimilable à une pression). En prenant comme hypothèse que le matériau usiné avec un outil neuf n'est pas affecté thermiquement, la baisse de propriété pour les éprouvettes de 6 mm de large montre bien que les défauts d'origine mécanique sont en partie à l'origine de cette baisse observée.

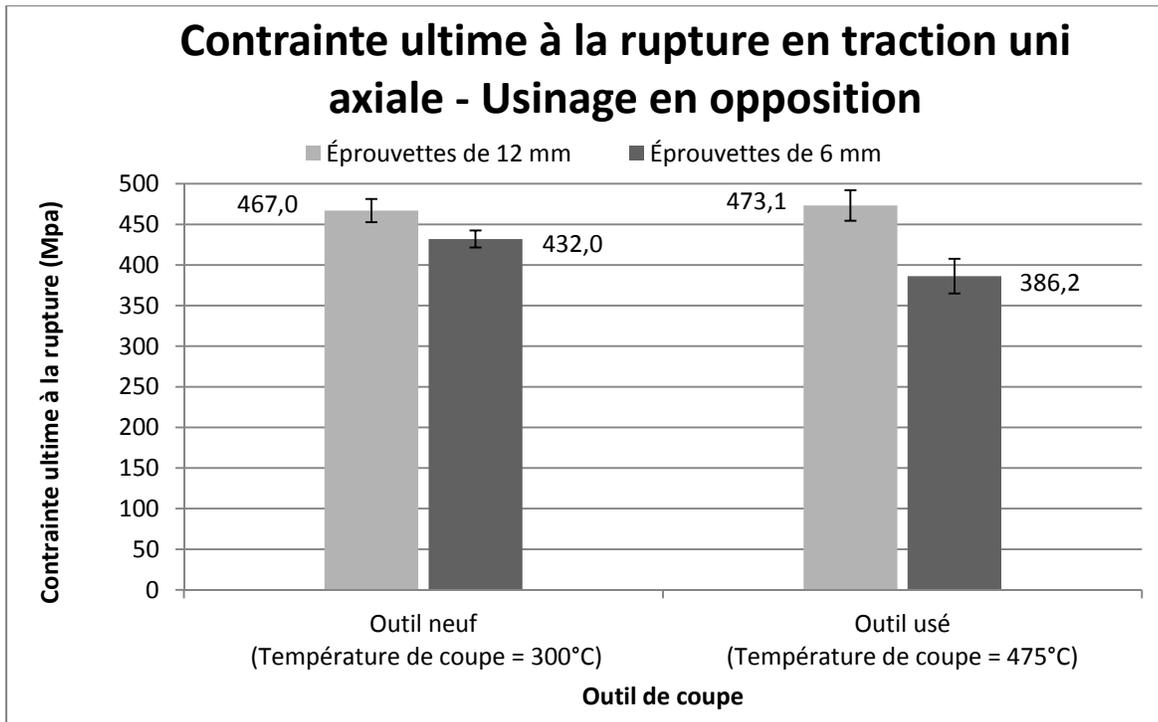


Figure 1.38 : Contrainte ultime à la rupture en traction uni-axiale – Usinage en opposition

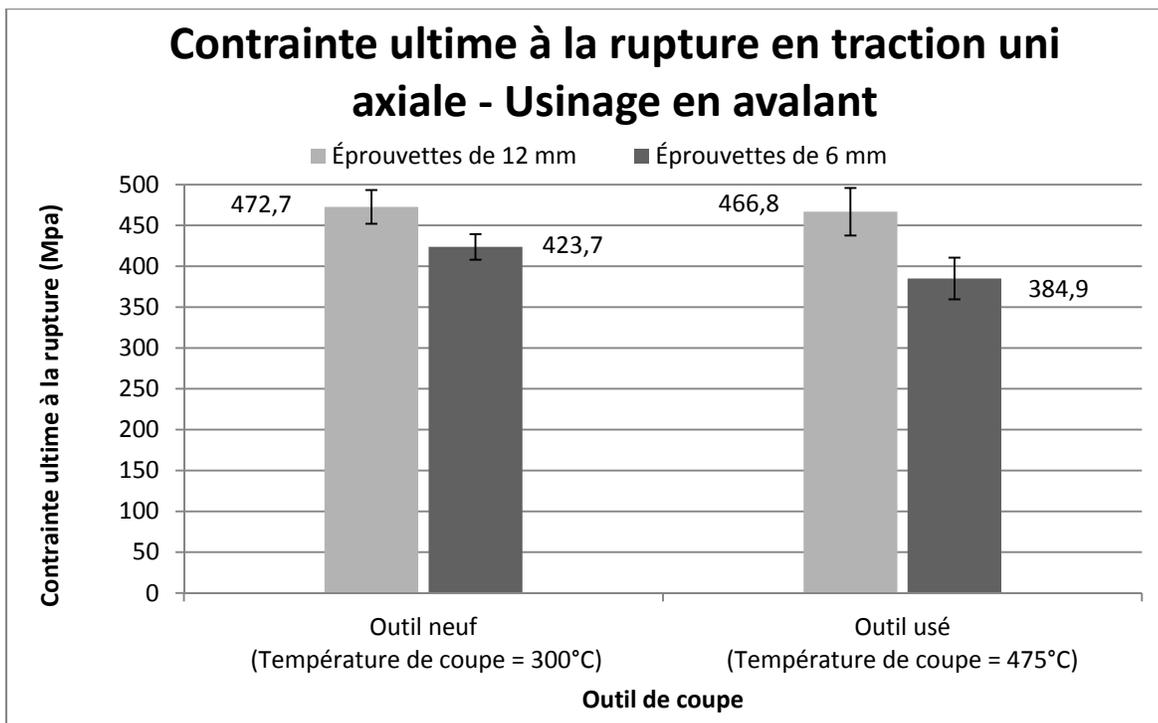


Figure 1.39 : Contrainte ultime à la rupture en traction uni-axiale – Usinage en avalant

1.4 Conclusion

L'objectif de cette première étude fût de montrer si la température de coupe occasionnée par un outil usé a une influence sur la résistance en traction uni axiale. Pour cela, des éprouvettes de 3.6 x 12 x 250 mm et 3.6 x 6 x 250 mm en composite carbone/époxy stratifiés quasi-isotrope de 24 plis ont été usinées par une opération de détournage. Ces faibles largeurs d'éprouvettes ont pour but d'amplifier l'influence du défaut thermique de bord ainsi créé lors de la coupe. Deux conditions de coupe ont été obtenues : configuration en opposition et configuration en avalant et deux outils ont été utilisés : un neuf et un très usé. Les principales conclusions sont les suivantes :

- Pour ce qui est de la température de coupe, l'outil neuf a été préchauffé à 350°C et une température de coupe plus ou moins constante de 300°C fut obtenue. La température a été maintenue presque constante tout le long de l'éprouvette (palier), ce qui était bon. Le deuxième outil (outil usé) a été préchauffé à 400°C pour une température de coupe de 475°C. Globalement, pour chaque condition, les profils de température entre les échantillons sont identiques.
- L'analyse de la surface à la loupe binoculaire montre une surface de coupe nette et une bonne distinction des plis sur les surfaces usinées avec l'outil neuf. Les plus gros dommages mécaniques sont observés sur les plis à -45°. De plus, il ne semble pas que la surface a été endommagée thermiquement. L'explication la plus plausible est que la majorité de la chaleur produite par la coupe est évacuée par l'outil, et ne se transmet pas à la pièce. Pour les échantillons usinés avec l'outil usé, on observe une surface relativement lisse, il n'y a aucune distinction des plis. Il semble que, dans ce cas, la température de transition vitreuse de la matrice ($\approx 180^\circ\text{C}$) a largement été atteinte sur la surface usinée ce qui se traduit par une surface lisse produite par l'étalement de la matrice dégradée et fondue. On y observe aussi des arrachements de fibres et des fibres non coupées à 0° et -45° pour les échantillons usinés en avalant avec l'outil usé.

- La mesure de rugosité a montré que le mode de coupe en avalant est à proscrire puisqu'il offre la plus forte rugosité et donc le plus de dommages mécaniques. On observe aussi une plus faible rugosité pour les échantillons usinés avec l'outil usé, et ce pour les deux modes de coupe. Cette faible rugosité provient cependant de l'étalement de la matrice, ce qui peut cacher certains défauts qui seraient apparents en l'absence de dégradation de la matrice. D'où l'intérêt de combiner les résultats d'essais de traction aux mesures de rugosité pour mieux évaluer l'importance des défauts d'usinage selon la configuration utilisée.
- Il n'y a aucune variation de la résistance en traction pour les éprouvettes de 12 mm de large, et ce, quelque-soit la configuration d'usinage ou l'outil utilisé. Une baisse de 10% de la résistance en traction est observée pour les éprouvettes de 6 mm de large usinées par un outil usé par rapport à celles usinées par un outil neuf. Il semble bien que les défauts de bord occasionnés par l'usure d'outil aient une influence sur les propriétés mécaniques à partir d'une dimension critique pour laquelle le défaut devient significatif sur les propriétés. Il est cependant difficile de distinguer si cette baisse est due aux défauts d'origine mécanique ou thermique.

La baisse de performance est observée sur des éprouvettes de petites dimensions et les défauts thermiques occasionnés lors de la coupe deviennent significatifs sur les performances mécaniques des pièces fines ou des perçages proches du bord, comme des trous pour la fixation de rivets par exemple.

Cette étude a montré une baisse de 10% des performances mécaniques en traction uniaxiale. Cependant, plusieurs points peuvent être améliorés pour obtenir des résultats complémentaires.

- Il peut être possible d'instrumenter les éprouvettes lors de l'usinage pour mesurer la température de coupe au niveau de la surface supérieure de l'éprouvette proche de la zone de coupe. Il pourrait ainsi être possible de mesurer la différence de température

entre la surface usinée et l'arête de coupe. Ceci permettrait de valider l'hypothèse que la chaleur produite lors de la coupe est évacuée par le copeau et l'outil et ne se transmet pas à la pièce.

- Il serait aussi intéressant de refroidir l'outil jusqu'à la température ambiante pendant la coupe pour permettre de dissocier les défauts d'origine mécanique et ceux d'origine thermique, et ainsi distinguer lequel est prépondérant.
- Enfin, il serait intéressant d'observer ce phénomène sur les performances mécaniques en fatigue.

CHAPITRE 2

ÉTUDE DE L'USINABILITÉ DU COMPOSITE LIN/ÉPOXY

Ce deuxième chapitre traite de l'usinage d'un composite lin/époxy et plus particulièrement de l'étude de l'usinabilité de ce matériau. Ce chapitre se distingue en trois parties majeures. La première partie présente une revue de la littérature et l'état de l'art des diverses études faites sur les fibres naturelles et leurs composites. La deuxième partie présente les essais préliminaires effectués dans le but de trouver un outil et un procédé capable d'usiner correctement ce matériau. Ces essais permettent aussi d'observer l'usinabilité de ce composite face à différents outils et procédés de coupe. Enfin, la troisième partie présente l'étude de l'influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur le fini de surface et sur les efforts de coupe lors d'une opération de détournage avec les outils sélectionnés suite à la phase d'essais préliminaires.

2.1 Revue de la littérature

On l'a vu, les matériaux composites connaissent un engouement certain depuis plusieurs années. De par leurs propriétés mécaniques exceptionnelles par rapport à leur poids faible, ils se sont développés dans différents secteurs industriels comme l'aéronautique, le ferroviaire, l'automobile ou le sport. Les fibres de verre ou de carbone sont très largement utilisées comme renforts du composite pour des pièces structurales ou non. En effet, elles offrent des propriétés mécaniques exceptionnelles. Cependant, ces fibres synthétiques consomment beaucoup d'énergie pour être fabriquées et ne sont pas biodégradables. Or, la problématique environnementale tient à cœur les industries d'aujourd'hui et de demain surtout pour les problématiques de recyclage et de fin de vie des pièces. C'est par cet enjeu que les fibres naturelles apparaissent. Elles sont certes moins résistantes que les fibres de carbone, mais ont l'avantage d'être plus légères avec une résistance spécifique comparable aux fibres de verre, d'être présentes en grande quantité, relativement bon marché, biodégradables, recyclables et consomment peu d'énergie pour être fabriquées, ce qui offre un aspect écologique non négligeable. De plus, ces fibres sont peu abrasives contrairement au carbone ou au verre, ce

qui offre un aspect économique intéressant. En effet, la durée de vie d'un outil classique en carbure revêtu de diamant n'est que de quelques mètres pour l'usinage d'un composite à fibres de carbone, mais elle serait beaucoup plus élevée pour un composite à fibre de lin qui est moins abrasif pour l'outil. Ainsi, le coût de l'outillage en serait réduit, ce qui s'avère non négligeable pour un industriel.

Les fibres naturelles, telles que les fibres de lin, et leurs composites trouvent une large gamme d'applications. On peut voir quelques apparitions dans les domaines récréatifs et sportifs, comme des kayaks écologiques en fibre de lin ou des raquettes de tennis nouvelle génération. Elles intéressent aussi le milieu de l'automobile pour la réalisation de pièces non structurales comme les garnitures de portières, les habillages de coffre, les tablettes arrière, les dossiers de siège ou coque de rétroviseur. Elles sont également utilisées dans la construction de bâtiments, dans l'emballage, dans les meubles ou dans la construction navale comme les winchs fait à base de matrice polymère et fibre de coton. Le Tableau 2-1 résume la part de marché des composites à fibres naturelles pour différents secteurs industriels.

Tableau 2-1 : Domaine d'application et parts de marché des composites à fibres naturelles (Bouzouita, 2011)

Domaine d'application	Part de marché
Bâtiment	30%
L'industrie automobile	25%
Équipements industriels	10%
Electronique	9%
Sport	8%
La construction navale et l'industrie de l'acier	6%
Génie électrique	6%
Industries de l'aviation et l'espace	3%
Médecine	1%
Chemins de fer	1%
Les éoliennes	1%

Cependant, Les fibres naturelles ne sont pas inertes comme le sont les fibres de verre ou de carbone mais sont relativement sensibles à la température et à l'humidité ce qui explique pourquoi elles sont encore peu utilisées industriellement. La plupart des articles de la littérature étudient l'influence de ces deux paramètres sur les propriétés mécaniques du composite polymère renforcé de fibres naturelles. Malheureusement, on ne trouve que peu d'études sur l'usinage de ces matériaux.

2.1.1 Classification et composition des fibres naturelles

Parmi les fibres naturelles, on distingue trois familles : d'origine minérale, animale ou végétale. Parmi les fibres naturelles, les fibres d'origine végétale ou fibres lignocellulosique se groupent en quatre familles (Figure 2.1) :

- Les fibres extraites à partir des graines ou des fruits comme le coton, le kapok ou la noix de coco.
- Les fibres extraites à partir des tiges (*bast fibers*) comme le lin, le chanvre, le jute ou la ramie.
- Les fibres extraites à partir des feuilles (*hard fibers*) comme le sisal, l'abaca, le henequen, la banane, l'ananas ou la palme.
- Les fibres extraites à partir d'un tronc d'arbre comme les fibres de bois ou de palmier.

Parmi ces fibres, les plus utilisées sont les fibres de coton, lin et chanvre, ou encore de sisal, jute, kenaf ou de coco. Ces fibres offrent une résistance mécanique et des propriétés spécifiques excellentes. Produites localement, elles sont disponibles et leur prix est relativement bas.

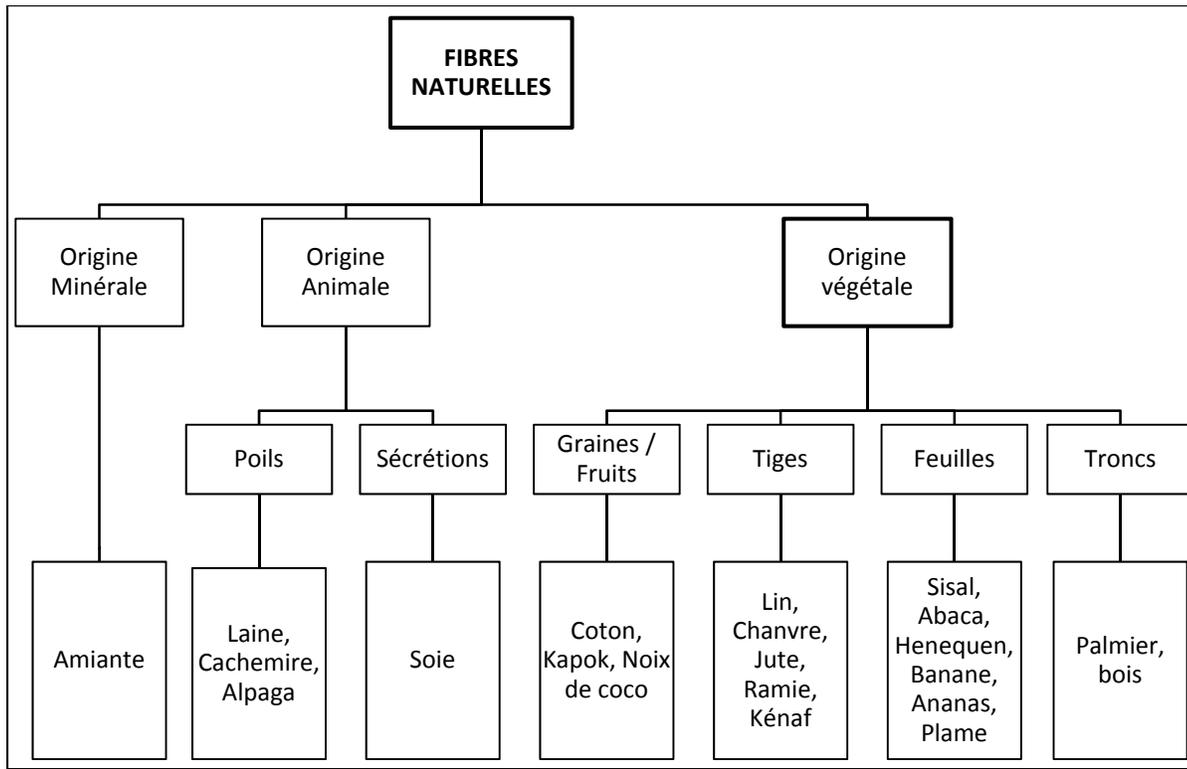


Figure 2.1 : Classification des fibres naturelles

Les fibres de lin élémentaires sont assemblées en faisceaux de 10 à 40 fibres maintenues ensemble par de la pectine (Figure 2.2). Pour les applications, les fibres sont séparées individuellement. Une particularité générale des fibres naturelles est leurs caractéristiques géométriques non uniformes, en effet, les fibres de lin présentent une forme polygonale ayant de 5 à 7 côtés (Figure 2.3). Les fibres sont plus grosses près de la racine et deviennent plus fines plus près de la pointe (Baley, 2002).

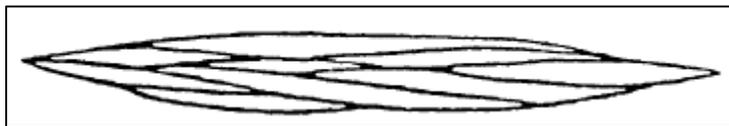


Figure 2.2 : Faisceau de fibres (Baley, 2002)

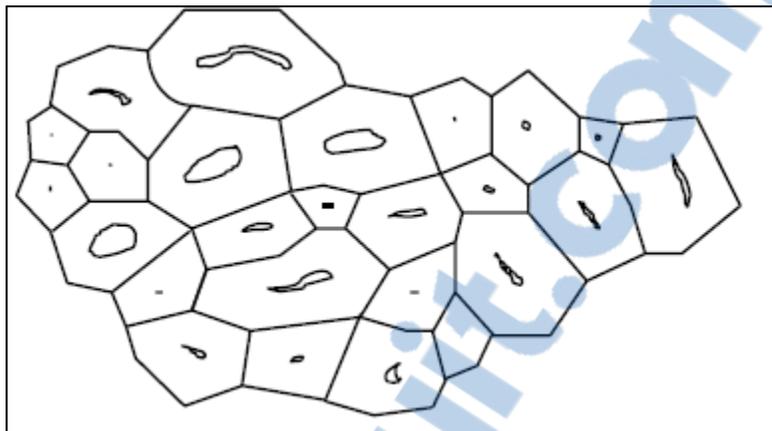


Figure 2.3 : Section d'un faisceau de fibres (Baley, 2002)

La structure cellulaire de la fibre naturelle est très complexe. Ces fibres sont principalement composées de cellulose, d'hémicellulose, de lignine et de pectine. Ainsi, elles sont elles-mêmes un composite en soit avec la cellulose jouant le rôle de renfort et l'hémicellulose, la lignine et la pectine jouant le rôle de liant. Chaque fibre est constituée de plusieurs cellules ou fibrilles. Chaque cellule est constituée d'une paroi principale et de trois parois secondaires, S1, S2 et S3, sous forme cylindrique et concentriques (Figure 2.4). Le petit canal intérieur, appelé lumen, est vide et est responsable de l'absorption d'eau. Chaque paroi est constituée d'une matrice d'hémicellulose et de lignine et de micro fibrilles (renforts) de cellulose hautement cristallins et enroulés en spirale. L'orientation de ces micros fibrilles varie selon les différentes couches cellulaires mais reste constante à l'intérieur de chaque paroi. Pour les parois S1 et S3, l'angle entre les micros fibrilles et l'axe longitudinal de la fibre est grand et pour la paroi S2 l'angle est petit. Les micros fibrilles sont presque alignées à l'axe de la fibre et par conséquent présentent une structure unidirectionnelle. On note aussi que la plus grande quantité de cellulose ($\approx 80\%$) est comprise dans la couche S2. On comprend donc que cette couche contribue à la majorité des propriétés mécaniques de la fibre. (Baley, 2002; Hoo Thi, 2008; Rong, 2001).

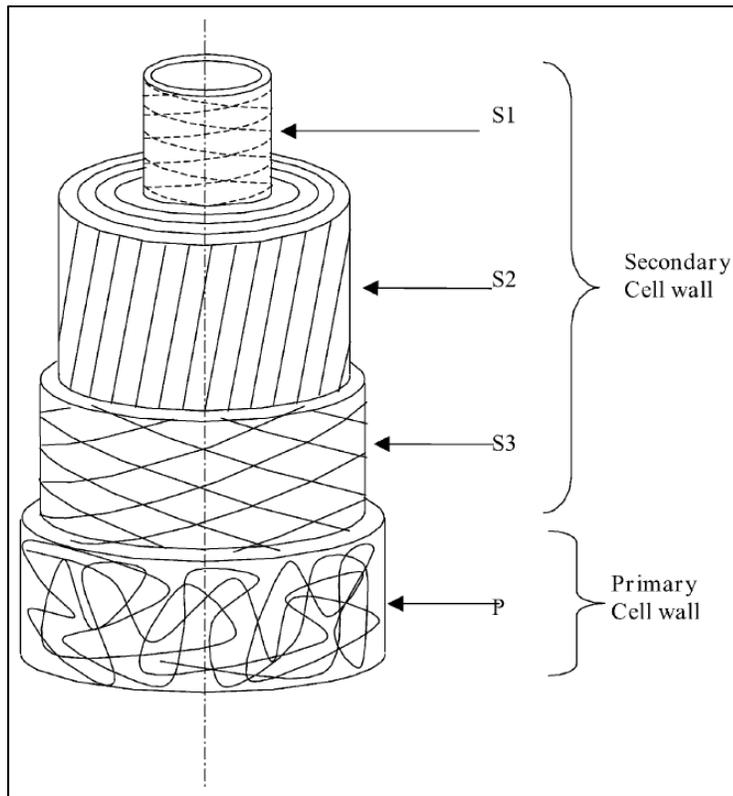


Figure 2.4 : Structure d'une cellule de fibre (Baley, 2002)

Les caractéristiques de chaque fibre (composition et propriétés) sont propres à chaque groupe de fibres (fibres extraites à partir de feuilles, tige ou graines) mais peuvent aussi varier pour une même famille de fibres. En effet, le climat, le terroir, la localisation de la plantation, l'âge de la fibre, la méthode de plantation et de récolte sont des facteurs qui influent sur la composition chimique de la plante et donc directement sur les propriétés mécaniques de la fibre. Comme vu plus haut, les principaux constituants de la fibre sont la cellulose, l'hémicellulose, la lignine et la pectine. Les pourcentages pour différentes fibres sont montrés au Tableau 2-2.

Tableau 2-2 : Composition chimique des différentes fibres (Hoo Thi, 2008)

Fibre	Cellulose (%)	Hémicellulose (%)	Pectine (%)	Lignine (%)	Autres (Composants hydrosolubles, cires, graisses, etc) (%)
Lin	71	18,6	2,3	2,2	1,7
Jute	61	20,4	0,2	13	0,5
Chanvre	74,4	17,9	0,9	3,7	0,8
Sisal	78	10	≤1	8	2
Ramie	68,6	13,1	1,9	0,6	0,3
Coco	43	≤1	4	45	-

La cellulose est le principal constituant de la fibre. C'est un homopolymère linéaire constitué de monomères de glucose (D-Anhydroglucopyranose (AGU)) qui sont liés, conduisant à des longues chaînes de polymères linéaires non ramifiées. Ces polymères s'associent par des liaisons intermoléculaires de type hydrogène donnant ainsi une structure fibreuse à la cellulose. Les macromolécules sont ensuite facilement organisées en régions cristallines. La cellulose contribue à la rigidité, à la force et aux propriétés mécaniques de la fibre.

L'hémicellulose est le deuxième composant de la fibre. L'hémicellulose est composé de polysaccharidique non amyliacée et d'acide de sucres. C'est un polymère branché avec différents types de sucres qui, contrairement à la cellulose, ne contient pas que des glucoses anhydres. Le polymère est de type amorphe et son poids est bien inférieur à celui de la cellulose. L'hémicellulose est hydrophile et est attachée à la surface de cellulose via des liaisons hydrogènes. Elle a aussi des liaisons fortes avec la lignine. L'hémicellulose est responsable de la biodégradation, de l'absorption d'humidité, et de la dégradation thermique de la fibre.

La lignine est un des principaux composants de la fibre, avec la cellulose et l'hémicellulose. Ses principales fonctions sont d'apporter de la rigidité et une dureté à la cellule, une imperméabilité à l'eau et une grande résistance à la décomposition. Quantitativement, la teneur en lignine est de 5 % à 30 % selon les espèces. La lignine est principalement localisée entre les cellules. La lignine est un réseau tridimensionnel hydrophobe complexe,

aromatique cristalline et essentiellement composé d'unités de phénylpropane. De plus, la lignine est thermiquement stable mais se dégrade sous les rayons UV.

Les pectines sont des polymères de polysaccharides acides. Les pectines sont composées d'une chaîne principale d'acide uronique ou polygalacturon. Elles maintiennent ensemble les cellules des tissus végétaux. Les pectines jouent un rôle structural dépendant des conditions ioniques du milieu (rapport H^+/Ca^{2+}). Les chaînes formées sont reliées entre elles pour constituer un réseau ou gel. Cet ensemble permet d'emmagasiner une grande quantité d'eau.

Pour résumer, la cellulose joue le rôle de renfort, c'est le principal constituant et contribue aux propriétés de la fibre. L'hémicellulose, la lignine et la pectine jouent quant à elles le rôle de liant, de matrice. L'hémicellulose est hydrophile et est responsable de la biodégradation, de l'absorption d'humidité et de la dégradation thermique de la fibre tandis que la lignine est imperméable à l'eau, offre la dureté et la rigidité à la cellule, a une grande résistance à la décomposition, est thermiquement stable mais se dégrade sous irradiation UV. (Baley, Morvan et Grohens, 2005; Bogoeva-Gaceva et al., 2007; Hoo Thi, 2008; Magniont, 2010; Morvan et al., 2003; Sedan, 2007).

2.1.2 Propriétés mécaniques

Les fibres naturelles et en particulier celles de lin sont une bonne alternative aux fibres synthétiques pour renforcer les polymères thermoplastiques et thermodurcissables. Certes leur résistance est bien moins élevée que celle des fibres de carbone ou de verre, mais elles sont bien plus légères avec une densité plus faible (Tableau 2-3). Ainsi, lorsqu'on observe le module spécifique (résistance / densité), la fibre de lin est bien comparable à la fibre de verre. Ces propriétés spécifiques élevées montrent ainsi tout l'intérêt d'utiliser ce type de fibre pour des applications qui réclament une haute résistance pour un poids diminué, comme les véhicules de transport par exemple.

Tableau 2-3 : Propriétés mécaniques des fibres naturelles VS fibres synthétiques (Bogoeva-Gaceva et al., 2007)

Fiber	Specific gravity (g/cm ³)	Tensile strength (GPa)	Tensile modulus (GPa)	Specific strength (GPa/g cm ³)	Specific modulus (GPa/g cm ³)	Cost ratio
Sisal	1.20	0.08–0.5	3–98	0.07–0.42	3–82	1
Flax	1.20	2.00	85	1.60	71	1.5
E-Glass	2.60	3.50	72	1.35	28	3
Kevlar	1.44	3.90	131	2.71	91	18
Carbon (standard)	1.75	3.00	235	1.71	134	30

Les données fournies par le Tableau 2-3 donnent un ordre de grandeur car, on l'a dit plus haut, les propriétés des fibres varient beaucoup, à l'intérieur même d'une espèce donnée. La résistance des fibres dépend beaucoup de leur composition chimique, laquelle dépend de la plantation et des contraintes climatiques que la plante a subit ainsi que son âge.

Gassan et Bledzki (2000) ont montré que les paramètres de la partie cristalline et amorphe comme la structure du cristal (type de cellulose), le degré de cristallinité, l'angle micro fibrillaire, le degré de polymérisation, la porosité de la fibre, et la taille du lumen (vide central), ont une influence importante sur les propriétés mécaniques et sur le comportement mécanique des composites stratifiés fait de fibres naturelles (Gassan et Bledzki, 2000). Ceci corrobore les résultats trouvés plus tôt par Mukherjee et Satyanarayana (1986) qui montrent que la résistance de la fibre naturelle dépend sensiblement de sa longueur. Cette dépendance est beaucoup plus grande que pour la fibre de verre. Ils montrent également que la résistance en traction et l'allongement dépendent fortement du taux de cristallinité (teneur en cellulose) et de l'angle micro fibrillaire. La résistance augmente avec le teneur en cellulose et est plus élevée lorsque l'angle micro fibrillaire est petit, c'est-à-dire que les microfibrilles de cellulose sont alignées avec l'axe de la fibre. L'allongement, quant à lui, augmente avec l'angle micro fibrillaire (Mukherjee et Satyanarayana, 1984; 1986a; 1986b).

Plus tard, Baley (2002) met en évidence deux phénomènes : le module d'Young diminue avec le diamètre de la fibre et augmente avec la contrainte au cours de l'essai de traction. D'après lui, l'augmentation du module d'Young avec la contrainte est due à une réorganisation des fibrilles de cellulose dans la direction de l'axe de la fibre (Baley, 2002).

Les résultats de Charlet (2010) corroborent ceux de Baley. L'auteur montre que le comportement mécanique de la fibre comporte deux zones linéaires qui suivent une loi de Hook et une zone non linéaire avec une augmentation du module d'Young avec la contrainte appliquée (Figure 2.5 a). Il montre aussi que le comportement en traction des fibres seules et du composite renforcé de fibres de lin est semblable, ce qui prouve que les fibres de lin sont bonnes pour renforcer les matrices plastiques et que la cohésion fibre/matrice est correcte. (Figure 2.5 a, b, c). Enfin, Charlet met en évidence une augmentation de la résistance en traction et du module d'Young avec l'augmentation du pourcentage volumique de fibres dans le composite (Figure 2.6). Encore une fois, ceci prouve la bonne capacité des fibres de lin comme renfort pour les composites (Charlet et al., 2010a; Charlet et al., 2010b). Alvarez (2009) observe une augmentation des propriétés mécaniques en traction et en flexion d'une matrice polyamide renforcée de fibres naturelles de 2 à 5 fois supérieure à celles de la matrice seule. Il trouve également une augmentation des propriétés mécaniques avec l'augmentation du pourcentage volumique de fibres (Alvarez de Arcaya et al., 2009; Alvarez, Ruscekaite et Vazquez, 2003).

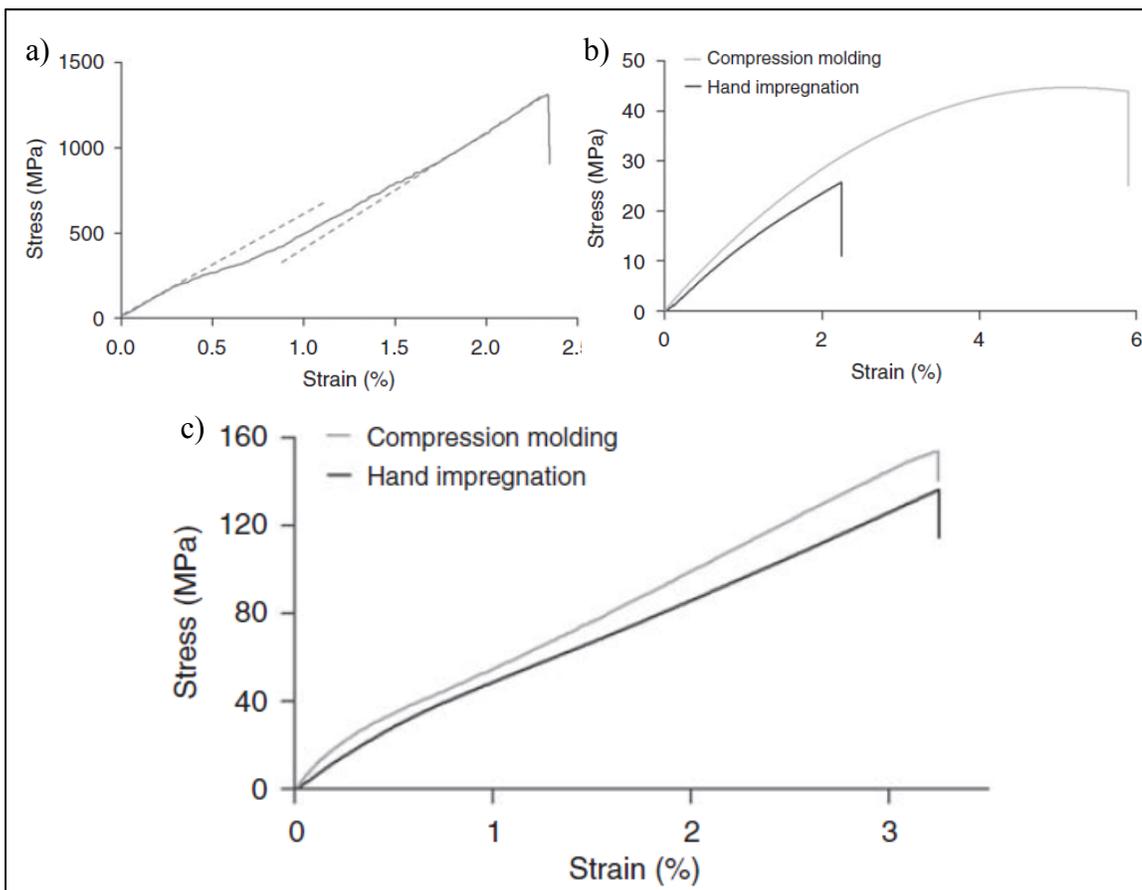


Figure 2.5 : Courbe contrainte-déformation de a) fibre élémentaire de lin, b) résine polyester pure, c) composite contenant environ 20% de fibres (Charlet et al., 2010a).

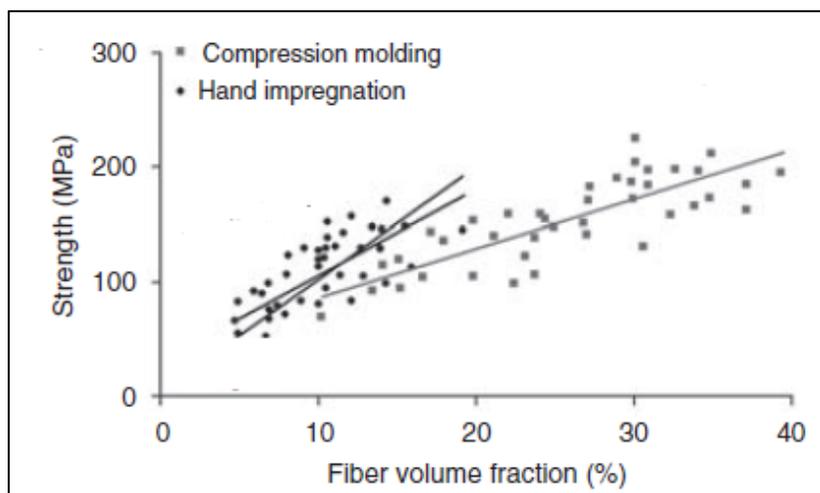


Figure 2.6 : Évolution de la résistance en traction en fonction du pourcentage volumique de fibre (Charlet et al., 2010a)

En plus d'une bonne résistance en traction, les composites renforcés de fibres de lin ont aussi l'avantage d'avoir une bonne résistance aux vibrations et aux chocs comme le montre l'étude de Avril (2012). Cet auteur étudie trois types de composites renforcés par des fibres de lin : un tissu 0/90°, un mat et des fibres unidirectionnelles, noyés dans une matrice époxy avec un pourcentage massique de fibres de 50%. Il évalue les trois matériaux sous différentes énergies d'impact : 1,4 J; 4,5 J et 10 J. Le tissu 0/90° et unidirectionnel 0° résistent bien aux chocs et absorbent la quasi-totalité de l'énergie d'impact (Figure 2.7) (Avril et al., 2012). Ainsi, si on considère un empilement de couches dans différentes directions pour créer un matériau quasi-isotrope, comme il est souvent fait dans l'industrie, on peut s'attendre à une résistance au choc excellente.

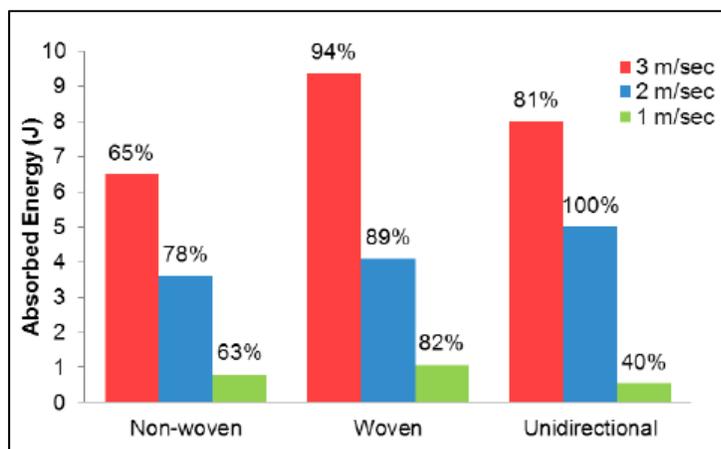


Figure 2.7 : Énergie de choc absorbée par les différents matériaux renforcés de fibre de lin (Avril et al., 2012)

Les composites renforcés de fibres de lin sont comparables à ceux renforcés de fibres de verre. C'est ce que montre Liang (2012) dans son étude sur le comportement en fatigue de deux composites lin/époxy (FFRE) et E-glass/époxy (GFRE). Il réalise deux séquences d'empilement $[(0/90)]_{3s}$ et $[(+45/-45)]_{3s}$. Ces résultats montrent que le module d'Young et la résistance en traction du FFRE sont respectivement 35% et 55% plus faible que le GFRE pour l'empilement $[(0/90)]_{3s}$ et 41% et 23% pour l'empilement $[(+45/-45)]_{3s}$. Les courbes S-N de l'empilement $[(0/90)]_{3s}$ montrent des propriétés en fatigue meilleures pour le composite GFRE. Pour l'empilement $[(+45/-45)]_{3s}$, la résistance en fatigue du composite GFRE est

meilleure que le FFRE pour des niveaux de contrainte au-dessus de 64 MPa mais comparables en dessous. La comparaison des résistances spécifiques (résistance / densité) montre que le composite à fibre de lin a une bien meilleure résistance. Pour l'empilement [(0/90)]_{3s}, le composite à fibre de verre observe une baisse de 7 à 25 % de son module d'Young tandis que le Module d'Young du composite à fibre de lin augmente de 2 %, ce qui est expliqué par le réalignement des fibres et des micros fibrilles au cours du chargement. Enfin, pour l'empilement [(+45/-45)]_{3s}, la diminution du module d'Young est de 15-20% pour le FFRE et de 50–70% pour le GFRE. L'auteur montre aussi par ses essais que le composite à fibres de lin a une meilleure résistance en fatigue que le composite à fibres de verre (Liang, Gning et Guillaumat, 2012; Liang, Gning et Guillaumat, 2011).

Un des plus gros désavantage et une limitation dans l'utilisation de fibres végétales comme renforcement des composites est la mauvaise adhésion des fibres à la matrice, la faible résistance à l'absorption d'humidité, une température de fonctionnement maximale de 200°C et une stabilité dimensionnelle faible. Le mélange d'une fibre hydrophile à une matrice hydrophobe engendre une mauvaise adhésion entre ces deux matériaux et des vides à l'interface. Or, la liaison fibre/matrice joue un rôle important dans les propriétés mécaniques et physiques du composite. La qualité de l'interface fibre/matrice a une influence significative en fatigue par exemple. Le chargement maximal à l'apparition de la fissure est plus faible et la propagation de celle-ci est plus rapide pour des composites à fibres naturelles non traitées (Gassan, 2002). Certains traitements chimiques sont mis en place pour faciliter cette adhésion. Des méthodes variées comme les traitements corona, plasma, alcalin, thermique, la greffe par copolymérisation, le traitement avec des silanes ou encore avec d'autres produits chimiques ont permis d'améliorer la compatibilité des fibres avec la matrice. L'objectif est de trouver un traitement peu coûteux capable de modifier la surface de la fibre naturelle pour faciliter la dispersion des fibres dans la matrice et former une liaison covalente entre la fibre et la matrice. L'interaction entre les fibres est forte et issue d'une liaison intermoléculaire de type ponts hydrogènes, formant ainsi des paquets de fibres. Le problème de ce type de traitement est la réaction chimique avec la cellulose (qui fournit les propriétés à la fibre), le réarrangement micro fibrillaire qui modifie les propriétés mécaniques

de la fibre et l'utilisation de matériel et produit chimique onéreux (Bogoeva-Gaceva et al., 2007; Sedan, 2007).

2.1.3 Influence de l'humidité et de la température sur les performances mécaniques du stratifié

Comme toutes les fibres naturelles, les fibres de lin sont très sensibles à l'absorption d'eau lors d'un stockage dans des conditions normales. Une forte teneur en humidité des fibres conduit à une mauvaise adhérence entre les fibres et la matrice. Or, le rôle principal de la matrice est de maintenir la cohésion du matériau et de transférer la charge aux fibres. Ainsi, il en découle un mauvais transfert de charge entre les fibres et la matrice et une baisse des propriétés mécaniques (Avril et al., 2012).

Les fibres naturelles sont très sensibles à l'humidité et à la température. Ces deux phénomènes peuvent interagir pour créer un phénomène de couplage qui détériore d'autant plus vite les fibres naturelles. Lorsque la fibre est en plus soumise à une charge mécanique, on nomme ce comportement thermo-hydro-mécanique ou thermo-hydro-viscoélastique (Hoo Thi, 2008). C'est ce comportement qu'étudie Bouzouita (2011). Il s'intéresse à l'absorption d'eau pour un composite à fibres de chanvre et matrice PP (polypropylène). Il teste plusieurs humidités (80 %HR et 100 %HR) à différentes températures (23°C, 70°C et 90°C). Les échantillons sont placés dans ces conditions pendant trois mois. Les résultats montrent que les propriétés hydrothermales sont influencées par la température comme si l'absorption/diffusion de l'eau dans la fibre était activée thermiquement. Plus la température de vieillissement augmente, plus le coefficient de diffusion (D) et la teneur maximale en humidité (Mm) augmentent tandis que le temps pour atteindre le niveau d'équilibre d'absorption diminue. Alors que le temps pour atteindre le maximum d'absorption est d'environ 30 jours à 23°C et 100 %HR, il n'est que de 7 jours à 70°C et 100 %HR et 3 jours à 90°C et 100 %HR (Bouzouita, 2011).

L'auteur montre ensuite l'influence de l'humidité et de la température sur les propriétés en flexion. Il note des baisses notables du module de flexion et de la contrainte ultime à la

rupture. Pour les échantillons placés sous atmosphère humide à 80 %HR, les pertes de performance mécanique sont de 5% à 23°C, 23% à 70°C et 56% à 90°C et ceux placés dans l'eau distillée (100 %HR), les pertes sont de 13% à 23°C, 29% à 70°C et 62% à 90°C. L'humidité et la température font baisser les performances mécaniques du composite et le couplage des deux phénomènes est d'autant plus néfaste pour le matériau. Ces pertes de performance seraient dues aux fibres car les essais ont aussi été faits sur des éprouvettes PP non-renforcées dans les mêmes conditions et les résultats ne montrent aucune variation. Les propriétés mécaniques ont diminué principalement après vieillissement à des températures élevées, en particulier pour les échantillons immergés dans l'eau distillée. L'Analyse mécanique dynamique (DMA) a montré que le vieillissement modifie le comportement viscoélastique des matériaux sur toute la plage de températures étudiées et dépendait des conditions de vieillissement (Bouzouita, 2011).

Plus tôt, Alvarez (2003) montre, dans son étude sur un composite à base de fibre de sisal et d'une matrice biodégradable, que l'absorption d'humidité augmente avec l'augmentation du pourcentage massique de fibres dans le composite, ce qui est normal puisque la fibre est hydrophile (Alvarez, Ruscekaite et Vazquez, 2003). Il montre également que la température joue un rôle dans l'absorption de l'humidité. Il immerge ses éprouvettes dans un bain d'eau à différentes températures (5°C, 25°C et 60°C) et observe que le maximum d'absorption et le coefficient de diffusion augmentent avec la température. Il montre aussi que la température de transition vitreuse diminue lorsque la température du bain augmente. Enfin, l'épaisseur de ses échantillons augmente de 8 à 12% de par l'absorption d'eau par les fibres. La température du bain a tendance aussi à faire augmenter les dimensions des éprouvettes, mais son influence est beaucoup moins forte que l'absorption d'eau. Les essais de flexion montrent une diminution de 30 à 40% du module avec l'absorption d'humidité et l'augmentation de la température du bain. En fait ces deux phénomènes sont liés, l'augmentation de la température du bain accroît l'absorption d'eau par le matériau et il en résulte une perte des propriétés mécaniques (Alvarez et Vazquez, 2003).

Les propriétés hydrophiles des fibres naturelles sont associées à la présence de groupes hydroxyle dans la paroi cellulaire ce qui amène une forte possibilité d'interagir avec les molécules d'eau, en formant des liaisons hydrogène, au détriment de celles entre les macromolécules de cellulose. Si la fibre est exposée à l'humidité, l'eau pénètre à travers les parois de la fibre jusqu'à ce que celles-ci soient totalement saturées en eau (eau liée). La teneur en humidité à laquelle cela se produit est appelée le point de saturation des fibres (FSP). Au-delà de ce FSP, l'eau est présente dans le lumen, dans les vides et micropores de la fibre comme eau libre (Bouzouita, 2011; Hoo Thi, 2008).

L'absorption excessive d'eau mène à une augmentation d'eau liée absorbée et une diminution d'eau libre. Dans cette situation, l'eau peut pénétrer dans le réseau de cellulose de la fibre, les capillaires, les espaces entre les fibrilles et les secteurs moins attachés des fibrilles. L'eau peut ainsi créer des liaisons chimiques avec les molécules de cellulose. La rigidité de la structure de cellulose est détruite par les molécules d'eau incorporées dans la structure du réseau de cellulose où l'eau agit comme un plastifiant. Cela permet aux molécules de cellulose de se déplacer librement, et par conséquent, la cellulose est ramollie et les dimensions de la fibre peuvent changer facilement avec l'application de forces externes (Stamboulis et Baillie, 2001; Stamboulis et Baillie, 2000).

Les fibres naturelles sont souvent comparées aux fibres de verre car leurs propriétés spécifiques sont équivalentes. Assarar (2011) montre l'influence de l'absorption d'eau sur les propriétés en traction sur des composites lin/époxy et verre/époxy. Les éprouvettes sont baignées dans l'eau jusqu'à 40 jours et des prélèvements sont fait à différents intervalles pour observer l'influence progressive de l'absorption d'eau. Il observe une diminution de 5% du module d'Young pour le composite à fibre de verre et aucune influence sur l'élongation à la rupture. Pour les fibres de lin, il observe une diminution de près de 40% du module d'Young et une augmentation de 60% de l'élongation. L'absorption d'eau entraîne donc une plastification du composite à fibre de lin. Il faut noter aussi que la contrainte maximale ne diminue que de 4% pour la fibre de lin après 20 jours d'immersion. Les mesures par émission

acoustique montrent que la perte de performance est probablement due à une mauvaise interface fibre matrice pour les deux matériaux étudiés (Assarar et al., 2011).

La température seule influence également les propriétés de la fibre de lin, c'est ce qu'étudie Baley (2005). Les fibres de lin ont été séchées pendant 14h à 105°C et ont perdu 8,3% de leur masse par évaporation de l'eau présente dans la fibre. Certaines fibres séchées ont été remises à l'air ambiant et ont retrouvé leur masse initiale en 5 heures. Les essais de traction montrent que le séchage entraîne une baisse considérable de la contrainte maximale. On note une meilleure résistance pour les fibres ayant réabsorbées de l'eau mais les propriétés sont plus faibles qu'avant séchage. Après séchage, il se produit une perte de cohésion entre les microfibrilles de cellulose et la matrice de lignine et d'hémicellulose. Avec l'augmentation de la température, l'auteur relève plusieurs points : la vaporisation de l'eau absorbée et l'augmentation de la température crée des dommages et des fissures irréversibles qui affectent les propriétés physiques de la fibre. L'évaporation de l'eau présente dans la fibre commence à partir de 60°C, à 120°C toute l'eau est évaporée et les graisses ou cires se dégradent, à 180°C la pectine se décompose et enfin à 230°C l'hémicellulose et la cellulose se dégradent entraînant ainsi la dégradation totale de la fibre. Les fibres de lin sont thermiquement sensibles et la température de service ne doit pas excéder 180°C (Baley, Morvan et Grohens, 2005).

Baley poursuit ensuite son étude en s'intéressant également au composite lin/époxy. Ses conclusions restent identiques, il observe une baisse de 40% de la résistance en traction des fibres seules et 36% pour le composite lin/époxy (Figure 2.8) (Baley et al., 2012).

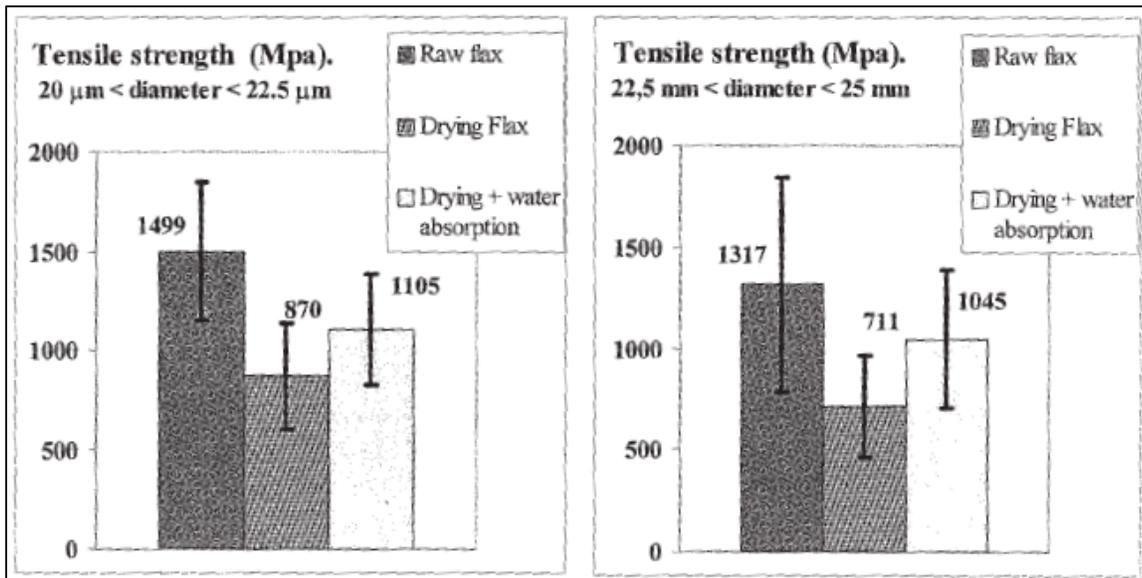


Figure 2.8 : Influence de la température sur la résistance en traction des fibres de lin (Baley, Morvan et Grohens, 2005)

La perte de performance mécanique sous l'action de la température s'explique par le fait que les coefficients d'expansion thermique des celluloses, des hémicelluloses, de la lignine et de la pectine sont différents. À une température plus haute, ces écarts deviennent plus grands et provoquent des différences de dilatation entre les composantes et, par voie de conséquence, créent des vides et des fractures. De plus, à une haute température, la teneur en humidité et en composés volatiles de la fibre est réduite. Cela crée des cavités et des vides dans la fibre, réduisant ainsi la résistance en traction et le module d'élasticité des fibres (Hoo Thi, 2008).

La faible résistance à la température des fibres de lin peut être problématique lors de l'association avec une matrice thermoplastique qui possède un cycle de cuisson allant à des températures élevées. Gourier (2014) simule un cycle de cuisson et étudie l'influence de l'exposition à plusieurs températures sur les propriétés en traction des fibres de lin. Il expose les fibres à trois températures représentatives du cycle de cuisson (23°C, 140°C, 190°C et 250°C) pendant 8 min. Ses résultats montrent une baisse du module d'Young et de la contrainte ultime après 190°C. Aucune influence de la température sur les propriétés mécaniques n'est observée avant cette température. Au-delà de 200°C, une dégradation interne de la structure apparaît, réduisant les performances mécaniques (Figure 2.9).

Enfin, l'auteur conclut que les fibres de lin sont bonnes pour renforcer les composites thermoplastiques à condition que l'exposition aux températures élevées n'excède pas 8 minutes. Un traitement de la fibre permettrait de la rendre plus résistante pour ainsi réduire toute dégradation (Gourier et al., 2014).

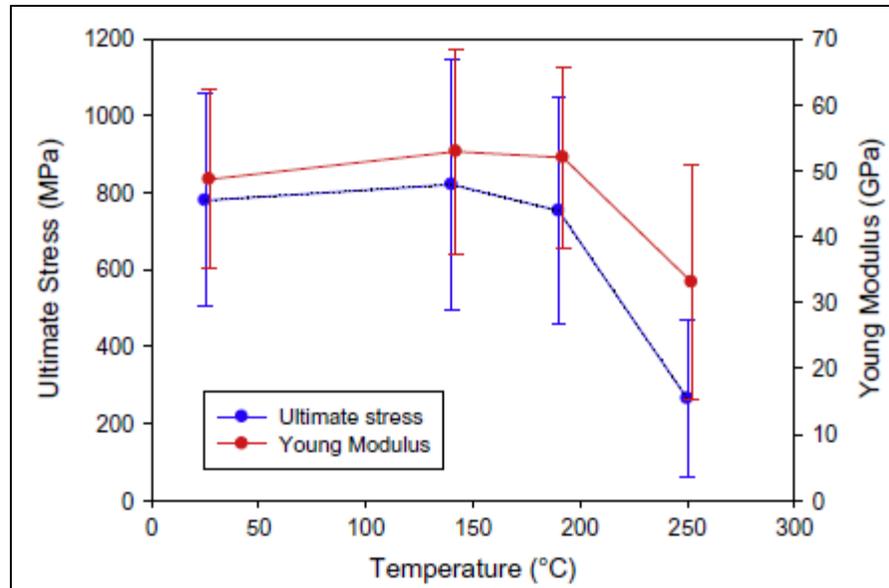


Figure 2.9 : Contrainte à la rupture et module d'Young en fonction de la température (exposition de 8 min) (Gourier et al., 2014)

Pour conclure, le module d'Young et la contrainte maximale à la rupture diminuent lorsque la quantité d'eau absorbée augmente sous atmosphère humide mais l'élongation augmente avec l'augmentation d'eau absorbée. Ainsi, l'humidité entraîne une plastification des fibres (Figure 2.10) tandis que la température entraîne une fragilisation des fibres (Figure 2.11) (Le Duigou et al., 2014).

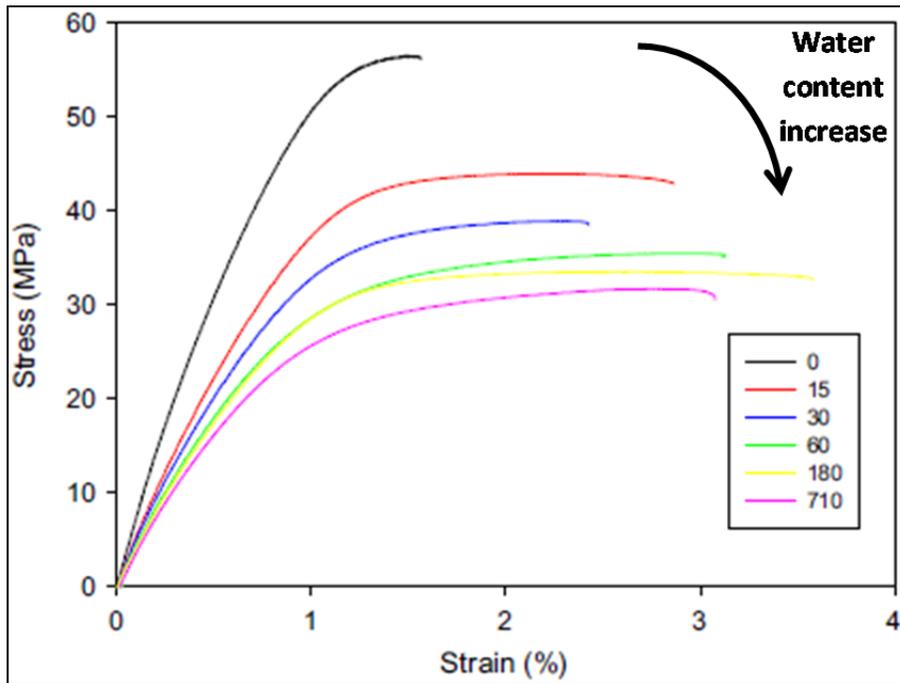


Figure 2.10 : Comportement en traction sous l'influence de l'humidité du bio-composite Lin/PLA (Le Duigou et al., 2014)

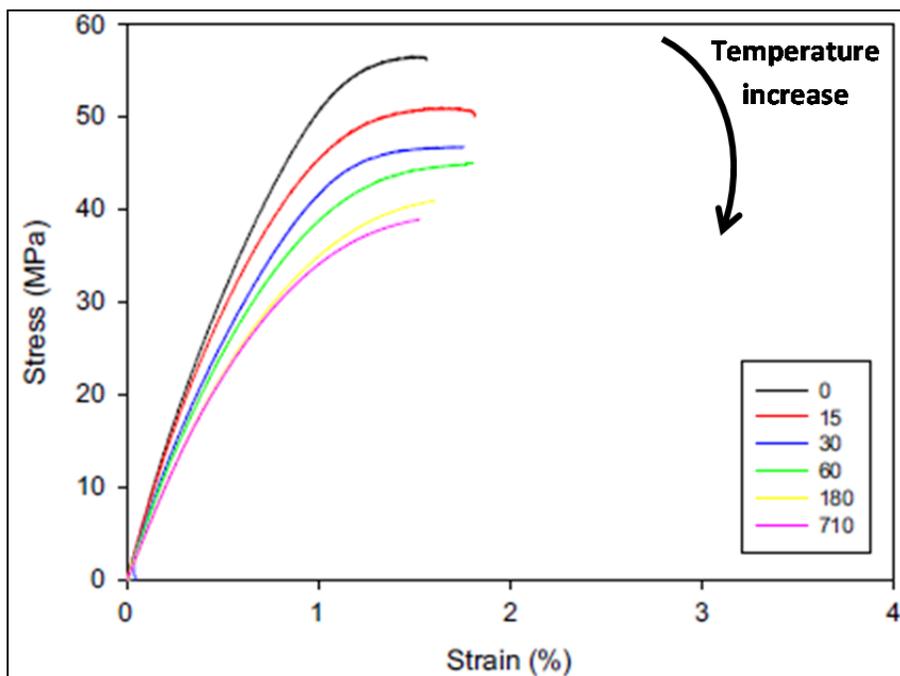


Figure 2.11 : Comportement en traction sous l'influence de la température du bio-composite Lin/PLA (Le Duigou et al., 2014)

2.1.4 Usinage des composites à fibres naturelles

Beaucoup d'études ont été citées sur la mise en œuvre de composites à fibres naturelles, la caractérisation des propriétés mécaniques, le comportement face à l'humidité et la température et leur influence sur les propriétés et l'amélioration des propriétés par différents traitements chimiques ou mécaniques. Malheureusement, il existe peu d'études sur l'usinage des composite à base de fibres de lin. On peut trouver quelques études sur l'usinage (perçage, tournage et fraisage) de composites à matrice plastique renforcée de fibres naturelles (NFRP) autre que le lin. Celles-ci ont pour but d'identifier le comportement global du NFRP pendant l'usinage en termes de rugosité de surface, d'efforts de coupe et de délaminage en fonction des paramètres de coupe en utilisant une analyse statistique de la variance (ANOVA).

Plusieurs études s'intéressent au perçage des composites à fibres naturelles. Naveen (2012) étudie l'influence des paramètres de perçage ainsi que le pourcentage volumique de fibres sur la qualité du perçage (facteur de délamination) sur un composite à fibres de chanvre. Il teste trois vitesses de coupe (2000 tr/min, 3000 tr/min et 4000 tr/min), quatre vitesses d'avances (0,1 mm/tr, 0,2 mm/tr, 0,3 mm/tr et 0,5 mm/tr) et trois pourcentages volumiques de fibres (10%, 20% et 30%). Il montre que la vitesse d'avance (*feed*) est le facteur qui influence le plus le délaminage. Les dommages augmentent avec la vitesse d'avance et diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Néanmoins, la vitesse de coupe et le pourcentage volumique de fibres ont une faible influence sur les résultats, comparés à la vitesse d'avance. Pour le plus mauvais trou, il observe un fort délaminage et des fibres non coupées. Les paramètres optimaux sont une faible vitesse d'avance (0.1 mm/tr), une forte vitesse de coupe (4000 tr/min) et un pourcentage de fibres de 30% (Naveen, Yaraswi et Prasad, 2012). Des études similaires utilisent une analyse statistique de la variance (ANOVA) pour observer l'influence des paramètres de coupe et du diamètre de l'outil sur le délaminage de composites à fibres de chanvre (Babu, Babu et Gowd, 2012; 2013b; 2014), de coco (Azuan, 2013; Jayabal et Natarajan, 2011), de banane sisal et roselle (Chandramohan et Marimuthu, 2011), de vetiver (Vinayagamoorthy et al., 2014), de sisal (Bajpai et Singh, 2013) et de composites hybrides verre-sisal (Durão et al., 2012; Ramesh, Palanikumar et Reddy, 2014b) et verre-

sisal-jute (Ramesh, Palanikumar et Reddy, 2014a). Tous ces auteurs montrent que les efforts de coupe et délaminage augmentent avec la vitesse d'avance et le diamètre de l'outil et diminuent avec l'augmentation de la vitesse de rotation de l'outil. La vitesse d'avance et le diamètre de l'outil ont la plus forte influence sur les efforts de coupe et les dommages tandis que la vitesse de rotation de la broche influence très peu les résultats. Les paramètres optimaux sont un faible diamètre d'outil, une faible avance et une forte vitesse de coupe. De plus, la géométrie de l'outil et la technologie influencent grandement la qualité du perçage et les efforts de coupe. Les outils de type HSS (*High Steel Speed*) sont à proscrire car ils fournissent un perçage médiocre (forte délamination) et des efforts de coupe maximaux (Aiman Akmal, Azmi et Khalil, 2014; Ramesh, Palanikumar et Reddy, 2014b).

Pour les opérations de tournage, on peut trouver les mêmes conclusions. Somsakova (2012) montre que la rugosité de surface augmente avec l'augmentation de l'avance lors du tournage d'un composite à fibres de bois. Une avance élevée produit un très mauvais fini de surface. De plus, un outil avec un rayon de bec élevé fournit un meilleur fini de surface (Somsakova et al., 2012).

Concernant le détournage des pièces, Vinayagamoorthy (2012) étudie l'influence de la vitesse de coupe (210 RPM, 660 RPM, 1750 RPM), de la vitesse d'avance (0,04; 0,08 et 0,15 mm/rev) et de l'épaisseur de passe (1; 1,5 et 2 mm) sur les efforts de coupe d'un composite à fibre de jute et résine polyester. Il montre que la vitesse d'avance et l'épaisseur de passe sont les facteurs influençant le plus les efforts de coupe. Ces derniers augmentent avec la vitesse d'avance et l'épaisseur de passe et diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Encore une fois, une haute vitesse de coupe, une faible avance et une faible épaisseur de passe sont les paramètres offrant les plus faibles efforts de coupe (Vinayagamoorthy et Rajeswari, 2012). Babu (2013) va plus loin et étudie l'influence des paramètres de coupe (vitesse de rotation de la broche, N et avance par tour, f) sur le facteur de délamination (F_d) et sur la rugosité de surface (R_a) sur différents composites à fibres de chanvre, de jute, de banane, et de verre. Pour tous les composites étudiés, F_d et la rugosité de surface augmentent avec l'avance et diminuent avec l'augmentation de la vitesse de rotation de la broche. Le

composite à fibres de chanvre fournit les meilleurs résultats en termes de rugosité et F_d les plus faibles (Babu, Babu et Gowd, 2013a).

Enfin, Chegdani (2015) étudie le détournage de trois composites NFRP à fibres de bambou, de sisal et de miscanthus. Il teste trois vitesses d'avances et conserve constantes les vitesses de coupe ($V_c = 47$ m/min) et épaisseur de passe (1 mm). Il montre une augmentation des efforts de coupe avec la vitesse d'avance pour les trois composites. Les fibres de sisal génèrent le plus d'effort de coupe tandis que celles de bambou génèrent le moins d'effort de coupe. Comparativement, il montre que l'énergie de coupe est plus faible pour les fibres ayant un module d'Young plus élevé. Le fini de surface dépend significativement de la rigidité de la fibre, du diamètre des fibres et de la qualité de l'interface fibre-fibre (Chegdani et al., 2015).

Des études comparatives de composites à fibres naturelles (NFRP) et fibres de verre (GFRP) montrent que ceux à fibres naturelles génèrent beaucoup moins d'efforts de coupe lors de l'usinage. Cependant, le NFRP est plus sensible à la découpe où on observe un plus fort taux de délamination et un fini de surface moins bon après usinage comparé aux GFRP. Les propriétés locales des fibres influencent le comportement de ce type de matériaux face à l'usinage en terme de délamination et de rugosité (Durão et al., 2012; Naveen, Yasaswi et Prasad, 2012; Ramesh, Palanikumar et Reddy, 2014a; Ramesh, Palanikumar et Reddy, 2014b). De fait, le caractère particulier et la composition des fibres naturelles sont à l'origine de la difficulté à les usiner. Leur comportement viscoélastique provoque une importante déformation de la fibre lors de l'usinage (Figure 2.12). La fibre n'est pas cisailée, mais subit plutôt une flexion et un glissement entre la surface usinée et l'outil ce qui crée des ruptures aux interfaces fibre-fibre et fibre-matrice lors du passage de l'outil et génère des fibres non coupées qui dépassent de la surface, contribuant ainsi à un mauvais fini de surface et une rugosité élevée (Chegdani et al., 2015).

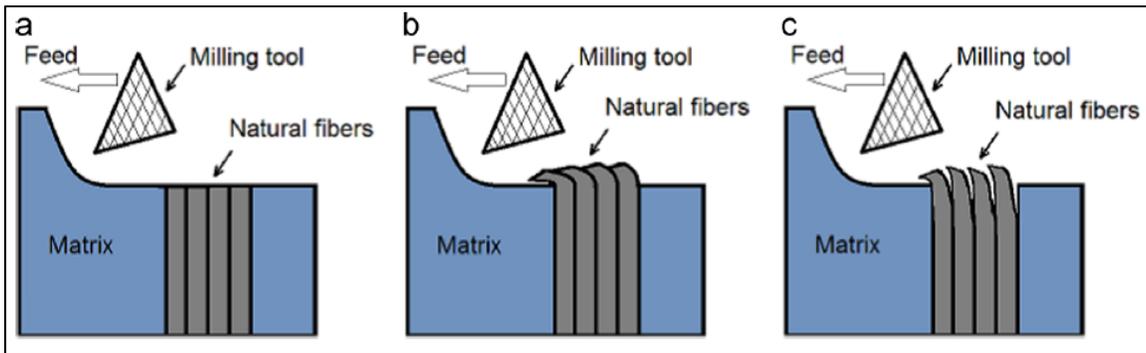


Figure 2.12 : Principaux mécanisme de coupe des fibres naturelles. a) Cisaillement idéale, b) Cisaillement réel, c) Cisaillement réel avec rupture de l'interface fibre-fibre (Chegdani et al., 2015)

2.1.5 Résumé

La fibre naturelle est au cœur des problématiques industrielles d'aujourd'hui et de demain. D'abord, par son caractère biodégradable et recyclable, elle répond à la problématique de fin de vie des pièces et peut être broyée pour faire moulage par injection ou ultimement du compost. Ensuite, elle offre une réduction de la consommation d'énergie, puisque sa production consomme peu d'énergie comparativement aux fibres synthétiques comme le verre ou le carbone. De plus, par ses propriétés spécifiques exceptionnelles et comparables aux fibres de verre, elle permet une réduction de poids des structures pour une résistance équivalente, et donc offre une économie d'énergie pour les voitures, trains, avions, etc. Enfin, elle permet une réduction des coûts non négligeable car elle est relativement bon marché et est présente en grande quantité. Elle est peu abrasive, ce qui offre une économie considérable sur l'outillage.

Malheureusement, ces fibres ne sont pas inertes, ce qui constitue leur principal inconvénient. En effet, l'humidité et la température ont une forte influence sur ses propriétés mécaniques et sa stabilité dimensionnelle. On peut voir une diminution des performances mécaniques et une augmentation des dimensions des pièces sous atmosphère humide et chaude. De plus, ces fibres sont hydrophiles, et le mélange avec une matrice hydrophobe provoque une mauvaise interface fibre/matrice qui réduit les propriétés mécaniques. Enfin, son caractère

biodégradable peut être problématique pour tout ce qui touche à la durée de vie des pièces. Néanmoins, il existe des traitements chimiques ou mécaniques permettant d'améliorer l'interface fibre/matrice et de protéger la fibre contre les attaques extérieures.

Cette revue de la littérature cite beaucoup d'études sur la mise en œuvre de composites à fibres naturelles, la caractérisation des propriétés mécaniques, le comportement face à l'humidité et la température et leur influence sur les propriétés, sur l'amélioration des propriétés par différents traitements chimiques ou mécaniques. Malheureusement, on trouve peu d'études sur l'usinage de ces matériaux. Les quelques études citées montrent que la vitesse d'avance a un effet majeur sur les efforts de coupe, le délaminage et la rugosité de surface, suivie par le diamètre de l'outil dans le cas du perçage et l'épaisseur de passe dans le cas du détournage. La vitesse de coupe a une faible influence sur le fini de surface et les efforts de coupe. Les efforts de coupe, le facteur de délamination et la rugosité augmentent avec la vitesse d'avance, le diamètre de l'outil et l'épaisseur de passe et diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Les composites à fibres naturelles génèrent moins d'effort de coupe que les fibres synthétiques, mais ont des surfaces plus rugueuses et un facteur de délamination plus élevé dû au caractère viscoélastique de la fibre.

Il pourrait être intéressant de montrer l'intérêt d'utiliser des fibres naturelles pour sa facilité à être usiné. C'est principalement le but poursuivi par cette étude. Dans un premier temps, des essais préliminaires sont effectués afin de trouver un outil et un procédé capable d'usiner correctement ce matériau. Des observations sur l'usinabilité d'un composite à fibres de lin face à différentes méthodes de coupe sont faites à cette étape. Dans un second temps, l'influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur le fini de surface et les efforts de coupe sera étudiée lors d'une opération de détournage avec les outils sélectionnés suite aux essais préliminaires.

2.2 Fabrication des stratifiés

La première étape a consisté à fabriquer des plaques de composites pour la réalisation des essais de détournement. Le moulage des plaques a été effectué au sein du Laboratoire de mécanique et éco-matériaux (LMEM) de l'Université du Québec à Trois-Rivières (UQTR). Le composite est constitué de fibres de lin provenant de la compagnie LINEO en France et d'une résine époxy 820 Marine de la compagnie ADTECH. Les Tableaux 2-4 et 2-5 montrent les principales propriétés tirées des fiches techniques des couches de renfort et de la matrice utilisées.

Tableau 2-4 : Propriétés des fibres

Propriétés de la fibre	
Nom	FlaxTape 200
Entreprise	LINEO
Densité Surfaccique	200 g/m ²
Densité volumique	1,45 g/cm ³
Type	Fibre sèche
Orientation	UD 0°

Tableau 2-5 : Propriétés de la résine

Propriétés de la résine	
Résine	820 Marine
Catalyseur	824 Hardener
Entreprise	ADTECH
Viscosité	0.425 Pa.s
Densité	1.11 g/cm ³

Des plaques de 28 cm x 28 cm (11'' x 11'') ont été produites par le procédé d'injection de résine. Différents empilements ont été réalisés, soit $[0]_8$ (empilement de 8 couches à 0°) et $[\pm 45]_4$ (empilement par intermittence d'une couche à $+45^\circ$ et -45°) pour l'étude de l'usinabilité suivant différentes orientations de fibres. Les fibres unidirectionnelles de lin sont fournies en rouleau de 40 cm de large. À partir du rouleau, 8 plis de 28 cm x 28 cm sont découpés puis empilés (Figure 2.13).



Figure 2.13 : Découpe des plis

Ces plis sont ensuite déposés dans un moule plat métallique (Figure 2.14). L'étanchéité est assurée par un joint, le moule est fermé et retenu par 8 vis et l'épaisseur requise de la cavité est obtenue à l'aide de cales déposées à l'intérieur du moule avant la fermeture (Figure 2.15). Le moule est d'abord chauffé dans un four à 40°C afin de faciliter l'écoulement de la résine et le mouillage des fibres pendant l'injection. La température a pour effet de diminuer la viscosité de la résine et donc faciliter l'écoulement à travers les fibres. La résine est pesée puis mélangée avec le catalyseur, et le mélange est ensuite dégazé dans un pot à vide. La

résine est injectée dans le moule à l'aide d'un compresseur et d'un pot pressurisé à 0,2 bar au début, puis augmentée petit à petit jusqu'à 1 bar (Figure 2.16). L'injection se fait à un volume de fibre (V_f) de 35 %. Pour y arriver, des cales d'épaisseur de 3,14 mm sont utilisées et placées entre la partie inférieure et la plaque intermédiaire. Lorsque toute la résine est injectée dans le moule, l'entrée est bloquée à l'aide d'une pince en pinçant le tuyau d'entrée, les cales de 3.14 mm sont alors retirées puis remplacées par des cales de 2,2 mm. Le moule est ensuite resserré jusqu'à appuyer sur les cales pour obtenir un v_f final avoisinant les 50%. Cette approche permettrait de faciliter l'écoulement de la résine à un v_f plus faible. Elle permet également l'écoulement du surplus de résine créé à $v_f = 35\%$ et l'évacuation complète de l'air présent dans la plaque lors du serrage final du moule jusqu'à $v_f = 50\%$. Par la suite, le moule est placé 4h au four à 80°C afin d'accélérer la cuisson de la résine. Finalement, après démoulage, une post-cuisson de 24h à 60°C est réalisée afin d'obtenir un taux de polymérisation le plus élevé possible.

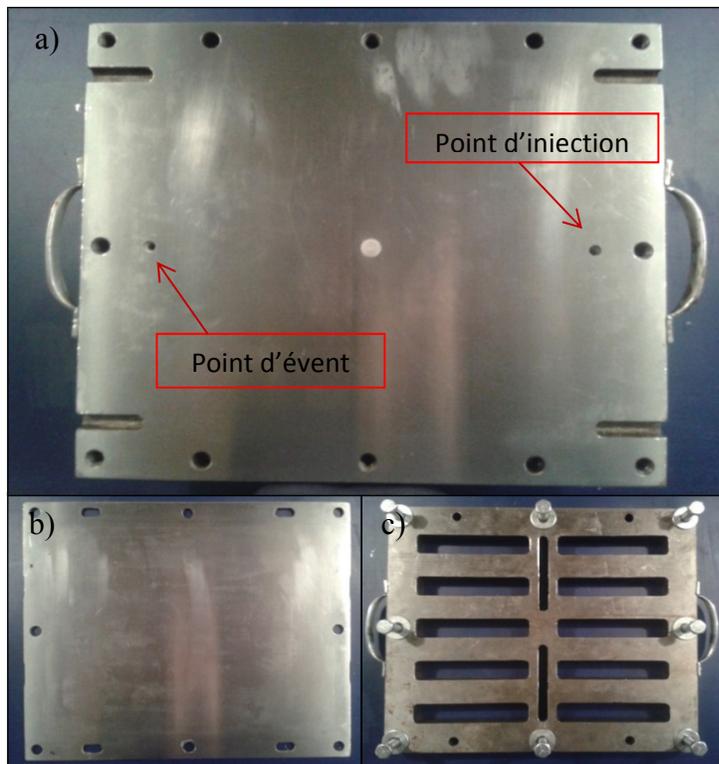


Figure 2.14 : Moule : a) partie inférieure, b) plaque intermédiaire, c) partie supérieure

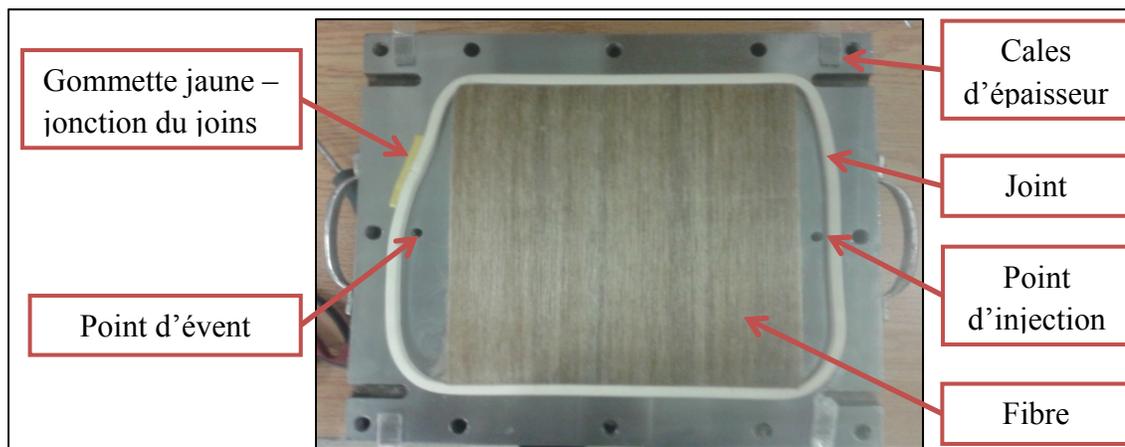


Figure 2.15 : Moule avec fibres et joint d'étanchéité

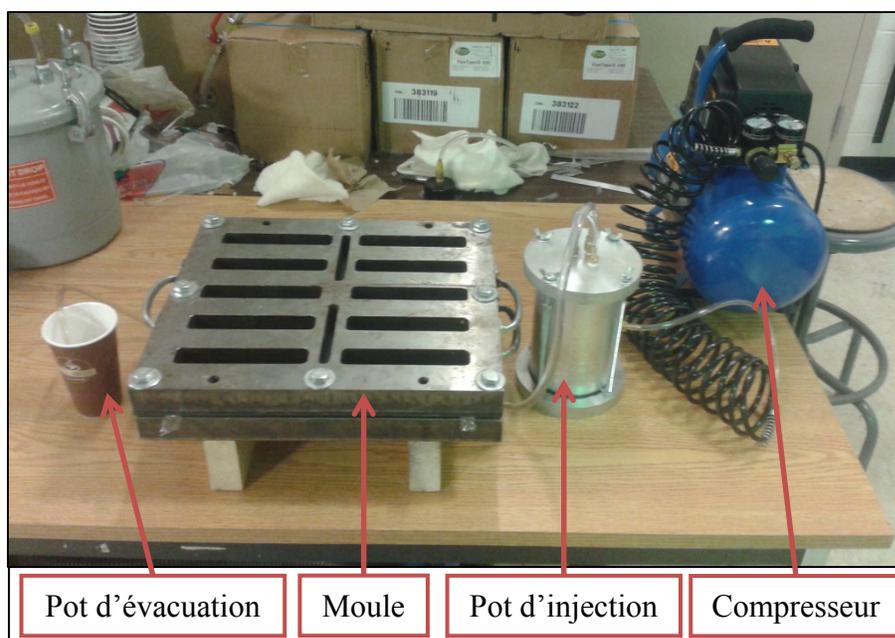


Figure 2.16 : Montage d'injection

2.3 Essais préliminaires

Avant d'opérer les essais de détourage en faisant varier les paramètres de coupe, des essais préliminaires sont réalisés pour évaluer l'usinabilité du lin et observer son comportement face à différentes méthodes de coupe. La découpe à la scie abrasive, le détourage à la fraise

abrasive et à fraises à détourer sont effectuées dans un premier temps. Ces essais préliminaires, méthodes et résultats, sont présentés à la section qui suit.

2.3.1 Découpe à la scie abrasive et fraisage à l'aide d'une fraise abrasive

Le premier essai préliminaire consiste à observer l'usinabilité du lin face à une méthode de coupe simple, soit la scie abrasive (Figure 2.17 a). La découpe est effectuée suivant les différentes orientations de fibres et pour deux vitesses d'avance (lente et rapide). L'avance se faisant manuellement, elle ne peut être contrôlée, il s'agit plus ici d'un critère qualitatif d'appréciation. La découpe a d'abord été faite à sec (Figure 2.17 b)) puis avec une lubrification à l'eau (Figure 2.18).

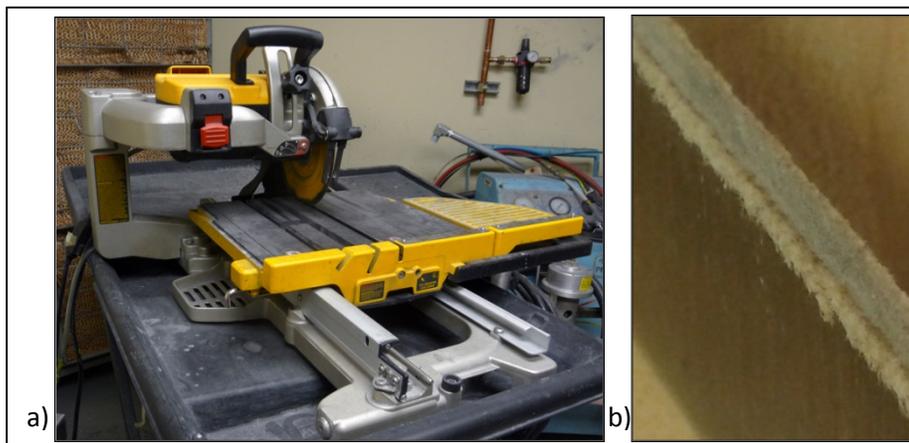


Figure 2.17 : a) Scie abrasive, b) Découpe à la scie sans lubrification dans le sens des fibres à 90°

La découpe à la scie fournit un fini de surface très médiocre quelque-soit le type de lubrification ou la vitesse d'avance. On observe une surface brûlée et une forte délamination du pli de surface, en particulier pour les fibres orientées à 90° et +/- 45°. Les fibres non coupées du pli de surface ne sont pas très hautes (< 1 mm) mais sont denses et consistent d'avantage par une délamination du pli de surface sur toute la longueur usinée plutôt que de quelques fibres non coupées (Figure 2.18). La délamination est plus forte pour des vitesses d'avance plus rapides.

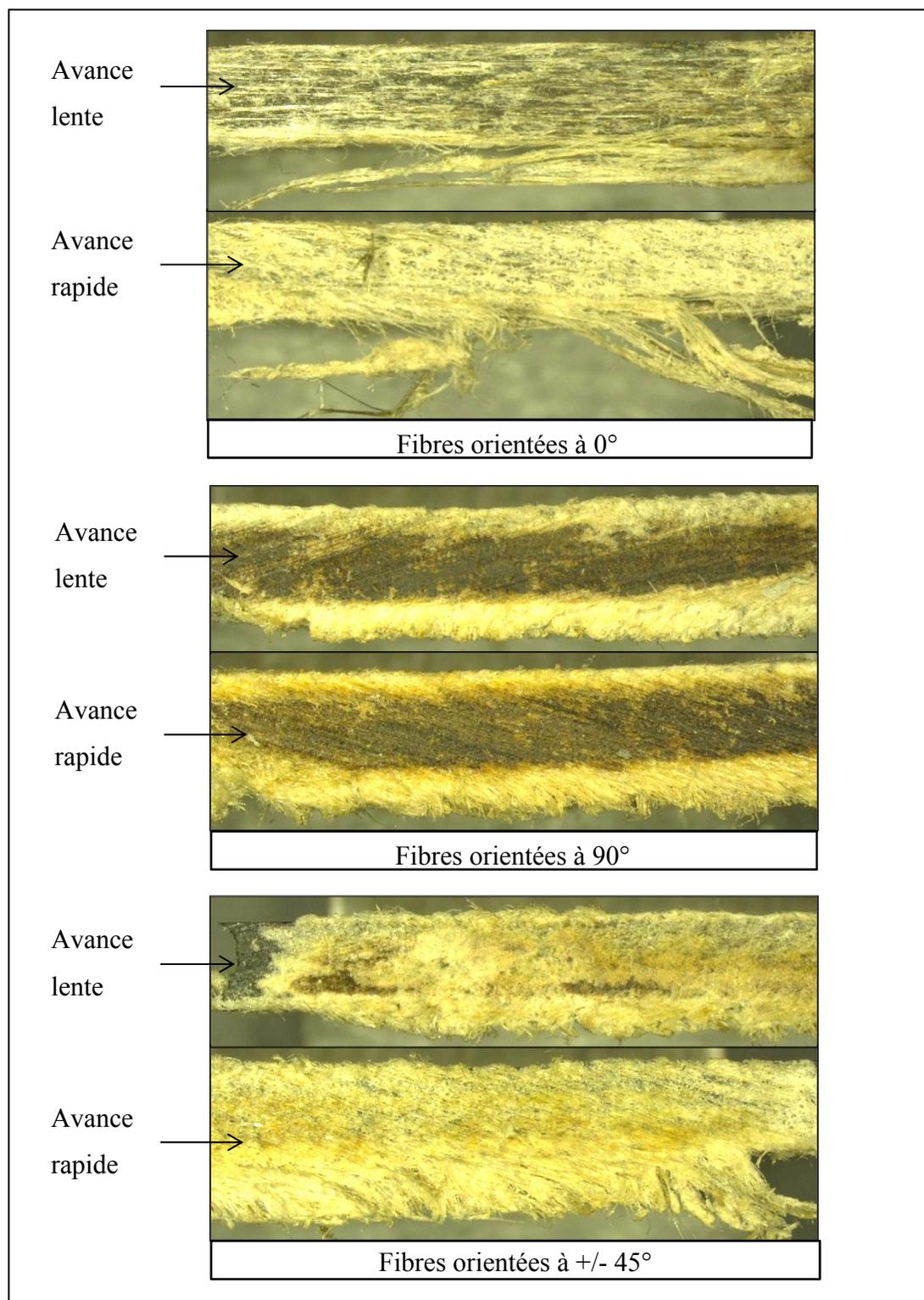


Figure 2.18 : Découpe à la scie abrasive suivant les différentes orientations de fibres, à deux vitesses d'avance différentes, avec lubrification à l'eau

Par la suite, des essais de fraisage à l'aide d'une fraise abrasive (*burr tool*) ont été réalisés. Les résultats sont pires que ceux obtenus avec la scie. Les fibres ne sont pas coupées mais arrachées. La résine est broyée par l'outil et beaucoup de fibres non coupées dépassent de la section usinée (Figure 2.19). Pour conclure, un outil abrasif n'est vraiment pas recommandable pour l'usinage de ce type de matériau, du moins pas pour les paramètres de coupe utilisés. La matière est d'avantage arrachée que coupée, le fini de surface est médiocre et on observe un fort taux de fibres non coupées et de la délamination.

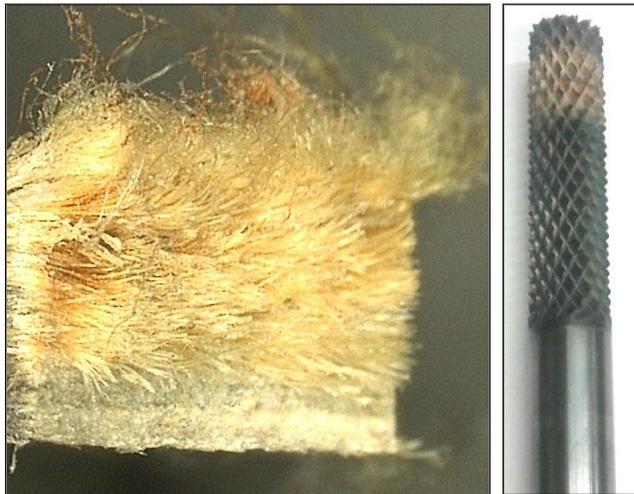


Figure 2.19 : Fraisage à l'aide d'une fraise abrasive

2.3.2 Fraisage à l'aide d'une fraise 4 dents HSS

La découpe par un outil abrasif ne montrant pas de bons résultats, un second essai est fait et vise à effectuer une découpe à l'aide d'un outil très tranchant. L'idée est qu'un outil plus tranchant devrait être capable de bien découper ce matériau. Le détournement est fait perpendiculairement aux fibres, soit à 90° , angle pour lequel le délaminage est maximum, en utilisant un outil en acier rapide sans revêtement, très tranchant, muni d'un rayon d'arête très faible et d'un angle d'hélice d'environ 10° (Fraise HSS $\text{Ø}3/8$ 4 dents sans revêtement). Il s'agit d'un outil habituellement utilisé pour l'usinage de l'aluminium. L'usinage se fait à plein engagement de l'outil dans la matière sur le centre d'usinage HURON K2X10.

Comme le montre Les Figure 2.20 et 2.21, différentes vitesses de coupe et d'avance ont été testées. Pour chaque configuration, on observe des fibres non coupées, encore plus nombreuses et plus longues que lors de l'usinage avec un outil abrasif. Cependant ces fibres non coupées sont moins dense et il ne s'agit pas ici de délamination complète du pli de surface. La hauteur et la quantité de fibres non coupées semblent augmenter avec l'avance, mais semble aussi augmenter lorsqu'on diminue celle-ci en deçà de 0,07 mm/tr. En fait, une avance comprise entre 0,09 et 0,07 mm/tr semble offrir les meilleurs résultats, voire les moins pires. Le fini de surface de la section coupée est de bien meilleure qualité avec la fraise HSS que celle obtenue avec un outil abrasif. Les paramètres de coupe ne semblent pas influencer le fini de surface. En fait, aucune distinction visuelle n'est observée pour les différentes découpes réalisées (Figure 2.22 et Figure 2.23). De la découpe incomplète (arachage de fibres, et fibres non coupées sur le pli de surface) apparaît pour les vitesses de coupe et d'avance les plus élevées (Figure 2.22 et Figure 2.23).

En définitive, les résultats de la découpe à l'aide d'une fraise HSS ne sont pas satisfaisant car il y a beaucoup trop de fibres non coupées longues et denses et le fini de surface est de mauvaise qualité.

Note : Sur les figures 2.20 et 2.21, l'outil tourne dans le sens des aiguilles d'une montre et se déplace de bas en haut. La section usinée en opposition est donc à gauche de la rainure et celle usinée en avalant à droite.

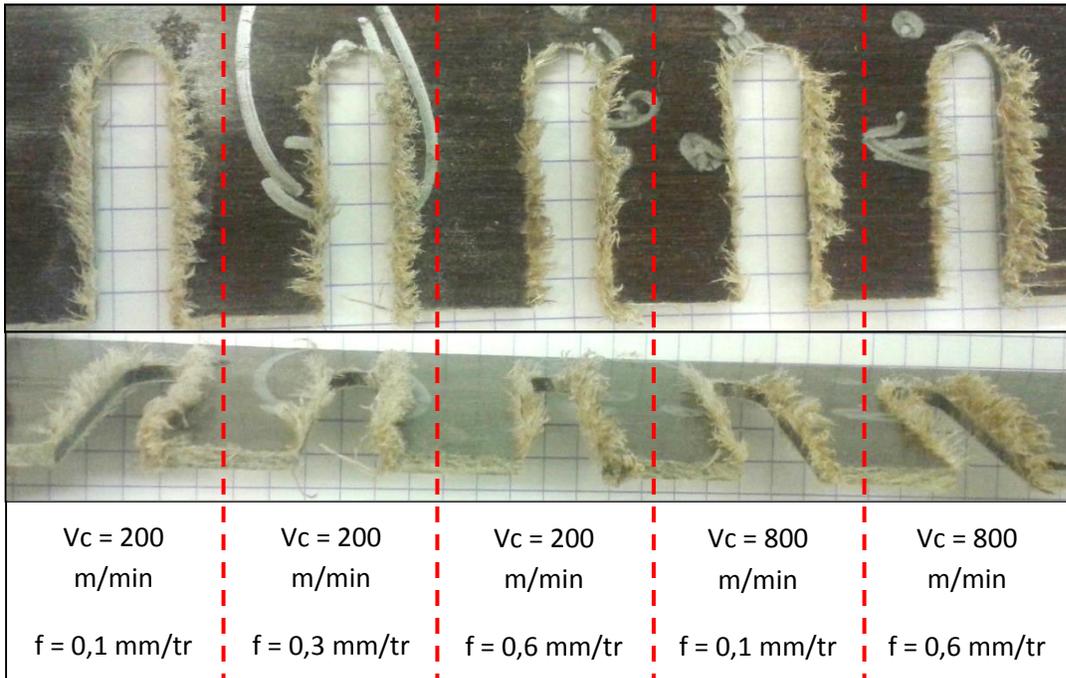


Figure 2.20 : Détourage suivant plusieurs paramètres de coupe avec une fraise HSS

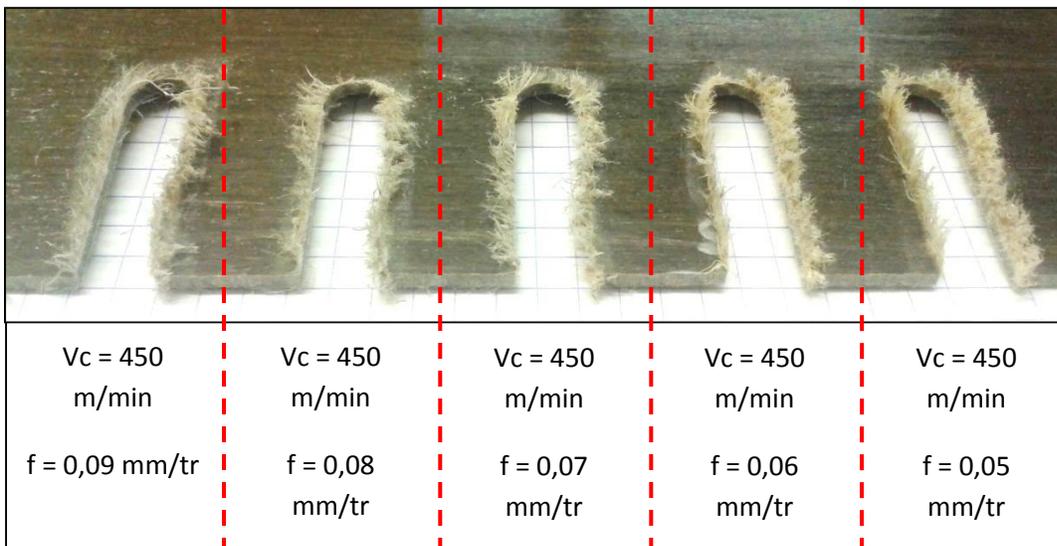


Figure 2.21 : Détourage à avance plus faible avec une fraise HSS

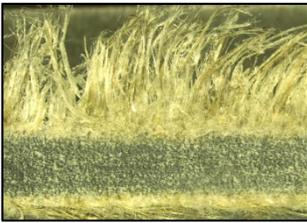
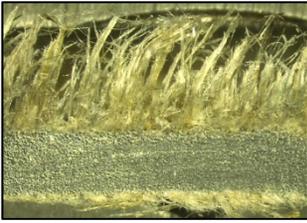
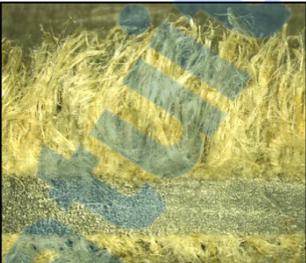
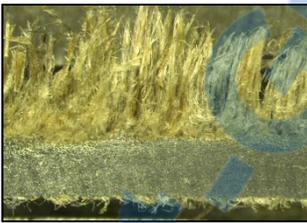
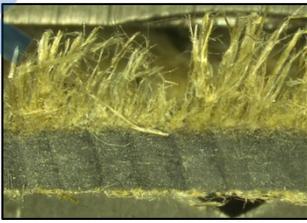
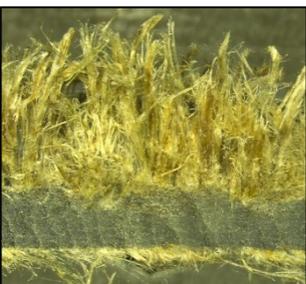
Opposition	Avalant	
		$V_c = 200 \text{ m/min}$ $f = 0,1 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 200 \text{ m/min}$ $f = 0,3 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 200 \text{ m/min}$ $f = 0,6 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 800 \text{ m/min}$ $f = 0,1 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 800 \text{ m/min}$ $f = 0,6 \text{ mm/tr}$

Figure 2.22 : Sections usinées avec une fraise HSS suivants différents paramètres

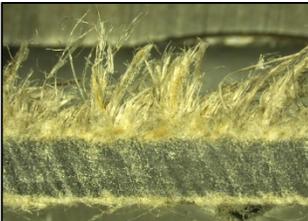
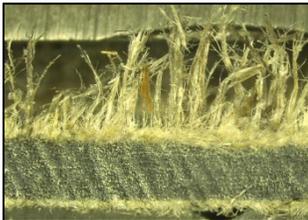
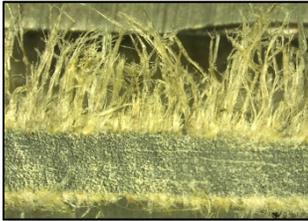
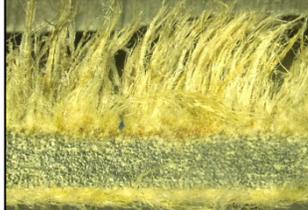
Opposition	Avalant	
		$V_c = 450 \text{ m/min}$ $f = 0,09 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 450 \text{ m/min}$ $f = 0,08 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 450 \text{ m/min}$ $f = 0,07 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 450 \text{ m/min}$ $f = 0,06 \text{ mm/tr}$
		$V_c = 450 \text{ m/min}$ $f = 0,05 \text{ mm/tr}$

Figure 2.23 : Sections usinée avec une fraise HSS suivants différentes vitesses d'avance

2.3.3 Fraisage à l'aide d'une fraise à détourer 6 dents revêtue diamant par CVD

2.3.3.1 Objectifs

L'objectif de ces essais est d'observer la découpe à l'aide d'une fraise en carbure et de valider s'il est possible d'obtenir une belle coupe lors du détourage du composite lin/époxy en faisant varier l'épaisseur de passe. En effet, les précédentes découpes ont été effectuées à pleine profondeur de passe axiale et radiale, c'est-à-dire que l'outil est entièrement engagé dans la matière. L'idée ici est de réaliser plusieurs découpes en variant l'épaisseur de la découpe de 4 mm à 1 mm.

2.3.3.2 Montage et protocole de découpe

Les opérations de détourage sont réalisées sur une fraiseuse conventionnelle avec un outil carbure revêtu diamant CVD de diamètre 9.5 mm muni de 6 dents (Figure 2.24).

Le protocole d'usinage est celui de la Figure 2.25. La plaque de 170 mm x 250 mm est placée dans le montage et l'usinage se fait dans le sens de la longueur, perpendiculairement aux fibres. Deux vitesses de coupe, deux vitesses d'avance et quatre épaisseurs de passes sont testées pour un total de 20 combinaisons (Tableau 2-6). Quatre rainures sont d'abord effectuées à plein engagement de l'outil dans la matière, puis les bords usinés en opposition (bord gauche de la rainure) sont détournés suivant l'épaisseur de passe choisie. Enfin, la bande est découpée à la scie à ruban, et l'opération est répétée sur le reste de la plaque pour une épaisseur de passe différente (Figure 2.25).

Les critères d'observation pour juger la qualité de la coupe sont le nombre et la hauteur des fibres non coupées et l'aspect visuel de la section usinée.

La fraiseuse conventionnelle offre une plage très limitée de paramètres de coupe. La vitesse maximale de rotation de la broche est de 5000 tr/min ($V_c = 150$ m/min) et seule la vitesse d'avance de la table est réglable et sa valeur max est de 900 mm/min. Les paramètres de

coupe sont donc choisis de telle sorte à atteindre les valeurs maximales offertes par la machine et un couple de valeurs intermédiaires (Tableau 2-6).



Figure 2.24 : Montage d'usinage

Tableau 2-6 : Plan d'expérience

			Paramètres contrôlables		Paramètres calculés	
Numéro de bande	Numéro d'échantillon	Profondeur de passe (mm)	N (Tr/min)	Vf (mm/min)	f (mm/tr)	Vc (m/min)
1	11	9,5	2500	500	0,2	75
	12	9,5	5000	500	0,1	150
	13	9,5	2500	900	0,36	75
	14	9,5	5000	900	0,18	150
2	21	4	2500	500	0,2	75
	22	4	5000	500	0,1	150
	23	4	2500	900	0,36	75
	24	4	5000	900	0,18	150
3	31	3	2500	500	0,2	75
	32	3	5000	500	0,1	150
	33	3	2500	900	0,36	75
	34	3	5000	900	0,18	150
4	41	2	2500	500	0,2	75
	42	2	5000	500	0,1	150
	43	2	2500	900	0,36	75
	44	2	5000	900	0,18	150
5	51	1	2500	500	0,2	75
	52	1	5000	500	0,1	150
	53	1	2500	900	0,36	75
	54	1	5000	900	0,18	150

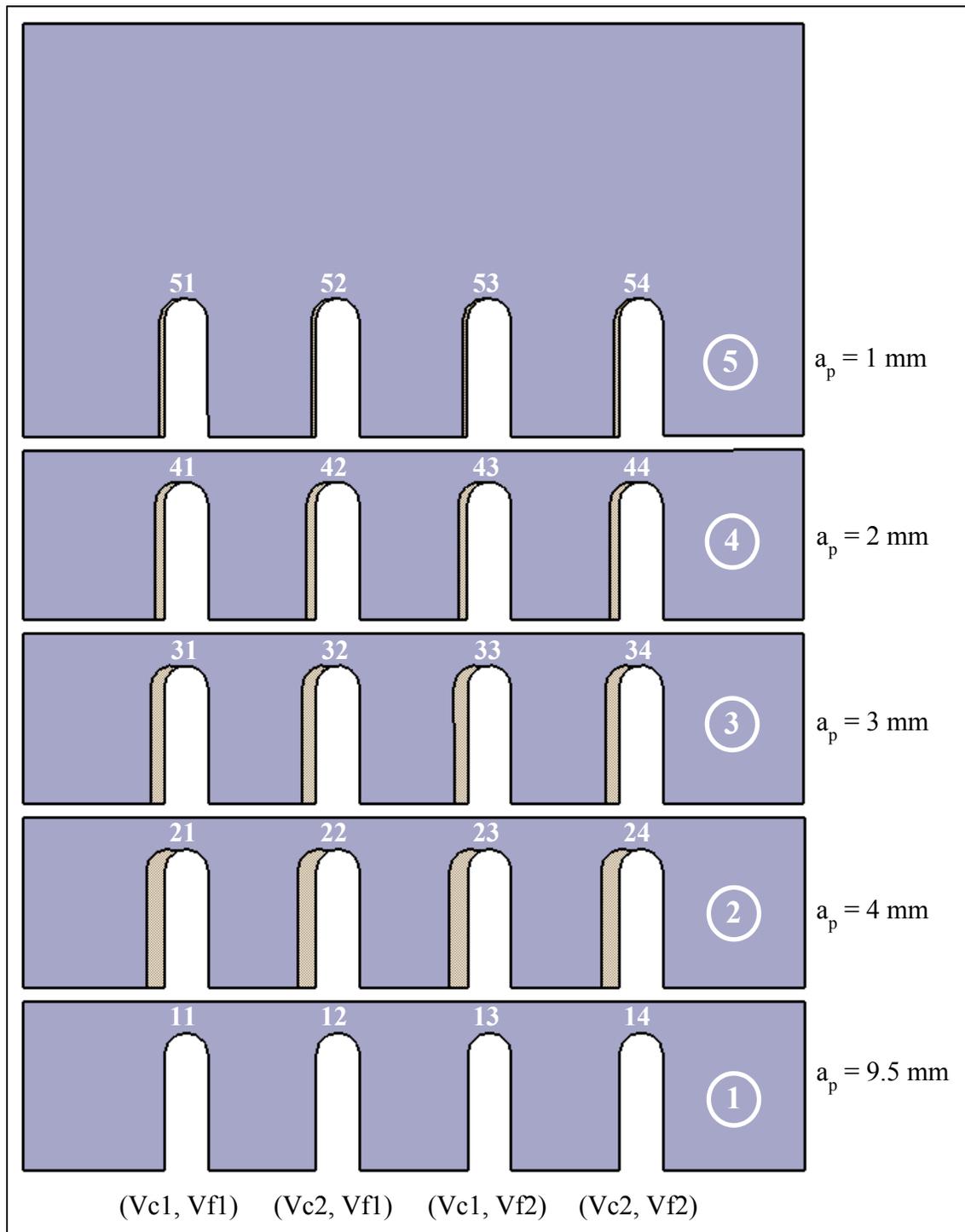


Figure 2.25 : Protocole de découpe

2.3.3.3 Analyse des résultats

L'outil en carbure de tungstène revêtu diamant fournit de meilleurs résultats que les outils abrasif ou HSS. Il y a toujours présence d'un grand nombre de fibres non coupées mais celles-ci sont moins denses et moins longues, en particulier pour le côté usiné en opposition. Le fini de surface est relativement identique entre la découpe avec une fraise en carbure et une fraise HSS.

Le mode de coupe en opposition (côté gauche de la rainure) fournit les meilleurs résultats avec une surface plus propre que le mode en avalant (côté droit de la rainure) et moins de fibres non coupées d'une hauteur de 1-2 mm contre 3-4 mm pour le mode en avalant (Figure 2.26 et Figure 2.27).

Aucun des paramètres testés ne fournit de résultats satisfaisants vis-à-vis de la section coupée. Il y a toujours présence de fibres non coupées. De plus, l'épaisseur de passe ne semble pas être un paramètre affectant la quantité de fibres non coupées. Une vitesse d'avance faible produit moins de fibres non coupées tandis qu'une plus forte vitesse d'avance en produit plus, cependant cette influence est très légère. La vitesse de coupe ne semble pas avoir une quelconque influence sur ce phénomène (Figure 2.26 et Figure 2.27).

Vis-à-vis de l'aspect visuel de la section usinée, une diminution de l'épaisseur de passe n'améliore pas le fini de surface, au contraire, ce dernier se détériore au fur et à mesure que l'épaisseur de passe diminue. Le meilleur fini de surface est observé pour les surfaces usinées à plein engagement de l'outil. Les autres paramètres (vitesse de coupe et d'avance) ne semblent pas influencer significativement le fini de surface (Figure 2.28).

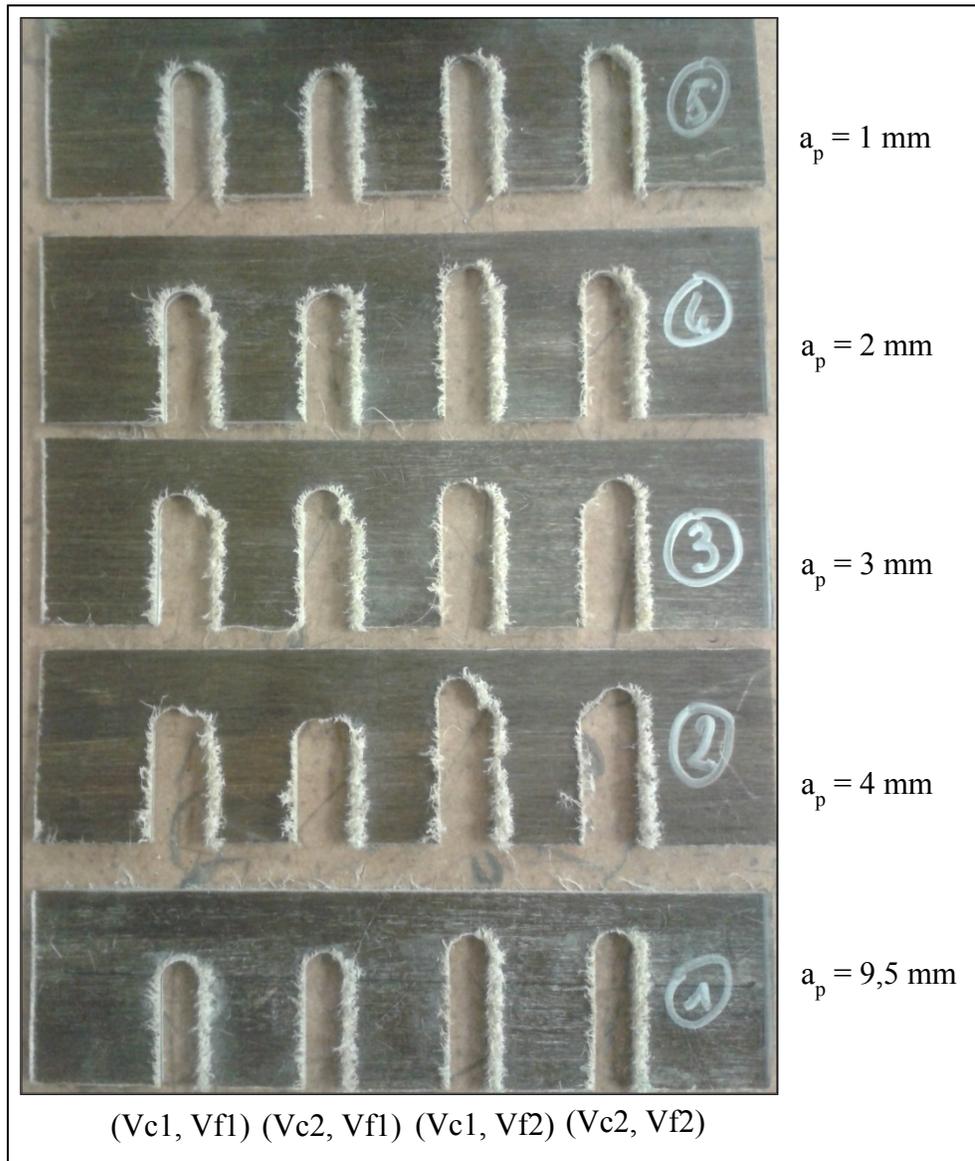


Figure 2.26 : Bandes après découpe



Figure 2.27 : Zoom sur la bande #3

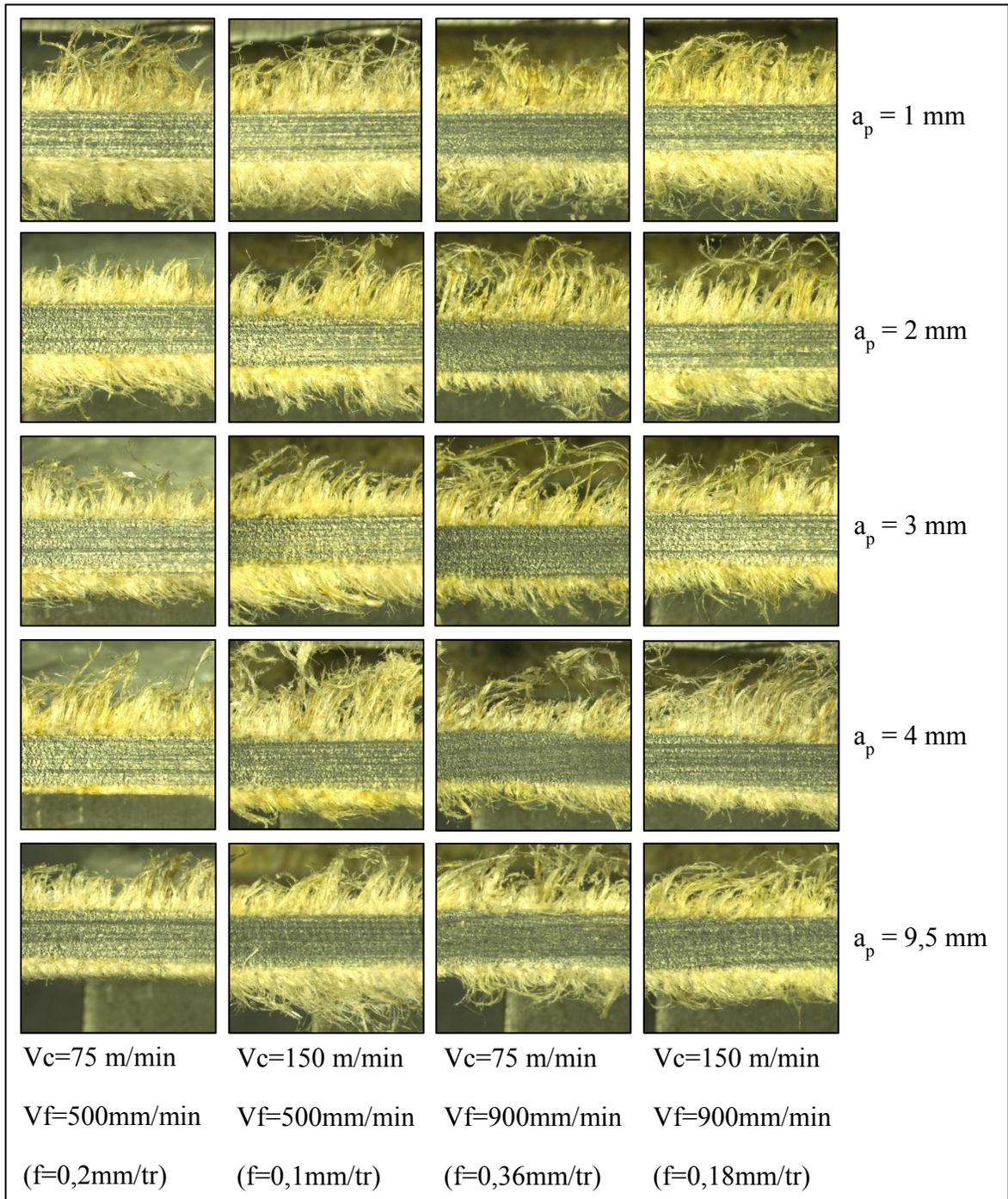


Figure 2.28 : Sections usinées en opposition avec l'outil revêtu diamant CVD en fonction des différents paramètres de coupe

2.3.3.4 Usinage par la méthode du « Sandwich »

La méthode de détournage simple ne fournit aucun bon résultat, quels que soient les paramètres testés, il y a toujours présence de fibres non coupées. La méthode d'usinage dite « du sandwich » est donc testée. Il s'agit de positionner la plaque de lin à usiner entre deux plaques et d'usiner le tout en un seul bloc. Dans notre cas, une plaque de bois aggloméré de 9 mm d'épais placée en dessous et une plaque de plexiglass de 3 mm d'épais au-dessus ont été utilisées (Figure 2.29). Les fibres ne devraient pas dépasser de la section usinée et être correctement coupées.

Cette méthode fournit d'excellents résultats. Dans un premier temps, le montage précédent a été utilisé avec des butées sur les côtés de la plaque. Malheureusement, ce montage ne fournit pas un serrage suffisant du sandwich et les fibres sont mal coupées en surface et se glissent entre la plaque de lin et le plexiglass pour le dessus et entre la plaque de lin et la plaque de bois pour le dessous (Figure 2.30). Des trous ont donc été percés entre chaque rainure et des vis insérées permettant un bon serrage de l'ensemble (Figure 2.29). Suite à cette opération, les résultats sont bons, la coupe est nette et aucune fibre non coupée ne dépasse de la surface. On peut considérer que cette méthode permet d'obtenir une bonne découpe du matériau. Malheureusement, elle nécessite un très bon serrage du montage. En effet, on peut remarquer que lors du perçage des trous pour le passage des vis, une légère délamination du pli inférieur a créé un espace entre la plaque de lin et la plaque de bois et des fibres non coupées se sont insérées dans cet espace vide lors de l'usinage. Ce phénomène s'observe seulement pour les rainures du milieu, celles des extrémités sont bien serrées grâce aux butées (Figure 2.31).

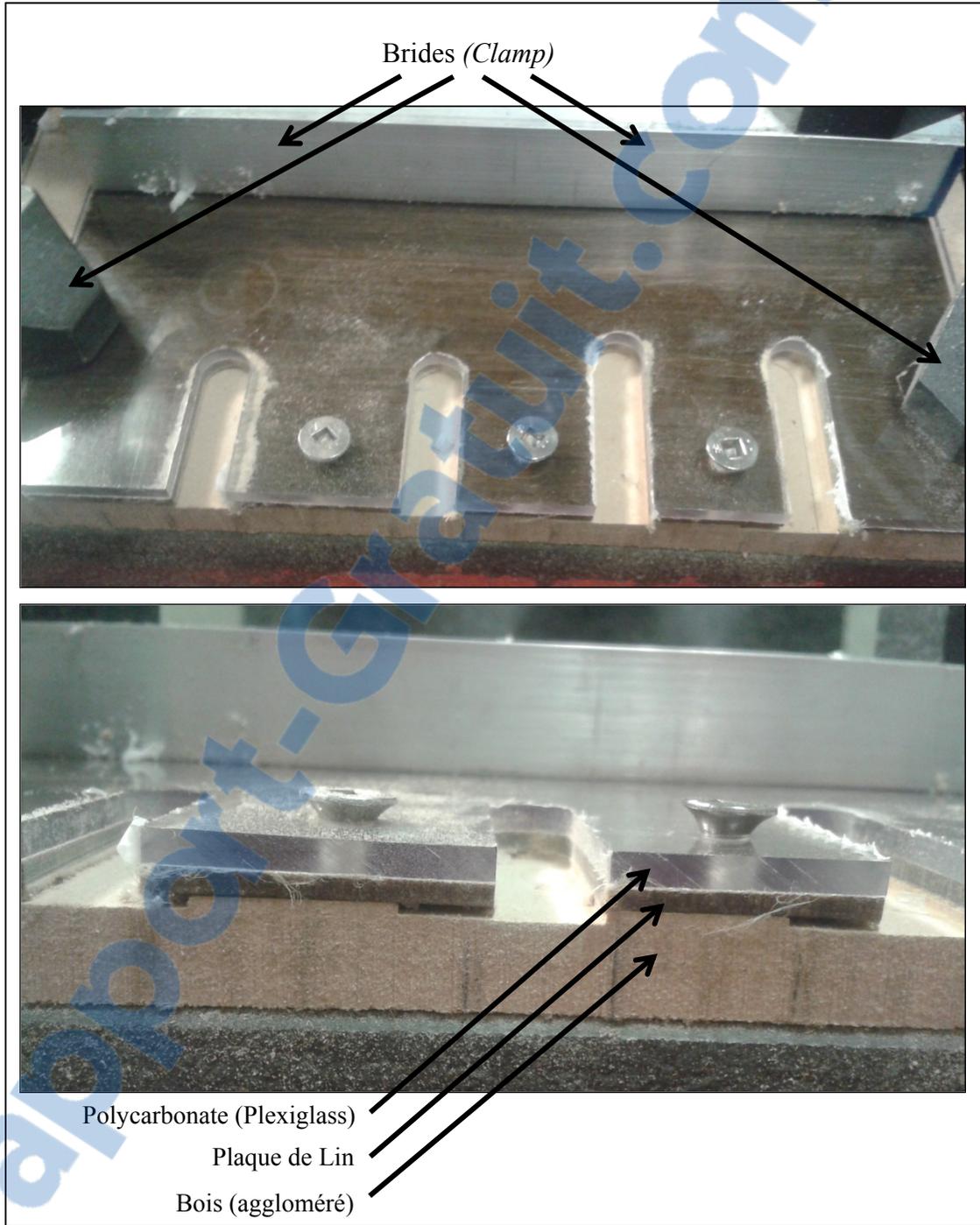


Figure 2.29 : Usinage par méthode sandwich

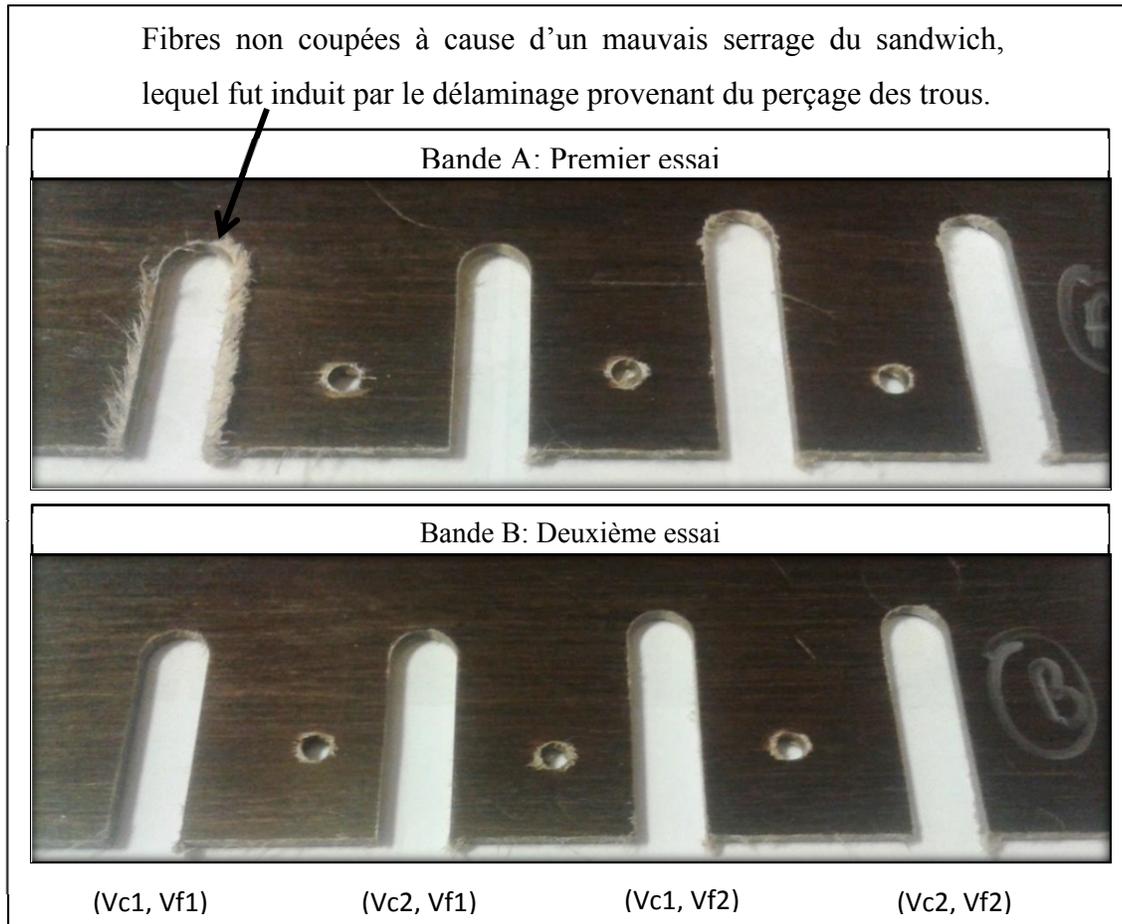


Figure 2.30 : Rainures usinées par la méthode sandwich (dessus de la plaque)

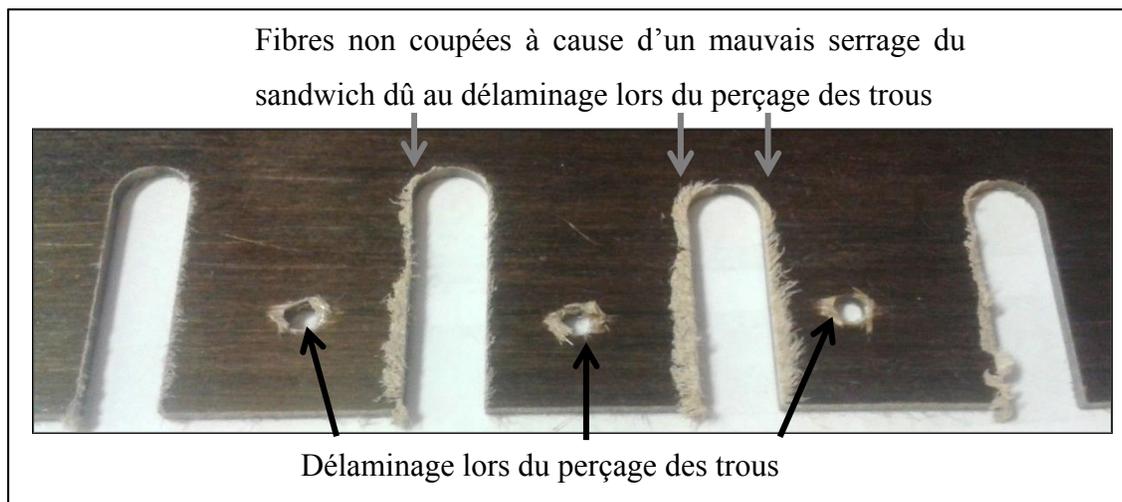


Figure 2.31 : Rainures usinées par la méthode sandwich (dessous de la plaque)

2.3.3.5 Conclusion concernant le détournage avec une fraise 6 dents revêtu diamant

Le détournage à l'aide d'une fraise en carbure revêtu diamant CVD ne fournit pas de bon résultat, la coupe n'est toujours pas satisfaisante car il y a toujours présence de fibres non coupées qui dépassent de la surface. L'épaisseur de passe de même que les vitesses de coupe ou d'avance n'ont aucune influence sur les fibres non coupées. Néanmoins, les résultats sont bien meilleurs que l'usinage avec un outil abrasif ou HSS. Il y a beaucoup moins de fibres non coupées et celles-ci sont moins denses, moins longues et plus facilement détachables. Le fini de surface est bien meilleur que celui obtenu avec un outil abrasif et comparable à celui obtenu avec une fraise HSS.

Le fini de surface se détériore au fur et à mesure que l'épaisseur de passe diminue, il est donc plus avantageux d'usiner à plein engagement de l'outil dans la matière. Les paramètres de coupe testés ne semblent pas avoir d'influence significative sur le fini de surface.

Face à ces mauvais résultats de découpe, le montage a été modifié pour adapter la méthode dite du « sandwich ». Celle-ci fournit d'excellents résultats, la coupe est nette et propre et aucune fibre non coupée ne dépasse de la surface. Cependant, cette méthode requière un excellent serrage du montage, le moindre espace vide entre la plaque de lin et les deux autres plaques, engendre automatiquement des fibres non coupées qui se glissent dans l'espace présent entre les plaques.

2.3.4 Fraisage à l'aide d'une fraise à détourer 2 dents PCD

Les divers outils testés précédemment ne montrent pas de bons résultats. Les outils abrasifs arrachent la matière et les fraises à détourer possèdent un angle d'hélice positif créant beaucoup de fibres non coupées dépassant la surface. Même si la méthode sandwich fournit de bons résultats, elle est contraignante à mettre en œuvre. Ce dernier essai consiste donc à opérer des rainures à l'aide d'un outil à angle d'hélice nul. Il s'agit d'un outil deux dents en carbure équipé de plaquettes de diamant PCD très tranchantes (Figure 2.32). Le montage (Figure 2.24) et le protocole d'essais (Tableau 2-6, bande #1) sont identiques aux précédents

essais et sont effectués sur une fraiseuse conventionnelle. Seulement quatre rainures sont usinées à plein engagement de l'outil, en faisant varier deux vitesses de coupe et deux vitesses d'avance.



Figure 2.32 : Outil avec plaquettes diamant PCD

La découpe obtenue avec cet outil est de loin bien meilleure que celle obtenue avec les autres outils (Figures 2.33 et 2.34). On observe beaucoup moins de fibres non coupées, en particulier pour la section usinée en opposition, un très faible taux de délaminage et une surface de coupe nette. Le fini de surface quant à lui est aussi de meilleure qualité et surpasse toutes les précédentes découpes. Néanmoins, on peut voir apparaître une surface présentant des vagues de dents de scies, dues à un mauvais équilibrage de l'outil. Ceci peut être corrigé avec un bon équilibrage et de bons réglages (Figure 2.33 et Figure 2.34).

Concernant les paramètres de coupe, une vitesse d'avance plus élevée crée plus de fibres non coupées (dépassant de la surface) et du délaminage est observé pour la vitesse d'avance la plus élevée. Une vitesse de coupe plus élevée produit le même phénomène mais son influence est plus faible. Concernant le fini de surface, il n'y a pas de différences

visuellement notables, quelques-soient les paramètres de coupe. La surface est nette et le matériau est parfaitement découpé (Figure 2.33 et Figure 2.34).

Cet outil fournit donc les meilleurs résultats. Il semble donc que pour obtenir une belle coupe pour ce matériau, l'outil doit être très tranchant et avoir un angle d'hélice nul.

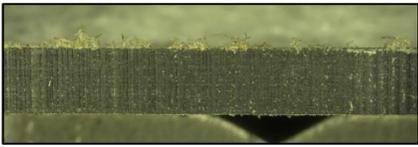
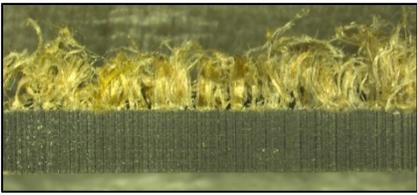
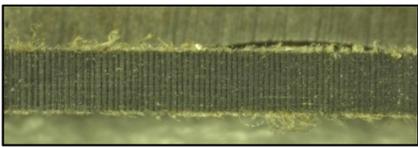
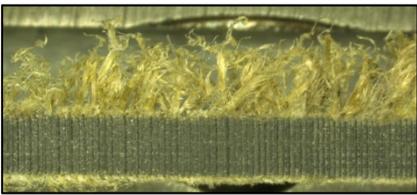
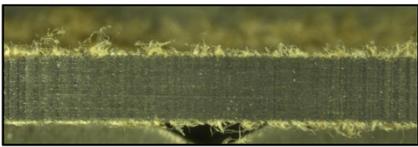
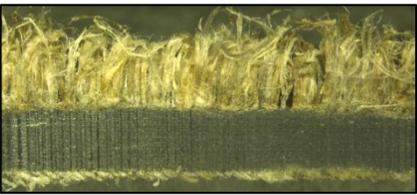
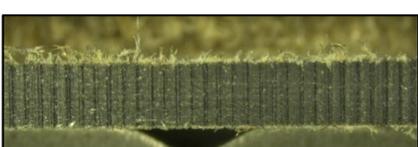
Opposition	Avalant	
		Vc = 75 m/min Vf = 500 mm/min (f = 0,2 mm/tr)
		Vc = 150 m/min Vf = 500 mm/min (f = 0,1 mm/tr)
		Vc = 75 m/min Vf = 900 mm/min (f = 0,36 mm/tr)
		Vc = 150 m/min Vf = 900 mm/min (f = 0,18 mm/tr)

Figure 2.33 : Sections usinées avec l'outil équipé de plaquettes diamant PCD en fonction des différents paramètres de coupe

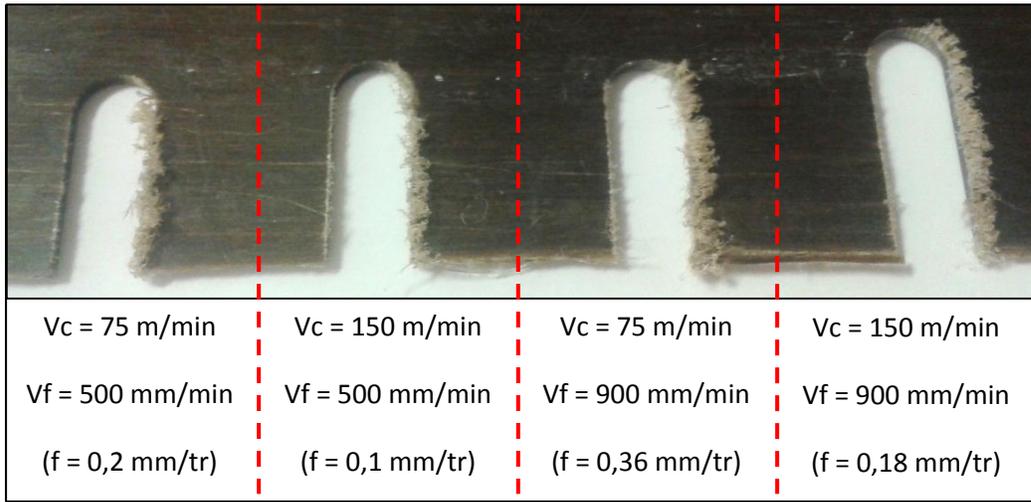


Figure 2.34 : Rainures usinées avec l'outil équipé de plaquettes diamant PCD suivant différents paramètres de coupe (bords droit : usinage en opposition, bords gauche : usinage en avalant)

2.3.5 Conclusion concernant l'ensemble des essais préliminaires

Lors des essais préliminaires, plusieurs méthodes de coupe, plusieurs outils et plusieurs paramètres ont été testés en vue d'évaluer l'usinabilité d'un composite à fibres de lin et de trouver une méthode capable de le couper efficacement. Les conclusions de ces essais sont les suivantes :

- La découpe à la scie ou fraise abrasive est à proscrire puisqu'elle produit un fini de surface bien plus médiocre qu'une fraise à détourer et une forte délamination du pli de surface.
- L'utilisation d'un outil en acier rapide très tranchant classique (HSS) ne fournit pas de meilleurs résultats que l'outil revêtu diamant. Il y a beaucoup plus de fibres non coupées qui sont denses et longues. Le fini de surface est tout de même meilleur par rapport à la découpe à la scie abrasive.
- La découpe à l'aide de la fraise en carbure revêtu diamant CVD fournit de meilleurs résultats mais il y a encore trop de fibres non coupées dépassant de la surface. La

méthode dite du « sandwich » permet de supprimer toutes les fibres dépassant de la surface et ainsi d'obtenir une coupe plus nette. Cependant, elle est plus contraignante à mettre en œuvre et nécessite un serrage optimal.

- Enfin, l'usinage avec une fraise équipée de plaquettes diamant PCD fournit les meilleurs résultats. Le fini de surface est d'excellente qualité et il n'y a quasiment plus de fibres non coupées dépassant de la surface, en particulier pour les sections usinées en opposition. Quelques différences ont été observées concernant la découpe en fonction des différents paramètres de coupe. Il sera donc intéressant d'investiguer dans cette direction pour observer l'influence des paramètres de coupe avec une plus grande plage de valeurs.

2.4 Étude de l'influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur le fini de surface et les efforts de coupe

2.4.1 Objectifs

Le principal objectif de cette section est l'influence des divers paramètres de coupe et orientations des fibres sur le fini de surface et les efforts de coupe d'une plaque composite à fibres de lin. Pour cela, il faudra :

- observer l'influence de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance sur les efforts de coupe;
- observer l'influence de l'orientation des fibres sur les efforts de coupe;
- mesurer l'usure d'outil occasionnée par ces fibres (éventuelle comparaison avec les fibres de carbone);
- observer d'éventuels défauts d'usinage (délamination, fibres non coupées, ...);
- observer l'évolution du fini de surface en fonction des paramètres de coupe.

Pour cela 5 vitesses de coupe et 6 vitesses d'avance, 3 orientations de fibres et 2 outils sont testés. Il s'agit d'un plan « full-factoriel » classique, c'est-à-dire que toutes les combinaisons de paramètres sont testées, soit 180 combinaisons au total. Des usinages suivant les deux

axes permettent de tester ces paramètres pour différentes orientations des fibres puisqu'il s'agit de plaques composites à fibres unidirectionnelles.

2.4.2 Montage d'usinage et préparation des plaques

Le montage de découpe utilisé est celui utilisé par Bérubé (Bérubé, 2012) (Figure 2.35 et Figure 2.36). Il permet une bonne fixation de la plaque sur le gabarit et une fixation sur la table d'acquisition des forces de coupe. Il a été étudié pour réaliser des petits échantillons permettant d'obtenir un régime de coupe permanent pour la mesure d'efforts de coupe tout en limitant la consommation de matière. Ainsi, un grand nombre de paramètres peuvent être testés avec une forte économie de matière. Chaque échantillon possède un trou de fixation en son centre pour être serré sur le gabarit.

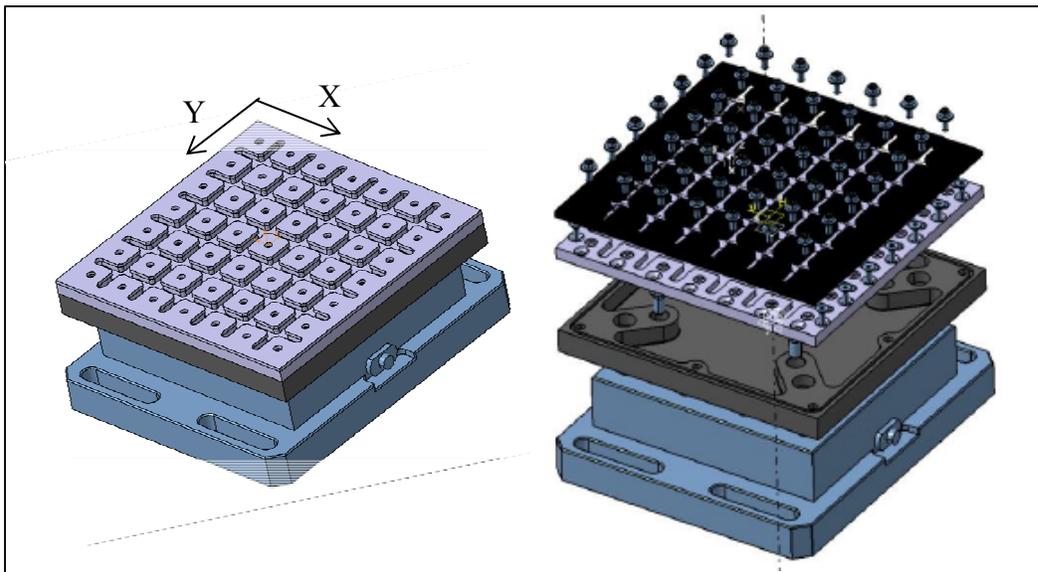


Figure 2.35: Gabarit de découpe utilisé par S. Bérubé

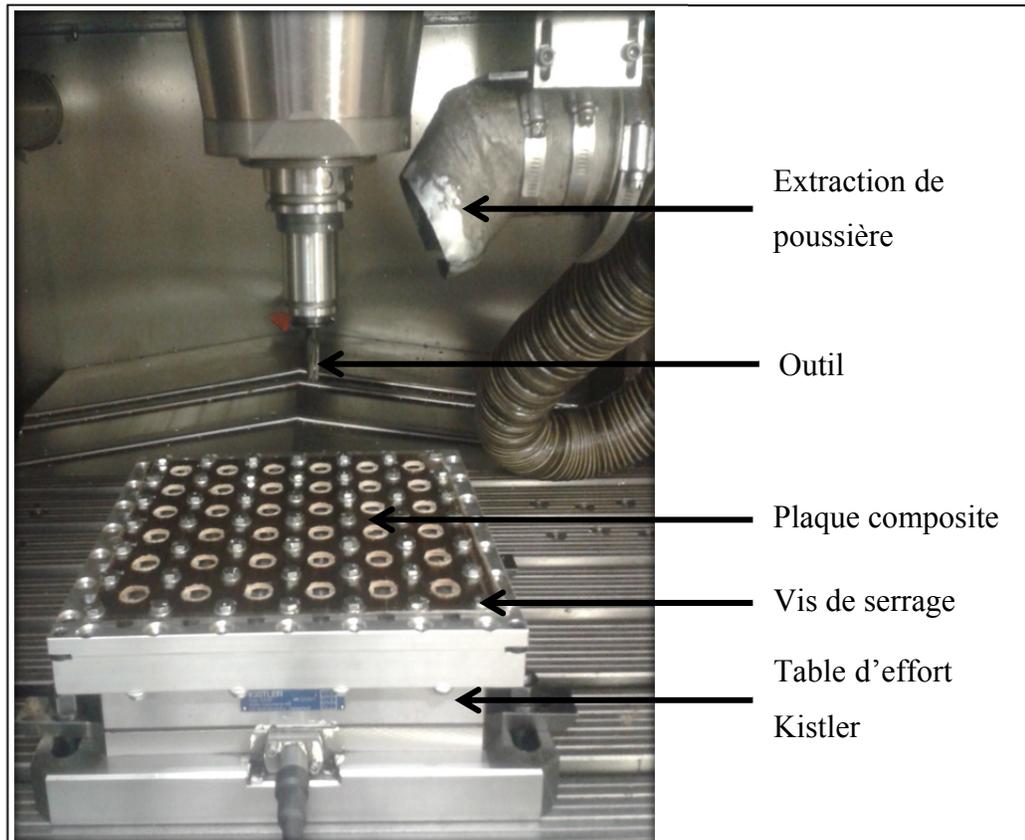


Figure 2.36 : Montage d'usinage

Pour les fixer au montage, les plaques sont pré-percées. Des trous de fixation de 7 mm de diamètre sont d'abord percés à l'aide d'une perceuse à colonne manuelle à une vitesse de rotation de 10000 tr/min et avance faible à l'aide d'un foret carbure de 7 mm de diamètre (Figure 2.37 b). Des trous d'engagement de l'outil de 19 mm de diamètre sont ensuite usinés à l'aide d'une MOCN (HURON K2X10) et d'un outil abrasif (*burr tool*) de 9,5 mm de diamètre qui effectue une trajectoire hélicoïdale à haute vitesse de rotation (10000 tr/min) et faible vitesse d'avance (0,1 mm/tr) (Figure 2.37 c). Les plaques peuvent ensuite être fixées au montage à l'aide de vis de serrage.

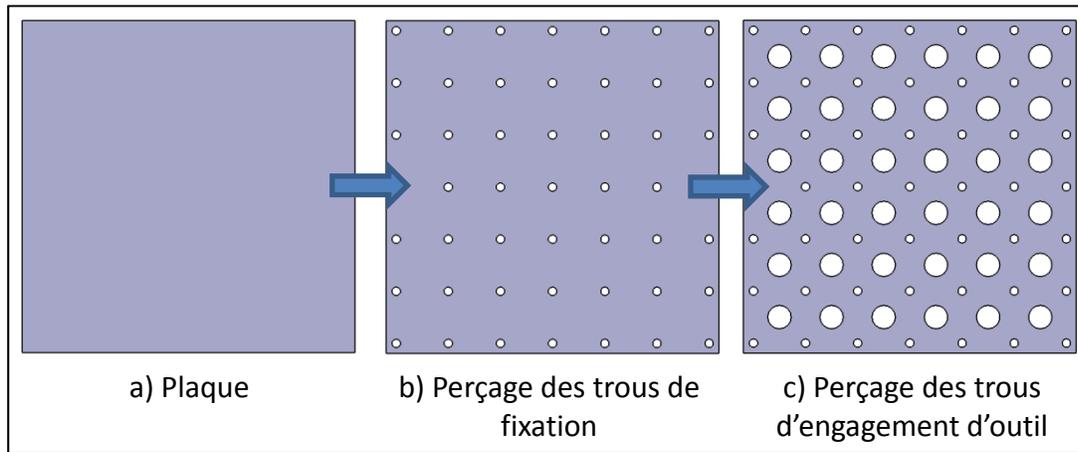


Figure 2.37 : Préparation de la plaque pour montage

2.4.3 Protocole expérimental et nomenclature des échantillons

Pour chaque plaque, le protocole d'usinage se divise en deux phases. La première phase consiste à l'usinage des colonnes, c'est-à-dire que la trajectoire d'avance de l'outil correspond à l'axe Y (Figure 2.38 et 2.39). En début de phase, l'outil se place en haut à gauche de la plaque et usine la première colonne, dans le sens des Y positifs, à une vitesse de coupe constante avec une incrémentation croissante des vitesses d'avance à chaque échantillon (V_{f1} à V_{f5}). Chaque colonne possède 5 échantillons permettant de tester 5 vitesses d'avance par colonne. À la fin de la colonne, l'outil effectue un retrait axial en avance rapide et vient se placer à la nouvelle position d'entrée de la colonne adjacente. Tous les six échantillons, la vitesse de coupe est incrémentée à la vitesse de coupe supérieure et la vitesse d'avance est réinitialisée à la première vitesse d'avance. À la fin de cette phase, lorsque toutes les colonnes sont usinées, l'outil revient à sa position d'origine. La deuxième phase consiste à l'usinage des lignes, c'est-à-dire que la trajectoire d'avance de l'outil correspond à l'axe X (Figure 2.38 et 2.39). La deuxième phase consiste à la répétition de la première phase, mais dans la direction perpendiculaire. En début de phase, l'outil se place en haut à gauche de la plaque et usine la ligne dans le sens des X positifs (Figure 2.38 et 2.39).

Pour ces essais, trois plaques sont utilisées. Les deux premières plaques (plaque n°3 et n°10), sont unidirectionnelles $[(0^\circ)]_8$. La plaque est placée dans le montage de telle sorte que les

fibres soient orientées dans le sens de l'axe Y. Ainsi, la première phase (usinage suivant l'axe Y) consiste en l'usinage dans le sens des fibres à 0° , et la deuxième phase (usinage suivant l'axe X) consiste à l'usinage dans le sens perpendiculaire aux fibres. La plaque n°10 est usinée avec l'outil #1 et la plaque n°3 est usinée avec l'outil #2. Finalement pour ces plaques unidirectionnelles, l'usinage suivant deux orientations de fibres (0 et 90°) et avec deux outils (outil #1 et outil #2) est évalué. La troisième plaque (plaque n°11), est un stratifié balancé de type $[\pm 45]_4$. L'usinage suivant les deux directions ne changeant rien par rapport à l'orientation des fibres, les deux outils sont utilisés sur cette plaque. La première phase est effectuée avec l'outil #1 et la deuxième avec l'outil #2.

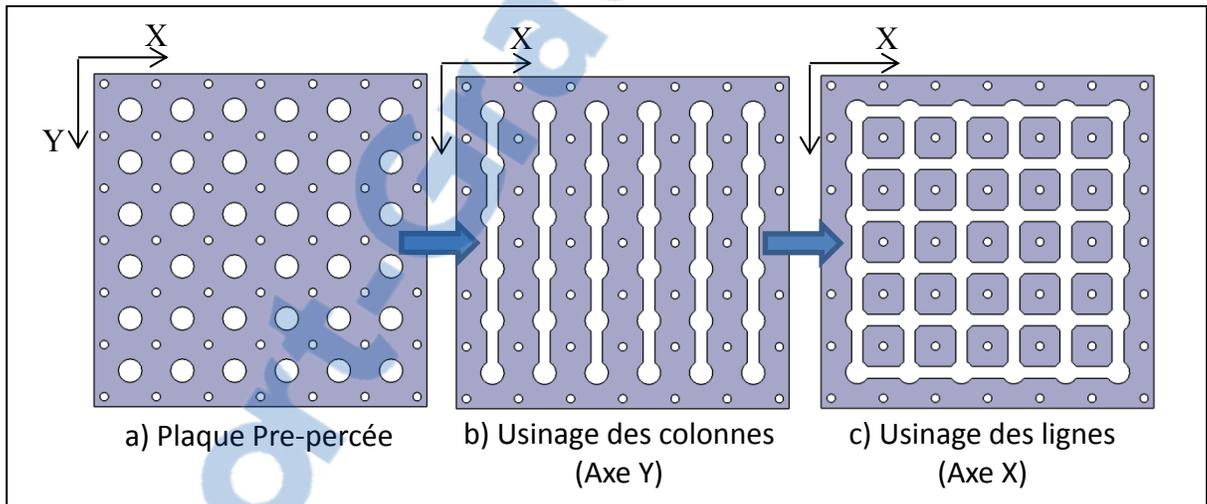


Figure 2.38 : Méthodologie de détourage

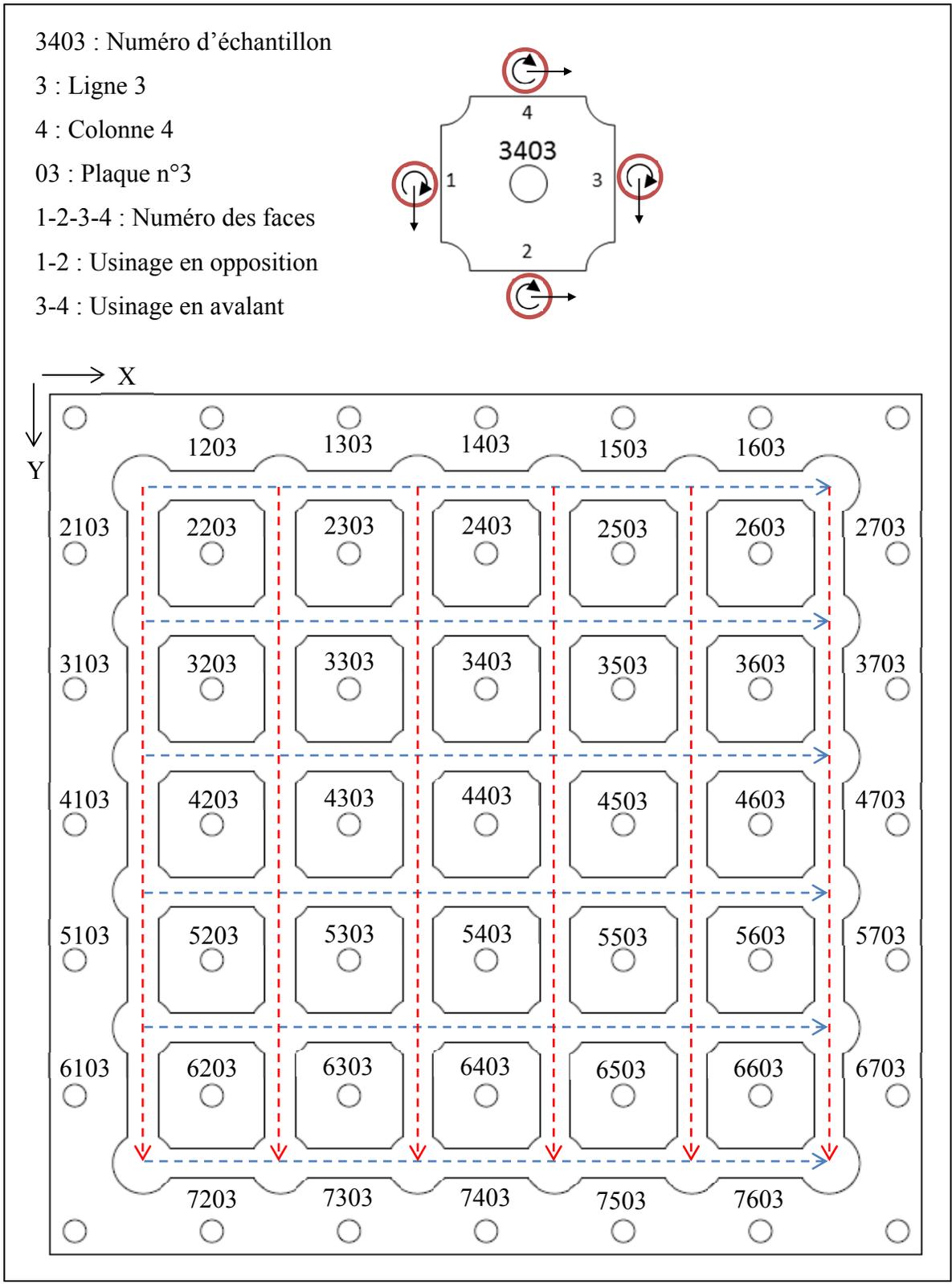


Figure 2.39 : Nomenclature et opérations exécutées sur la plaque #3

2.4.4 Plan d'expérience

Le plan d'expérience « full-factoriel » sert à déterminer quels sont les paramètres de coupe fournissant les efforts de coupe les plus faibles et le meilleur fini de surface. Il dispose de 30 combinaisons (couples) de paramètres par orientation de fibre et par outil : 5 vitesses de coupe et 6 vitesses d'avance (Tableaux 2-7 et 2-8). Pour l'ensemble des expériences, 180 combinaisons au totale sont testées (2 outils, 3 orientations de fibres, 30 couples de paramètres).

Tableau 2-7 : Plan d'expérience outil #1

	f (mm/tr)	fz (mm/dent/tr)	Vc (m/min)
1	0,1	0,017	200
2	0,2	0,033	350
3	0,3	0,050	500
4	0,4	0,067	650
5	0,5	0,083	800
6	0,6	0,100	

Tableau 2-8 : Plan d'expérience outil #2

	f (mm/tr)	fz (mm/dent/tr)	Vc (m/min)
1	0,03	0,017	200
2	0,07	0,033	350
3	0,10	0,050	500
4	0,13	0,067	650
5	0,17	0,083	800
6	0,20	0,100	

2.4.5 Outils

Deux outils sont utilisés dans cette étude :

- Un outil en carbure revêtu diamant par procédé CVD AMAMCO comportant 6 lèvres et un angle d'hélice de 10° (outil #1) (Figure 2.40 a).
- Un outil en carbure avec plaquettes diamant PCD ONSRUD comportant 2 lèvres et un angle d'hélice nul (outil #2) (Figure 2.40 b).

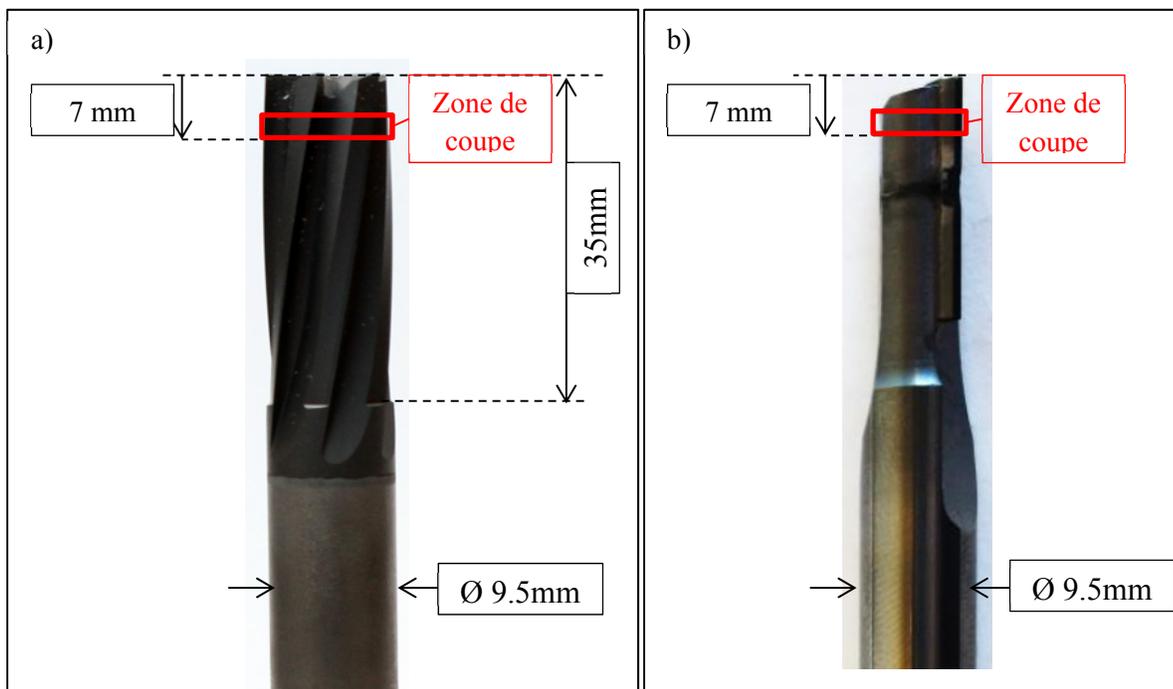


Figure 2.40 : a) Outil #1, b) Outil #2

2.4.6 Analyse de la surface usinée

Suite au détournage des échantillons, les surfaces usinées sont analysées à l'aide d'un microscope optique KEYENCE VHX-500FE (Figure 2.41) afin de déterminer visuellement si les paramètres de coupe ont une influence sur le fini de surface. Le mode de coupe des fibres selon leurs orientations est aussi observé.



Figure 2.41 : Montage d'analyse de la surface usinée

2.4.7 Mesures de rugosité

Suite à l'analyse de la surface, on procède à la mesure de rugosité. On cherche ici à montrer si les paramètres de coupe ou l'orientation des fibres ont une influence sur la rugosité de surface. Pour cela, la mesure se fait à l'aide d'un rugosimètre SurfTest SJ-400 de Mituyo équipé d'une pointe diamant de 90° et de rayon $2 \mu\text{m}$ en association avec le logiciel d'acquisition SURFPAK-SJ. L'éprouvette est montée dans un étau mobile suivant les trois axes pour éviter toute dispersion entre les différentes éprouvettes. Pour améliorer la précision de la mesure, un microscope optique KEYENCE VHX-500FE est utilisé pour contrôler la position exacte de la pointe diamant du rugosimètre et assurer la mesure suivant un seul pli du stratifié (Figure 2.42).



Figure 2.42 : Montage de mesure de rugosité

Durant les mesures de rugosité, les hypothèses suivantes sont considérées.

- Le matériel de mesure est le même pour toutes les éprouvettes (pointe, brides, logiciel).
- Toutes les éprouvettes ont été conservées et transportées dans les mêmes conditions.
- Les paramètres de mesure ne varient pas entre les mesures.
- Toutes les mesures se font dans le sens longitudinal, sur le pli orienté à -45° .
- La zone de mesure est choisie aléatoirement sur l'échantillon.
- La mesure se fait toujours le long du même pli.

Deux mesures de rugosité par orientation de fibre et par section usinée se font et seul le mode de coupe en opposition est étudié. En effet, une analyse de la surface a montré que le mode de coupe en avalant est à proscrire. Quatre orientations de fibres sont traitées (0° , 90° , 45° et -45°), 30 combinaisons de paramètres et 2 outils pour un total de 480 mesures.

Selon la norme ASME B46.1-2009, les paramètres de mesure sont les suivants, résumés dans le Tableau 2-3.

Tableau 2.3 : Paramètres de mesures de rugosités

Paramètres de mesures de rugosité	
Longueur de traverse	6,4 mm
Longueur de mesure	5,6 mm
Longueur d'échantillonnage	0,8 mm
Nombre d'échantillons	7
Nombre de points échantillonnés	12 000
Critères	Ra (μm)

2.4.8 Analyse des résultats

2.4.8.1 Détourage des échantillons

L'usinage du composite lin/époxy se rapproche beaucoup de l'usinage du bois. On observe un copeau comparable au bois, il s'agit d'une poudre ou d'un copeau fragmenté relativement petit et friable. La taille du copeau grossit lorsque l'avance par tour augmente, comme le montre la Figure 2.43 pour l'usinage de la première colonne des fibres à 0°. Ce phénomène est tout à fait normal et commun à tout matériau. En effet, lorsque l'avance augmente, l'outil avale (coupe) plus de matériau, la matière coupée est donc plus grande lorsque l'avance de l'outil augmente, il en résulte donc un copeau plus gros. Pour les fibres orientées à 0°, le copeau ressemble à des nuages (paquets) de fibres d'environ 10 mm pour les plus hautes vitesses d'avance (Figure 2.43).

Globalement, c'est un matériau qui s'usine bien. Peu de bruit lors de la découpe (comparé aux fibres de carbone), la poussière émise est propre (produit naturel) et les fibres sont très peu abrasives. Ce dernier point restait à confirmer car beaucoup d'auteurs s'accordent à dire que les fibres naturelles sont peu abrasives mais aucune preuve sur l'usure d'outil n'est

fournie. La figure 2.44 montre les outils de coupe après 3.12 m de coupe, et aucune usure notable n'est visible. L'outil paraît comme neuf, l'arête de coupe ne présente aucune usure, aucun recul d'arête et aucun retrait du revêtement. Pour rappel, l'outil #1 présentait une usure avancée après seulement 3 m de coupe d'un composite carbone/époxy. En ce sens, ce matériau présente un grand intérêt, car étant très peu abrasif, il offre une grande économie dû à une durée de vie de l'outil prolongée.

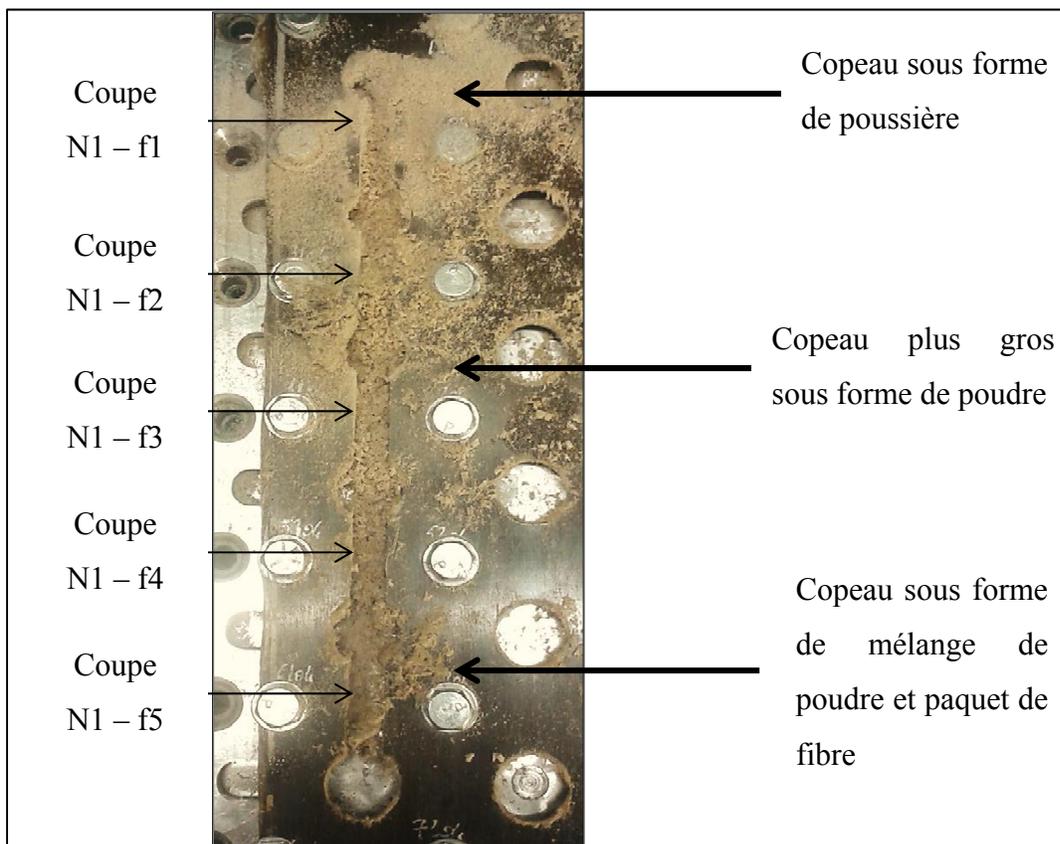


Figure 2.43 : Aspect du copeau en fonction de la vitesse d'avance pour les fibres orientées à 0°

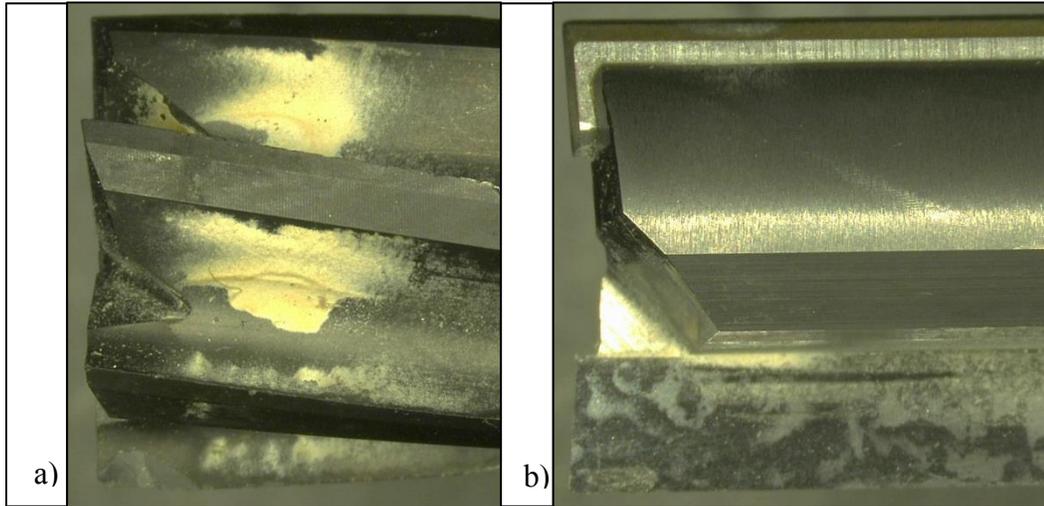


Figure 2.44 : Outil après 3.12 m de coupe, a) outil 6 lèvres (outil #1),
b) outil 2 lèvres (outil #2) - Usure nulle

Globalement, l'outil #2 fournit de bien meilleurs résultats que l'outil #1 vis-à-vis du fini de surface et de l'aspect global de la coupe, comme le montre les Figures 2.45 et 2.46. La coupe est plus nette et la réduction de la quantité et la taille des fibres non coupées est considérable avec l'utilisation de l'outil #2 comparé à l'outil #1. Cette différence est d'autant plus visible lorsqu'on observe les échantillons aux fibres orientées à 90° et $\pm 45^\circ$. De plus, cet outil offre un bien meilleur fini de surface et ce quelle que soit l'orientation de la fibre (Figure 2.45 et Figure 2.46). Cette différence s'explique par le fait que l'outil #2 est plus tranchant avec un rayon d'arête plus faible permettant de mieux couper la fibre, et un angle d'hélice nul qui réduit fortement le nombre de fibres non coupées en surface car les efforts de coupe axiaux sont nuls.

Lorsqu'on observe les surfaces usinées, plusieurs phénomènes apparaissent. L'orientation des fibres a une forte influence sur le fini de surface. Le meilleur fini de surface est obtenu pour les fibres orientées à 0° et le pire fini de surface pour les fibres orientées à -45° . Ceci est dû au mode de coupe des fibres. Pour les fibres à -45° , la fibre est d'abord soumise à de la flexion puis du cisaillement, tandis que pour les autres orientations, la fibre ne subit que du cisaillement pur. Il en résulte une surface en dent de scie pour les fibres à -45° . Les surfaces

de coupe pour les fibres orientées à 90° et 45° ont sensiblement le même fini (Figure 2.45 et Figure 2.46).

Le mode d'usinage en avalant est à proscrire quelque-soit l'orientation des fibres et l'outil utilisé. Pour les fibres à 0° usinées en opposition, la surface est relativement lisse et propre, tandis que pour celles usinées en avalant, on observe des fibres non coupées et arrachées par paquets, il en résulte un fini de surface très médiocre et une surface visuellement très rugueuse (Figure 2.45 et Figure 2.46). Pour les fibres orientées à 90° , le mode d'usinage a très peu d'influence sur le fini de surface, les surfaces sont visuellement identiques et propres. La différence se voit sur les fibres non coupées au pli de surface. En effet, pour le mode d'usinage en avalant, on observe un nombre élevé de fibres non coupées au pli supérieur et inférieur. Au maximum, les fibres dépassent de 1.5 mm de la surface et sont très denses. Pour le mode de coupe en opposition, ce phénomène est très atténué et même négligeable devant l'autre mode d'usinage (Figure 2.45 et Figure 2.46). Pour les fibres orientées à $\pm 45^\circ$, le mode d'usinage a une grande influence sur le fini de surface et sur les fibres non coupées. Le mode avalant offre le plus mauvais fini de surface et un nombre élevé de fibres non coupées au pli supérieur (orienté à $+45^\circ$) et au pli inférieur (orienté à -45°). Au maximum, les fibres dépassent de 3.2 mm de la surface mais sont beaucoup moins denses que pour les fibres orientées à 90° . On observe également un nombre élevé de fibres non coupées au pli à -45° quel que soit le mode d'usinage avec l'outil #1 (Figure 2.45). Ce phénomène n'est pas visible pour l'outil #2 pour lequel le nombre et la hauteur de fibres non coupées est faible (Figure 2.46).

Pour résumer, le mode d'usinage en avalant est à proscrire car il produit un mauvais fini de surface et une forte délamination du pli de surface. L'orientation des fibres à 0° offre le meilleur fini de surface; 90° et 45° sont relativement identiques et l'orientation -45° fournit les pires finis de surface et beaucoup de fibres non coupées. Le nombre élevé de fibres non coupées des plis de surface est le plus gros défaut de ce type de matériau, surtout lors de l'utilisation de l'outil #1. L'usinage avec l'outil #2 réduit fortement ce phénomène, et la découpe est plus propre et nette. Globalement, l'outil #2 fournit de bien meilleurs résultats que l'outil #1.

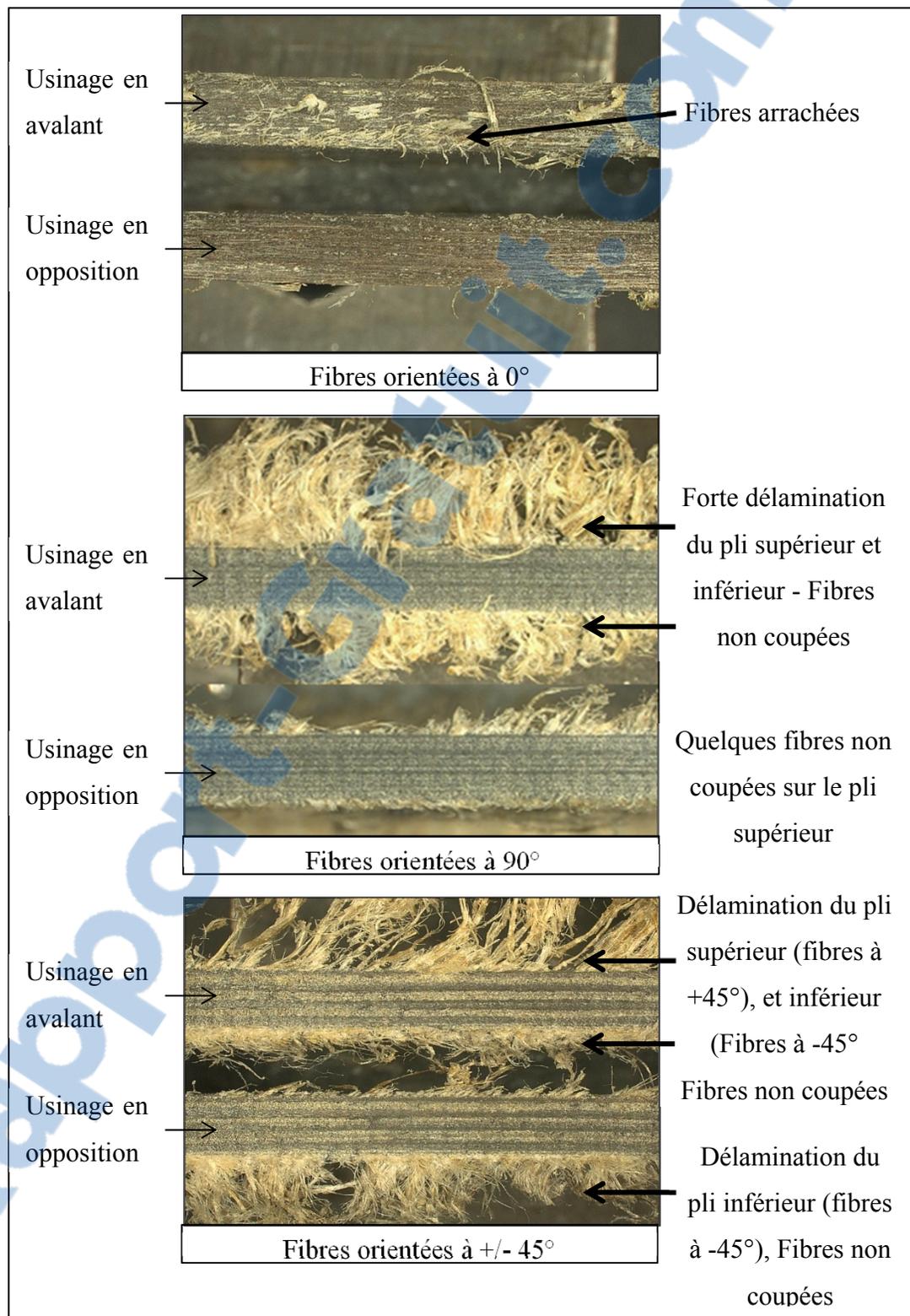


Figure 2.45 : Analyse de la découpe avec l'outil #1 en fonction du mode d'usinage et de l'orientation des fibres

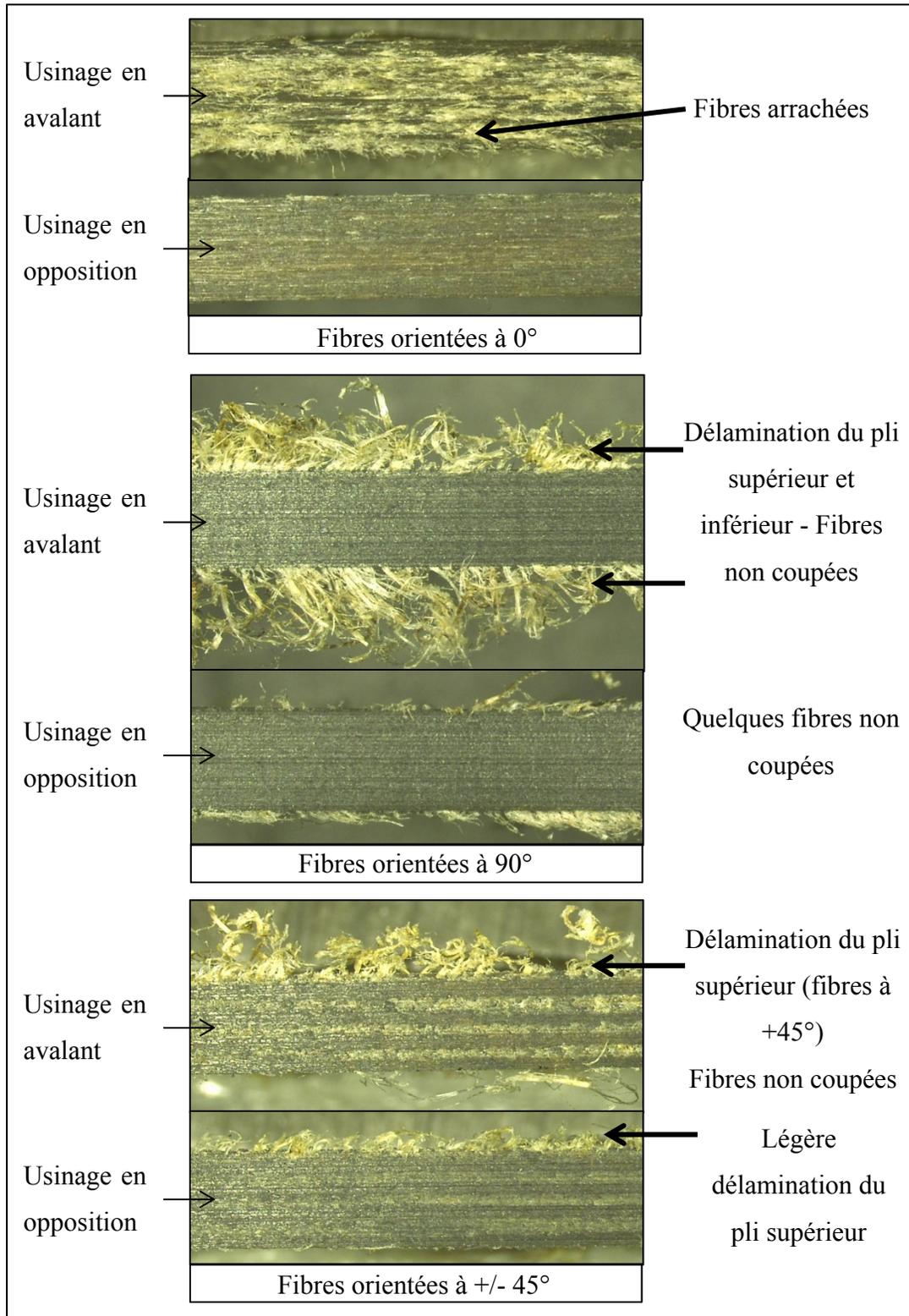


Figure 2.46 : Analyse de la découpe avec l'outil #2 en fonction du mode d'usinage et de l'orientation des fibres

2.4.8.2 Influence des paramètres de coupe sur le fini de surface

Les figures 2.47 et 2.48 présentent le fini de surface des sections usinées en opposition avec l'outil #1 et l'outil #2, respectivement, en fonction de l'orientation des fibres et des vitesses d'avances pour une vitesse de coupe de 500 m/min. Globalement, la vitesse de coupe n'influence pas le fini de surface contrairement à la vitesse d'avance, qui elle, influence le fini de surface. Cette influence est différente en fonction de l'outil utilisé et de l'orientation des fibres.

En fait, pour les sections usinées avec l'outil #1, l'influence de la vitesse d'avance sur le fini de surface dépend nettement de l'orientation de la fibre. Pour les fibres orientées à 0° , le pire fini de surface est obtenu pour l'avance la plus faible (0,1 mm/tr). Le fini de surface s'améliore lorsque l'avance passe de 0,1 mm/tr à 0,3 mm/tr puis se détériore lorsque l'avance augmente de 0,4 à 0,6 mm/tr. Pour les fibres orientées à 90° , le même phénomène apparaît mais de manière moins importante. Le pire fini de surface est obtenu pour l'avance la plus faible et semble être meilleur pour une avance intermédiaire (0,3 ou 0,4 mm/tr). Enfin, pour les fibres orientées à $\pm 45^\circ$, aucune différence visible n'est observée. Les finis de surface sont relativement identiques quelle que soit l'avance (Figure 2.47).

Concernant les sections usinées avec l'outil #2, les tendances sont différentes et dépendent encore une fois de l'orientation des fibres. Pour les fibres orientées à 0° et 90° , le fini de surface s'améliore avec l'augmentation de l'avance. Le pire fini de surface est obtenu pour l'avance la plus faible (0,03 mm/tr) et le meilleur fini de surface apparaît pour l'avance la plus élevée (0,2 mm/tr). Enfin, pour les fibres orientées à $\pm 45^\circ$, le pire fini de surface est obtenu pour l'avance la plus faible, et le meilleur pour une avance intermédiaire (Figure 2.48).

Globalement, le moins bon fini de surface est obtenu pour une avance faible, et ce, quelle que soit l'orientation des fibres, l'outil utilisé ou la vitesse de coupe.

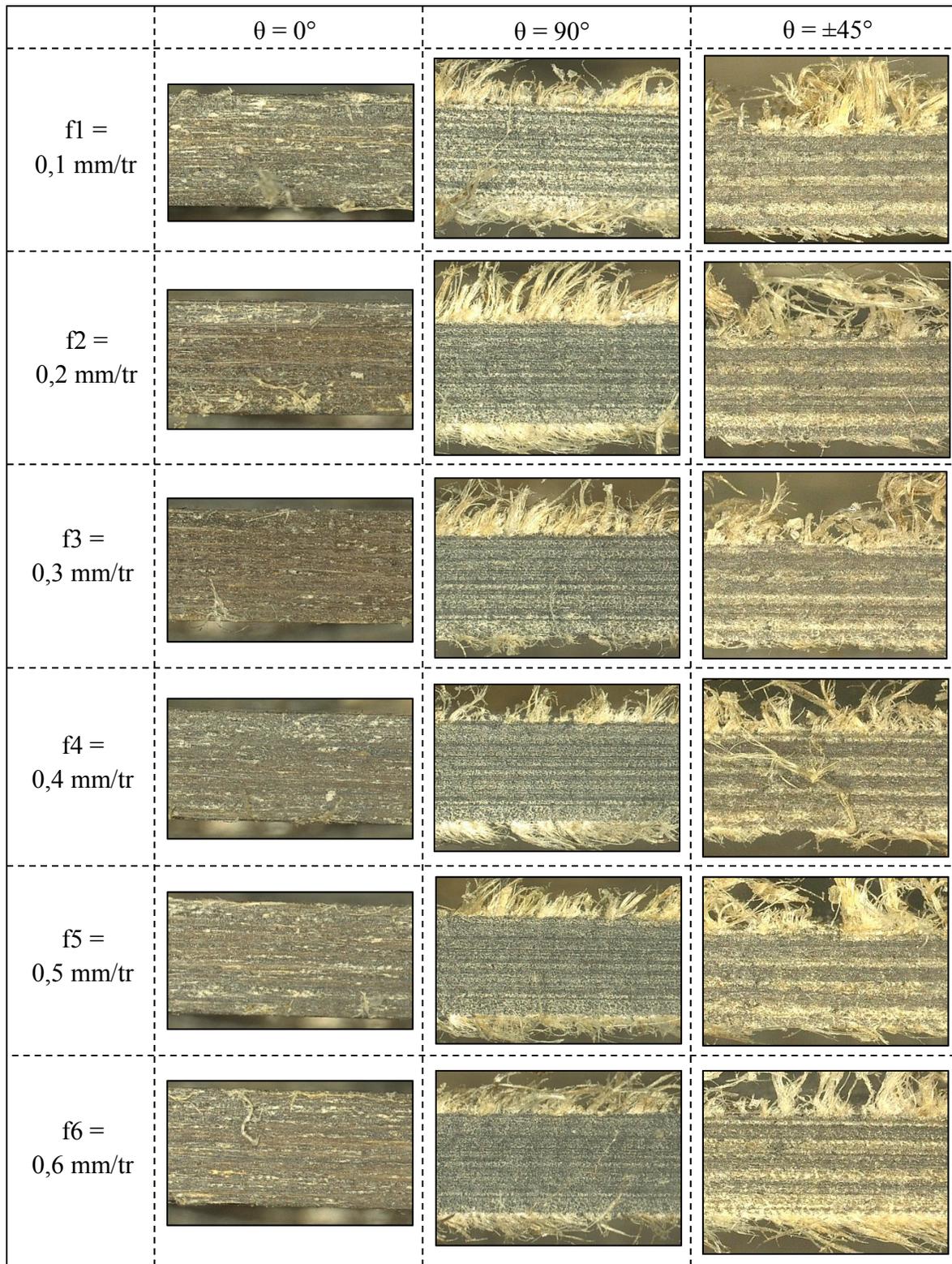


Figure 2.47 : Fini de surface des sections usinées en opposition avec l'outil #1 en fonction de l'orientation des fibres et de l'avance f pour une vitesse de coupe de 500 m/min

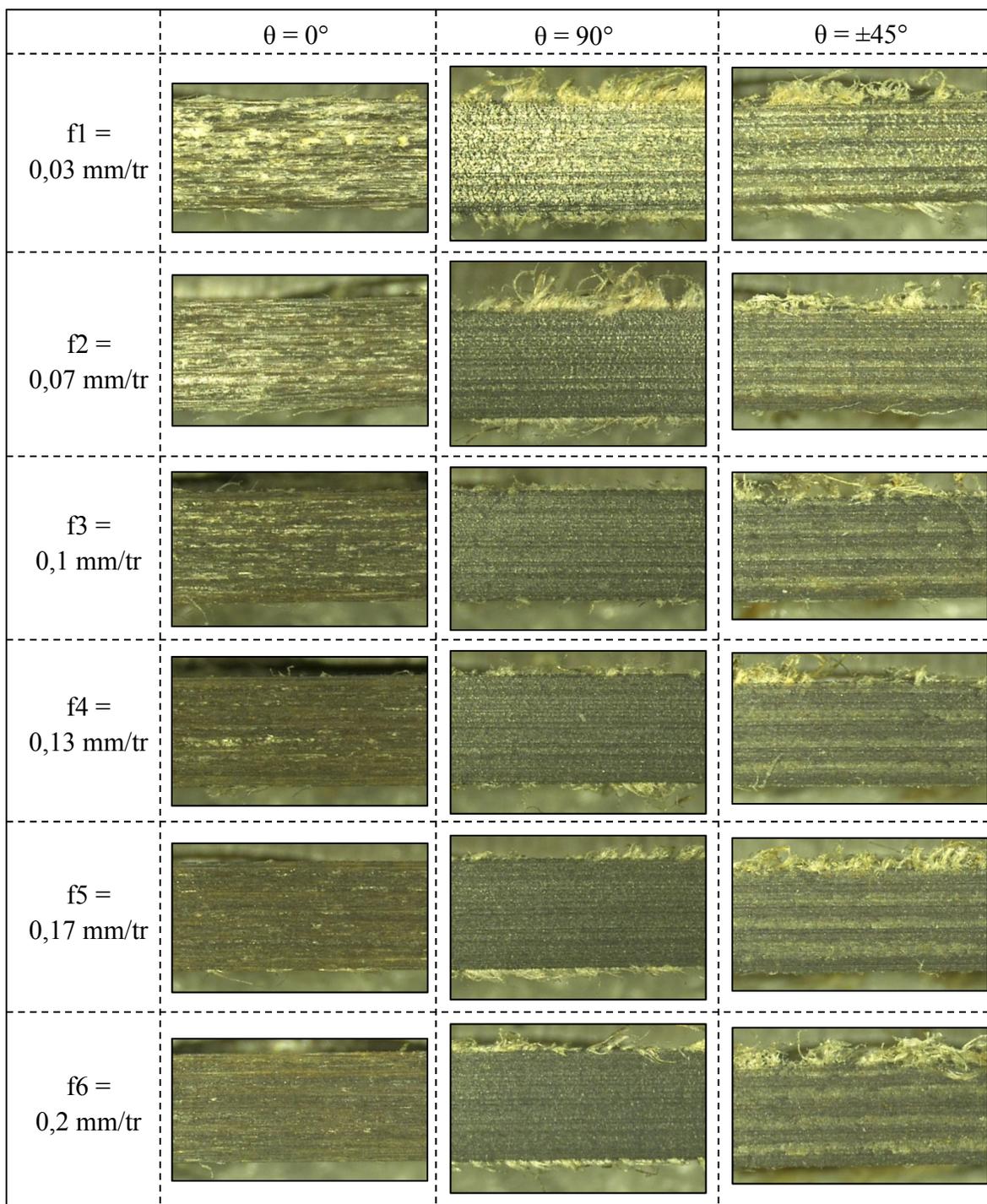


Figure 2.48 : Fini de surface des sections usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'orientation des fibres et de l'avance f pour une vitesse de coupe de 500 m/min

2.4.8.3 Influence des paramètres de coupe sur la rugosité de surface

Les mesures de rugosité sont faites sur chaque orientation de fibres, pour chaque configuration des paramètres de coupe et pour le mode d'usinage en opposition seulement, puisque le mode d'usinage en avalant fournit toujours le plus mauvais fini de surface. La rugosité pour ce mode de coupe ne sera donc pas analysée.

L'analyse de la rugosité arithmétique R_a confirme les conclusions faites suite à l'observation visuelle au microscope. D'abord, pour les échantillons usinés avec l'outil #1, les fibres orientées à -45° fournissent la rugosité la plus élevée ($2,329 \mu\text{m}$), la rugosité moyenne des fibres à 90° et 45° sont plus faibles et sensiblement égales ($1,690 \mu\text{m}$ et $1,631 \mu\text{m}$) et la rugosité moyenne la plus faible est obtenue pour les fibres orientées à 0° ($1,277 \mu\text{m}$) (Figure 2.49). Ceci confirme ce qui est habituellement observé dans la littérature. Pour les échantillons usinés avec l'outil #2, le résultat est quelque peu différent. Le meilleur fini de surface est obtenu pour les fibres orientées à 0° ($R_a = 0,936 \mu\text{m}$), ensuite pour les fibres à 45° ($R_a = 1,335 \mu\text{m}$), puis les fibres à -45° ($R_a = 1,505 \mu\text{m}$) et finalement, la rugosité la plus élevée est obtenue pour les fibres à 90° ($R_a = 1,585 \mu\text{m}$) (Figure 2.50).

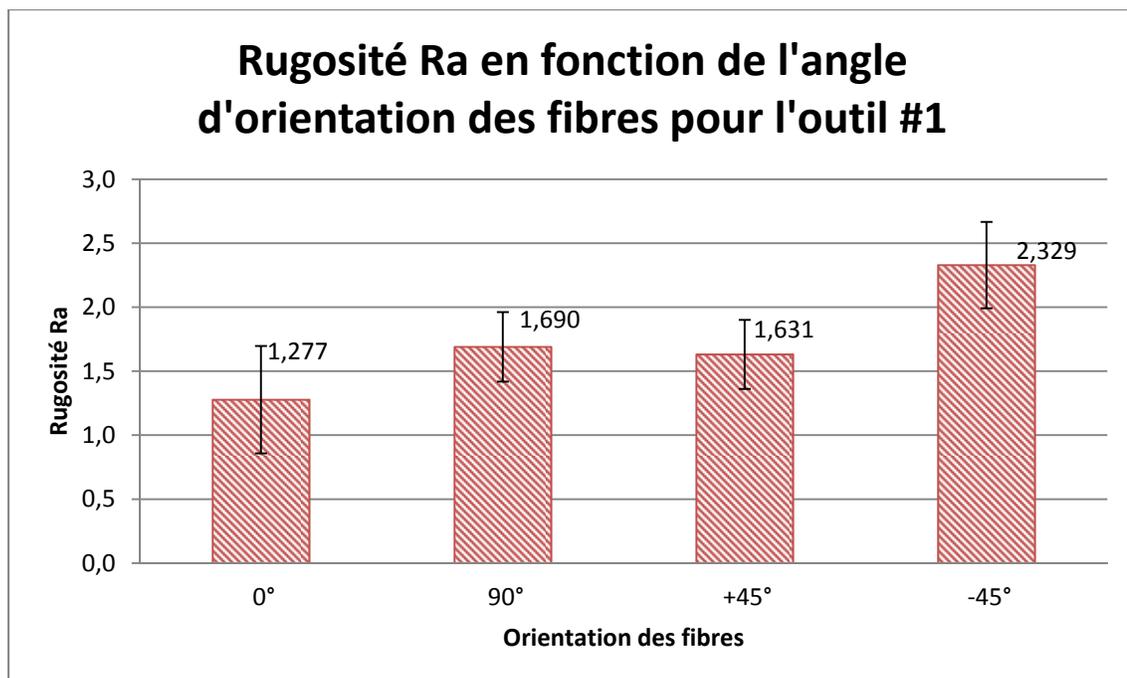


Figure 2.49 : Rugosité Ra en fonction de l'orientation des fibres pour les échantillons usinés avec l'outil #1

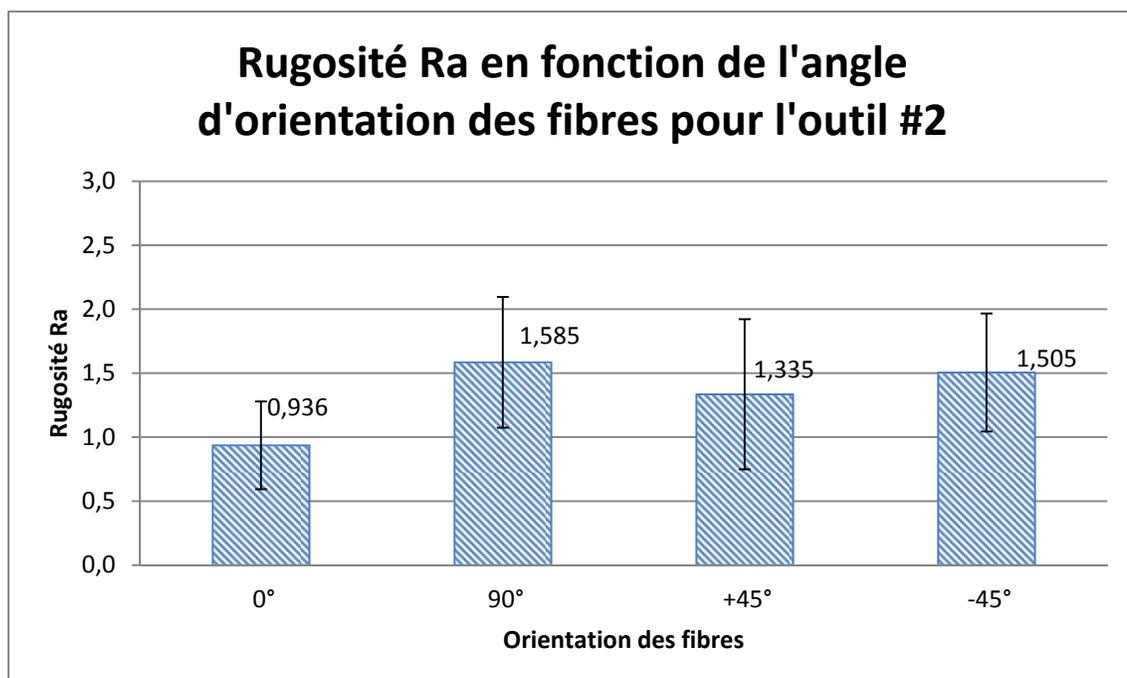


Figure 2.50 : Rugosité Ra en fonction de l'orientation des fibres pour les échantillons usinés avec l'outil #2

Lorsqu'on analyse l'influence des paramètres de coupe sur la rugosité arithmétique moyenne R_a , plusieurs phénomènes apparaissent en fonction de l'outil utilisé et de l'orientation des fibres. Pour les échantillons usinés avec l'outil #1, la rugosité la plus élevée est obtenue pour une faible avance quelle que soit l'orientation de la fibre (Figure 2.51 à 2.54). Pour les fibres orientées à 0° et 90° , une tendance sous forme de parabole apparaît. La rugosité décroît lorsque l'avance passe de 0,1 à 0,3 mm/tr puis augmente lorsque l'avance passe de 0,4 à 0,6 mm/tr. La rugosité pour la plus haute vitesse d'avance est plus faible que pour la plus faible vitesse d'avance. La plus faible rugosité est obtenue pour une avance intermédiaire de 0,4 mm/tr. La vitesse de coupe n'a pas une grande influence sur le phénomène (Figure 2.51 et Figure 2.52). Pour les fibres orientées à 45° , le même phénomène semble apparaître, mais il est beaucoup moins évident (Figure 2.53). Quant aux fibres à -45° , aucune tendance ne se dessine. Les points oscillent autour de la valeur moyenne sans aucune corrélation. Il ne semble pas que les paramètres de coupe influencent la rugosité R_a pour cet outil et cette orientation de fibres (Figure 2.54).

Pour les échantillons usinés avec l'outil #2, les tendances sont différentes dépendant de l'orientation de la fibre. Pour les fibres orientées à 0° , 90° et 45° , la valeur de rugosité diminue en fonction de l'augmentation de l'avance (meilleur fini de surface). La rugosité la plus élevée est obtenue pour les faibles avances (0,03 et 0,07 mm/tr). La rugosité diminue lorsque l'avance augmente de 0,03 à 0,10 mm/tr puis se stabilise ensuite. Au-delà de $f = 0,1$ mm/tr, ni l'avance, ni la vitesse de coupe n'influence la rugosité (Figures 2.55 à 2.57). Pour les fibres orientées à -45° , une tendance sous forme de parabole apparaît encore. La plus mauvaise rugosité est obtenue pour l'avance la plus faible et la meilleure pour une avance intermédiaire. La Rugosité diminue lorsque l'avance augmente de 0,03 à 0,10 mm/tr puis augmente lorsque l'avance passe de 0,13 à 0,20 mm/tr (Figure 2.58).

Globalement, quel que soit l'outil utilisé, l'orientation des fibres ou la vitesse de coupe, la pire rugosité est observée pour l'avance la plus faible, et la meilleure pour une avance intermédiaire. Ces conclusions confirment les observations visuelles au microscope.

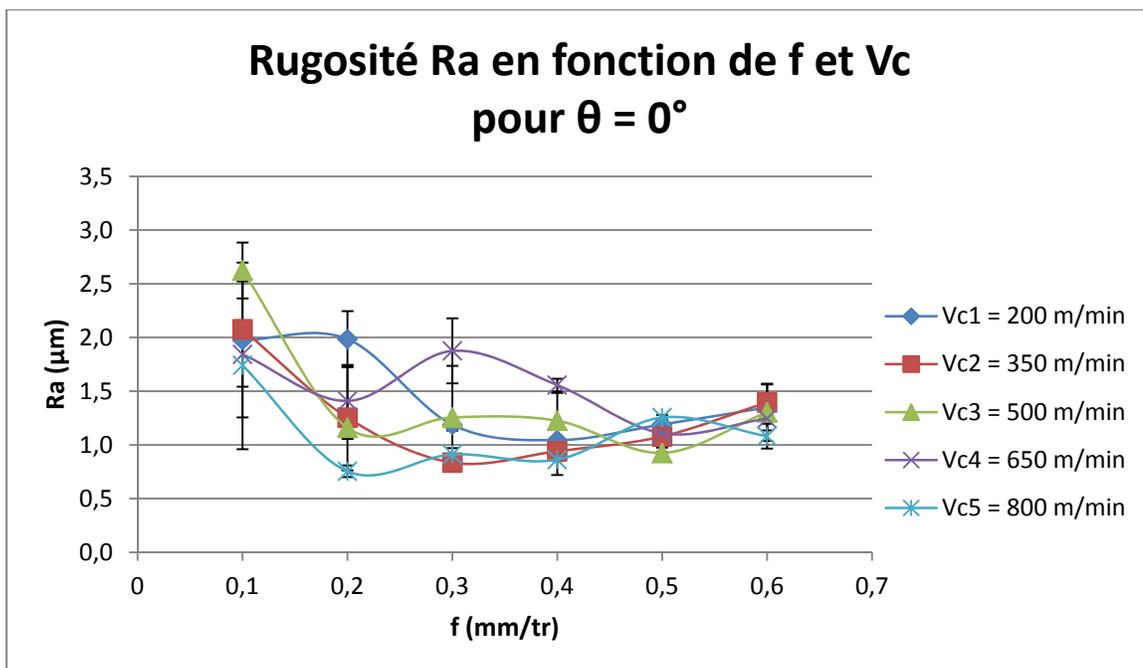


Figure 2.51 : Rugosité R_a des surfaces usinées en opposition avec l'outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe V_c pour $\theta = 0^\circ$

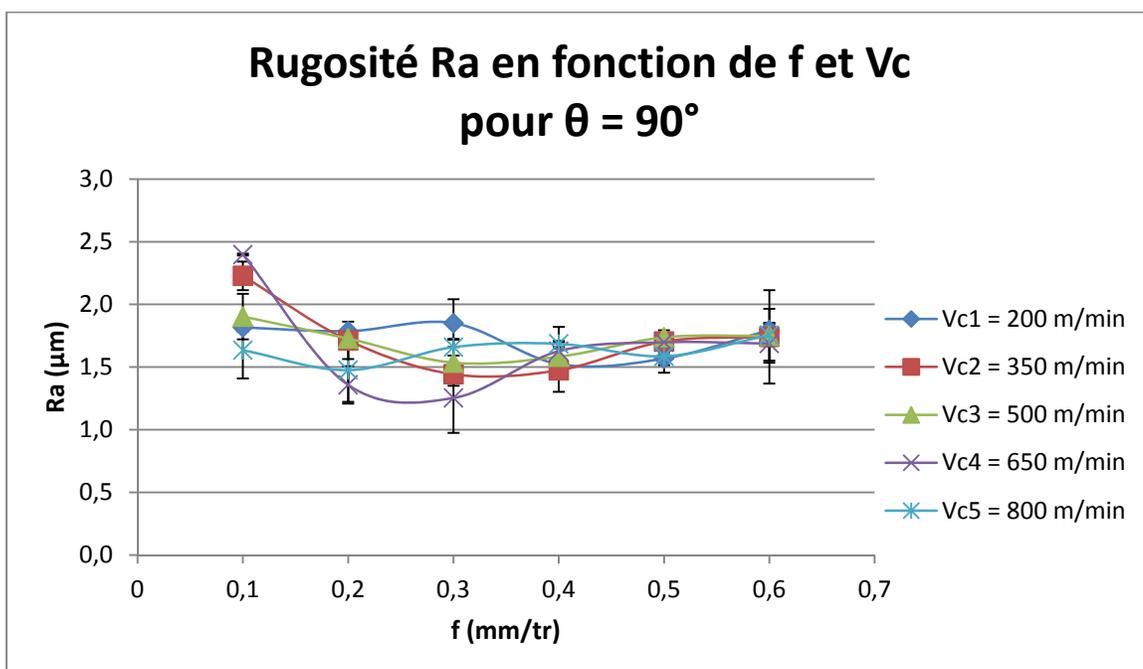


Figure 2.52 : Rugosité R_a des surfaces usinées en opposition avec l'outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe V_c pour $\theta = 90^\circ$

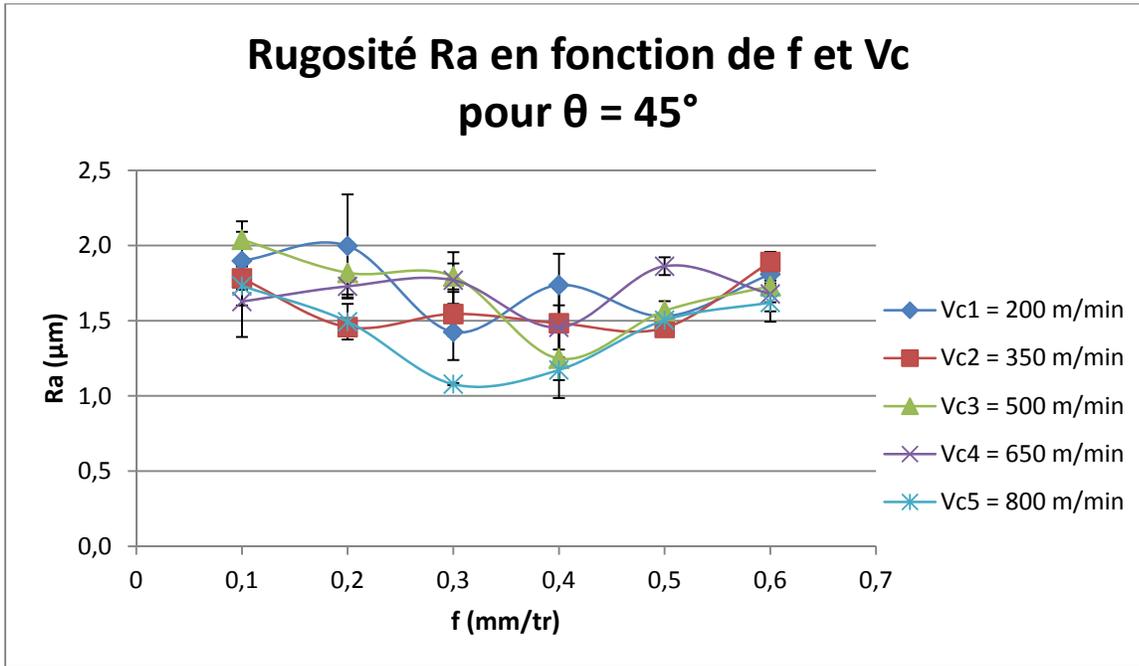


Figure 2.53 : Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 45^\circ$

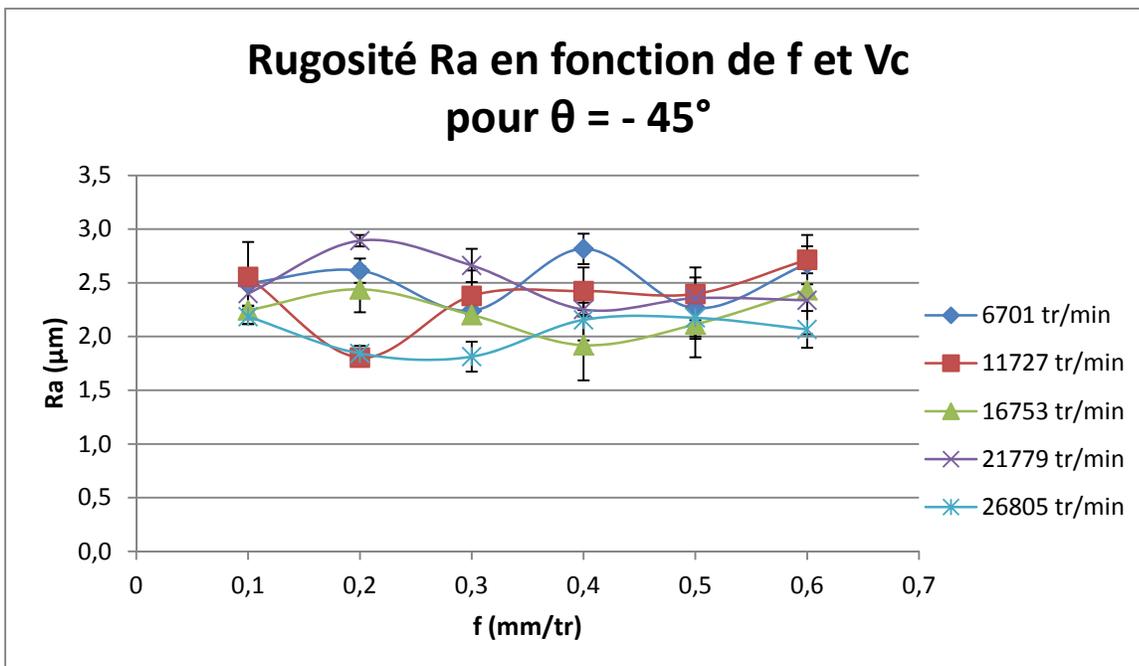


Figure 2.54 : Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #1 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = -45^\circ$

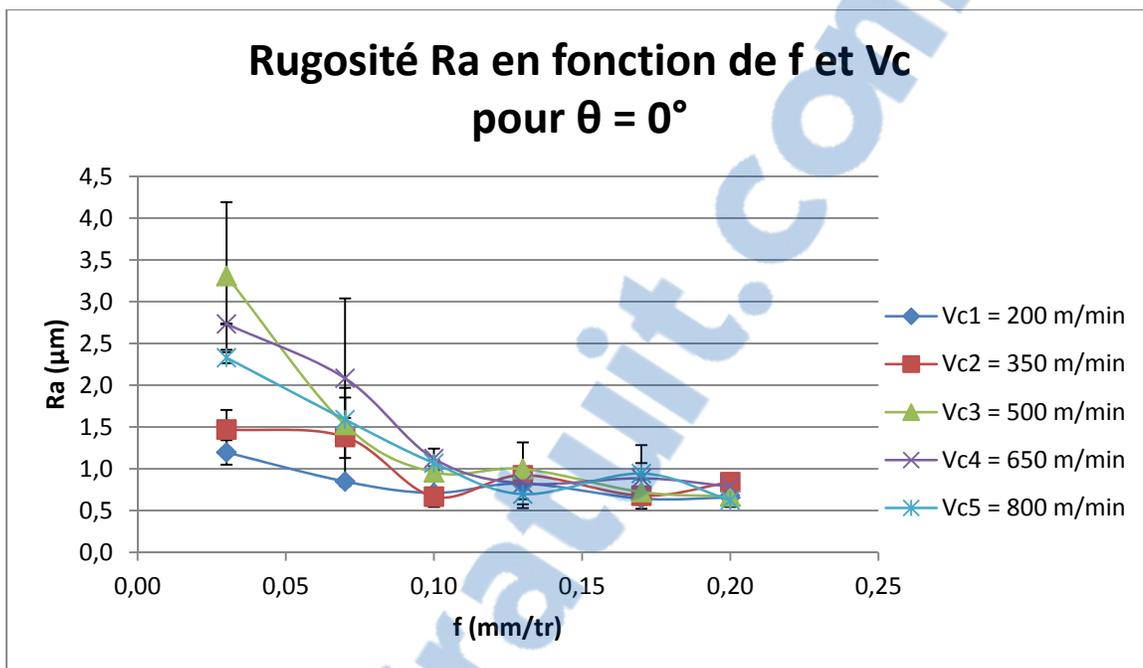


Figure 2.55 : Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 0^\circ$

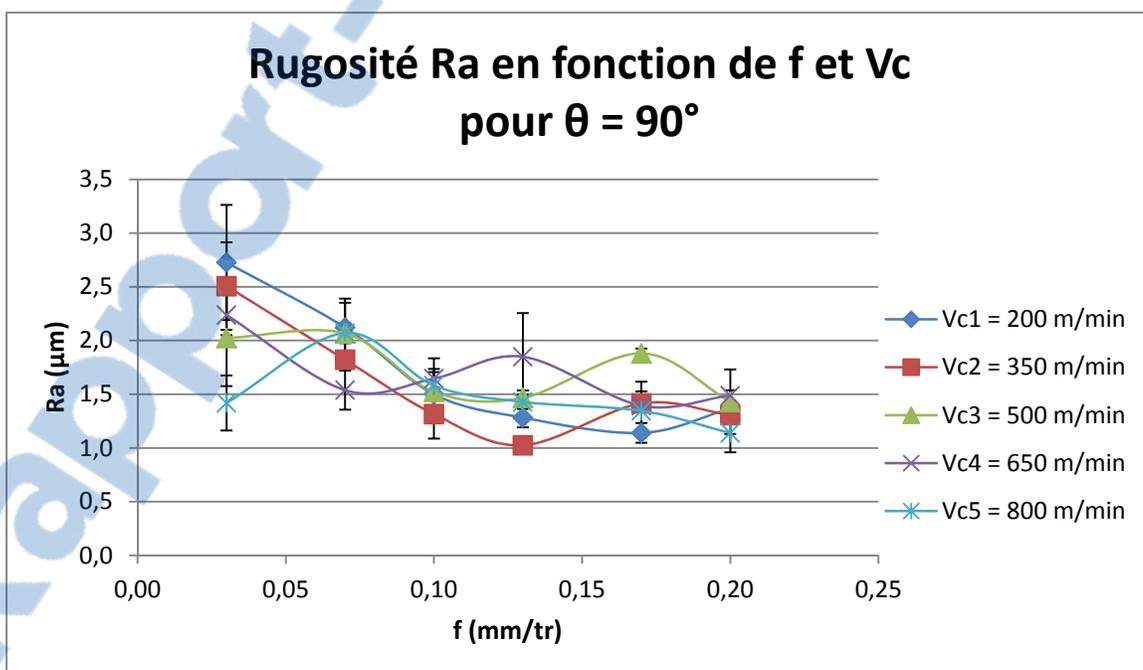


Figure 2.56 : Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 90^\circ$

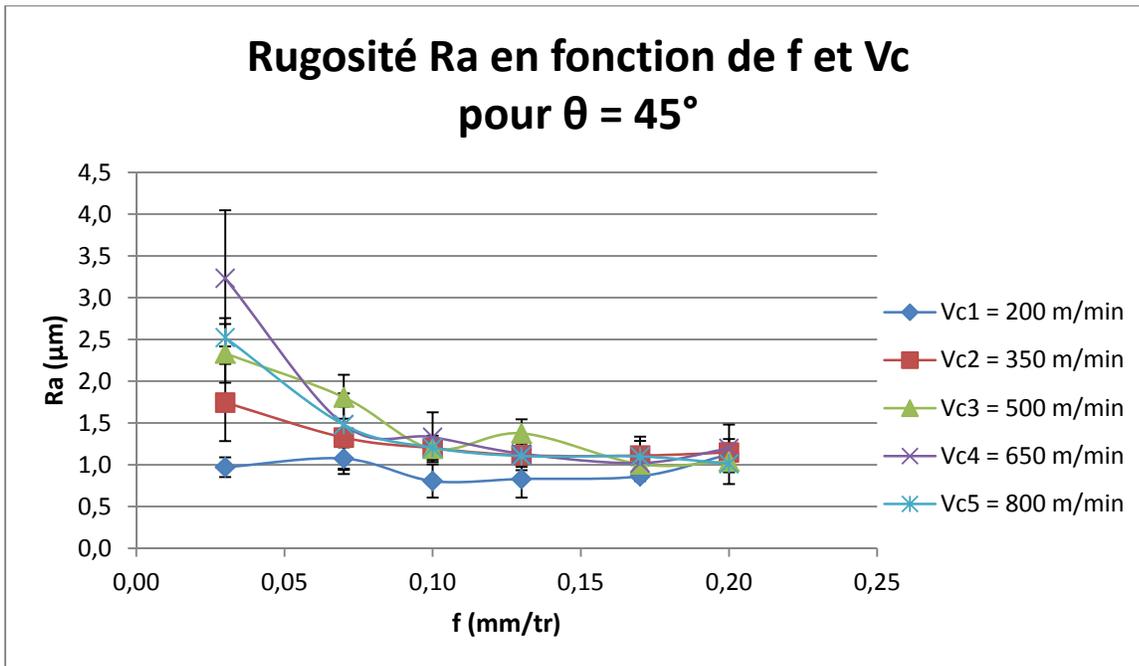


Figure 2.57 : Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = 45^\circ$

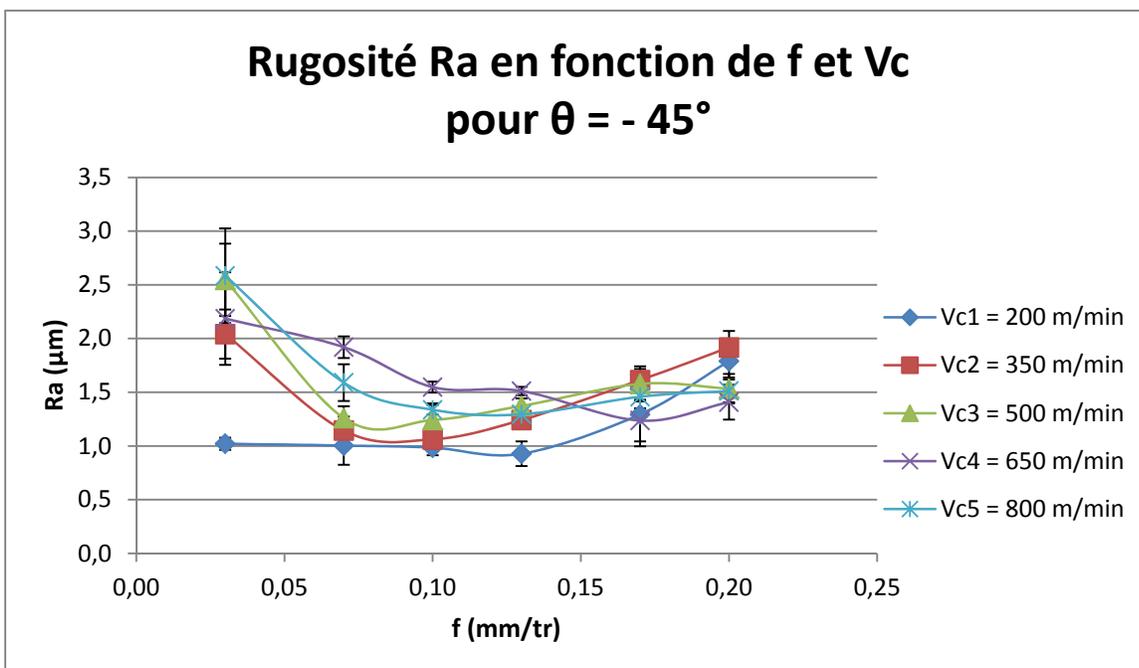


Figure 2.58 : Rugosité Ra des surfaces usinées en opposition avec l'outil #2 en fonction de l'avance f et de la vitesse de coupe Vc pour $\theta = -45^\circ$

2.4.8.4 Influence des paramètres de coupe et de l'orientation des fibres sur les efforts de coupe

Les Figures 2.59 à 2.64 présentent les différents efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe (vitesses de coupe et d'avance) pour chaque orientation de fibres et outil utilisé. On remarque d'abord que les efforts de coupe sont très faibles (au maximum 120 N) ce qui explique la facilité à usiner ce matériau et la faible usure d'outil observée. L'outil #2 présente des efforts de coupe très faibles (< 40 N) qui sont de 3 à 5 fois inférieurs à l'outil #1. On observe également une forte corrélation entre efforts de coupe (avance, normale et axiale) et l'avance par tour, et ce, quelle que soit l'orientation des fibres ou l'outil utilisé.

Globalement, les tendances sont identiques quel que soit l'outil utilisé ou l'orientation de la fibre. La force d'avance augmente lorsque l'avance passe de 0,1 à 0,3 mm/tr pour l'outil #1 et de 0,03 à 0,10 mm/tr pour l'outil #2, puis se stabilise ensuite autour d'une valeur fixe (≈ 40 N pour l'outil #1 et entre 7 à 12N pour l'outil #2). La force normale à la coupe augmente linéairement en fonction de l'avance pour les deux outils et les différentes orientations de fibres. On observe la même tendance pour la force axiale pour les découpes avec l'outil #1. Les forces axiales des découpes avec l'outil #2 sont nulles ou proche de zéro car l'angle d'hélice de cet outil est nul, il n'y a donc aucun effort axial pour ces découpes. Le relevé des efforts de coupe axiaux pour la vitesse V_{c4} (650 m/min) a été supprimé des graphiques car il y a eu un phénomène de résonance à cette vitesse. En fait, on a noté trop de bruit dans le signal de mesure, c'est-à-dire un bruit d'amplitude supérieure à l'effort de coupe axial, ce qui biaise la mesure.

Dans l'ensemble, la vitesse de coupe n'a aucune influence sur les efforts de coupe comparativement à l'avance, excepté pour les efforts d'avance pour les découpes des fibres orientées à 0° et $\pm 45^\circ$ avec l'outil #2, pour lesquelles l'effort d'avance augmente aussi avec la vitesse de coupe. Néanmoins, cette variation est faible (≈ 5 N) et reste de l'ordre de grandeur de la précision de la table de mesure.

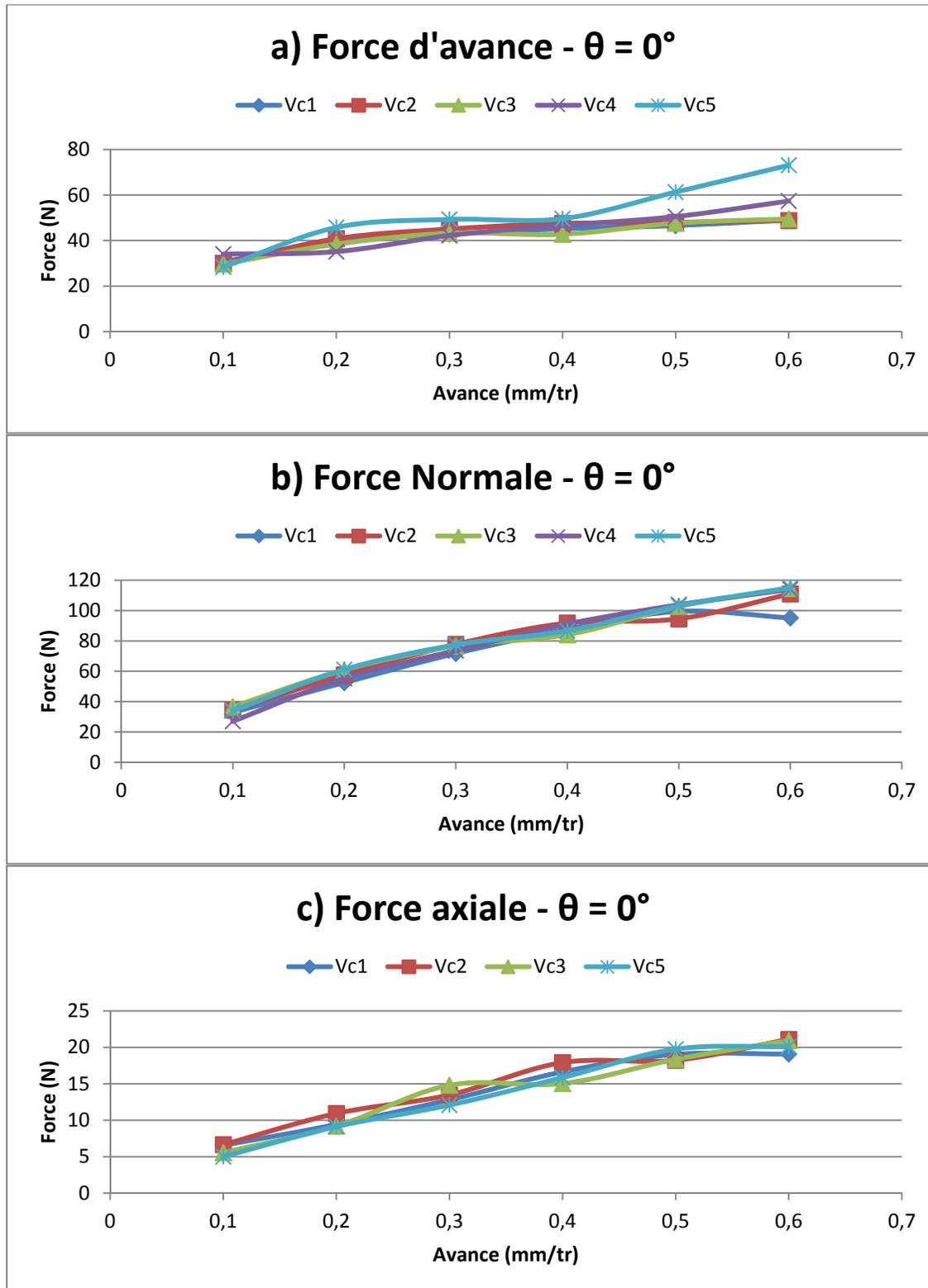


Figure 2.59 : Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 0° usinées avec l'outil #1, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale

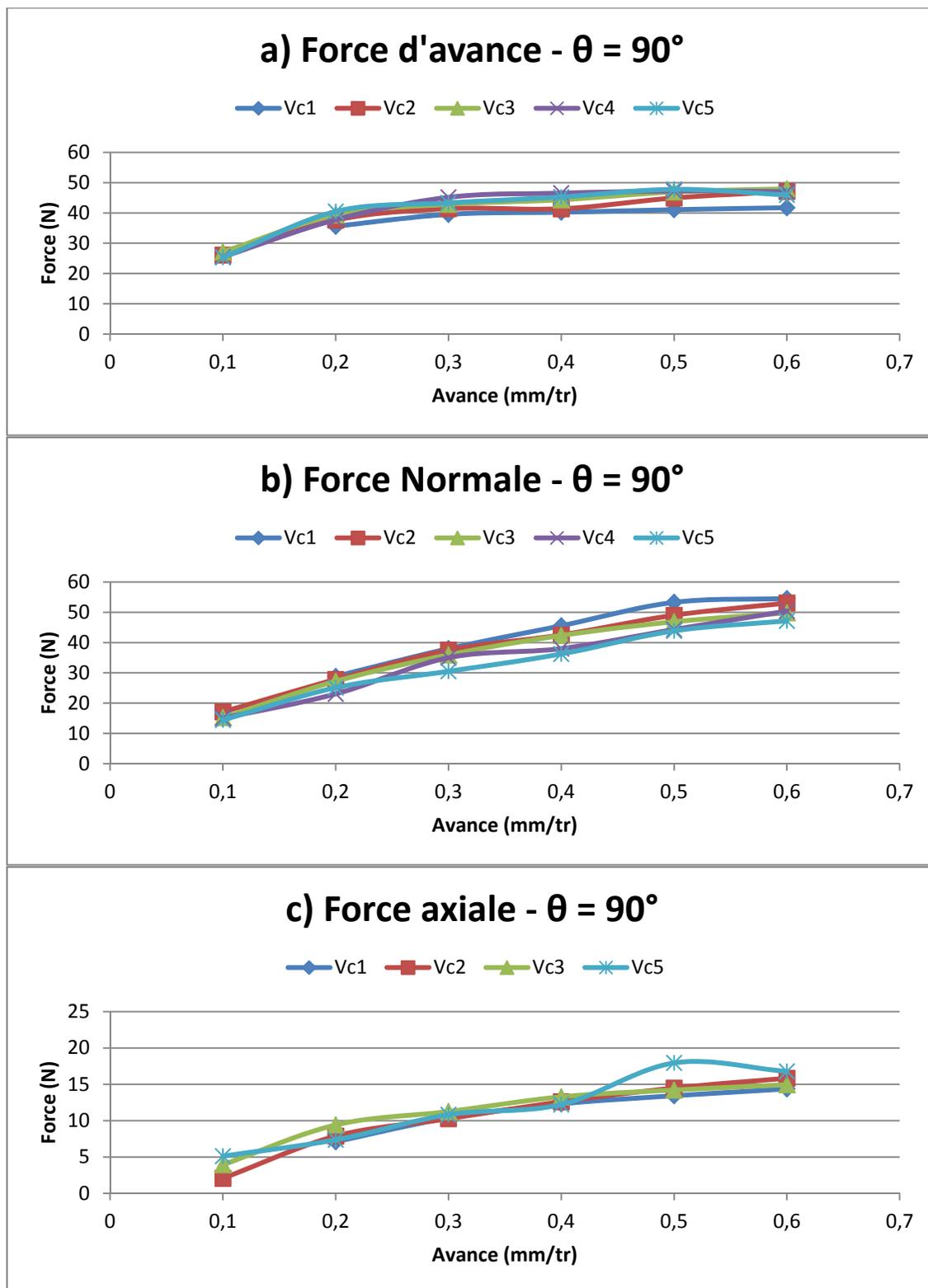


Figure 2.60 : Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 90° usinées avec l'outil #1, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale

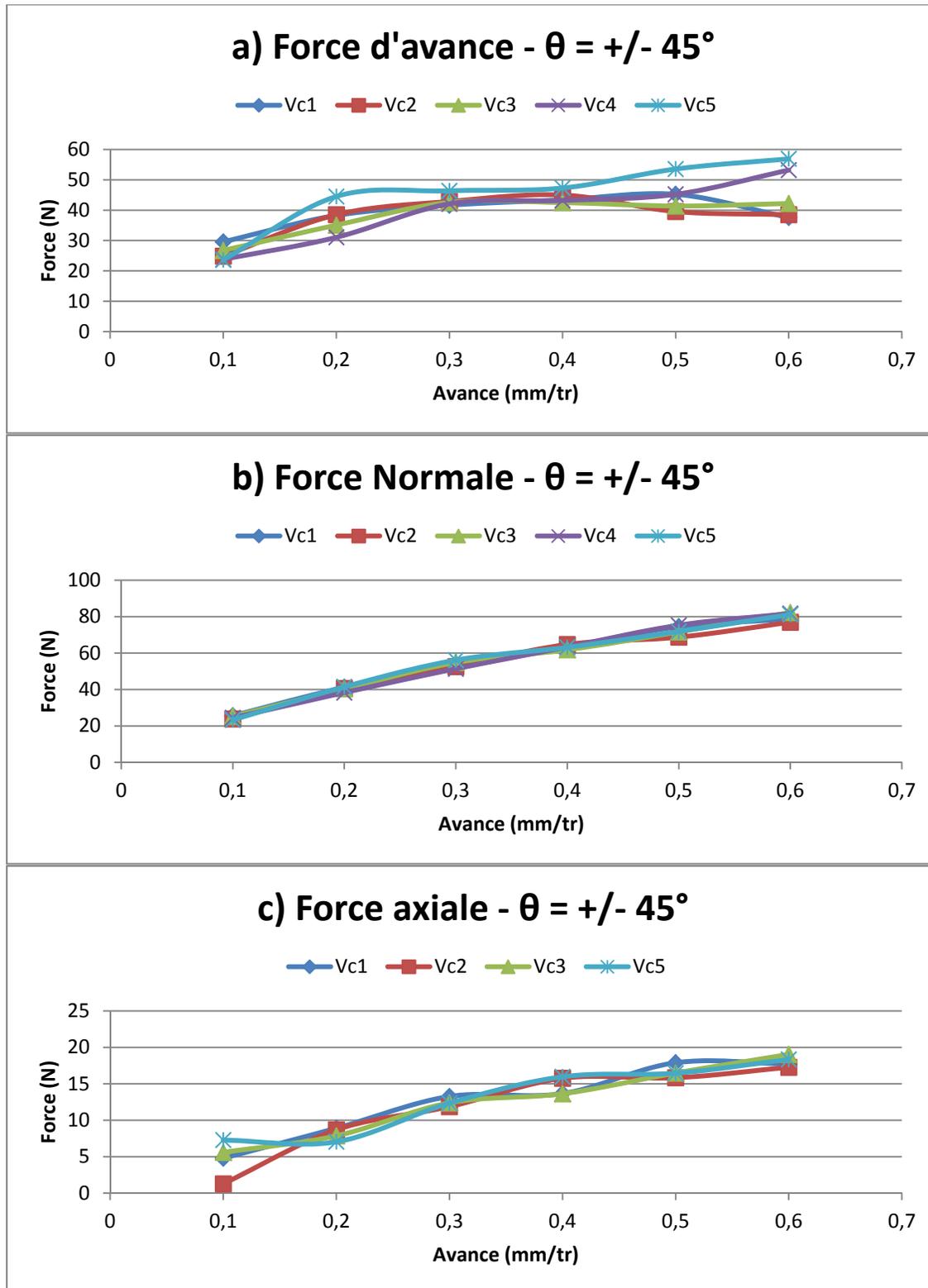


Figure 2.61 : Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à $\pm 45^\circ$ usinées avec l'outil #1, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale

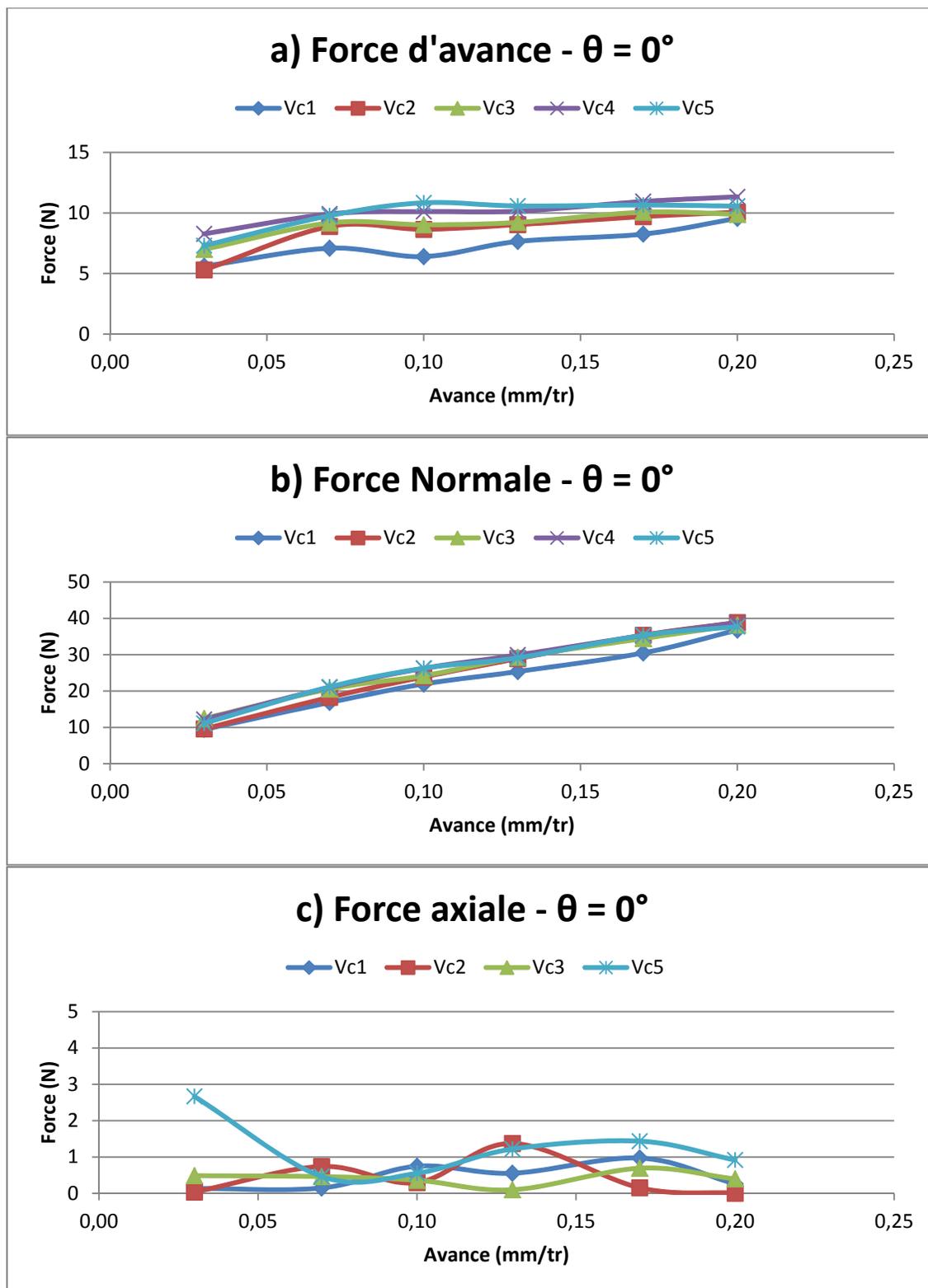


Figure 2.62 : Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 0° usinées avec l'outil #2, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale

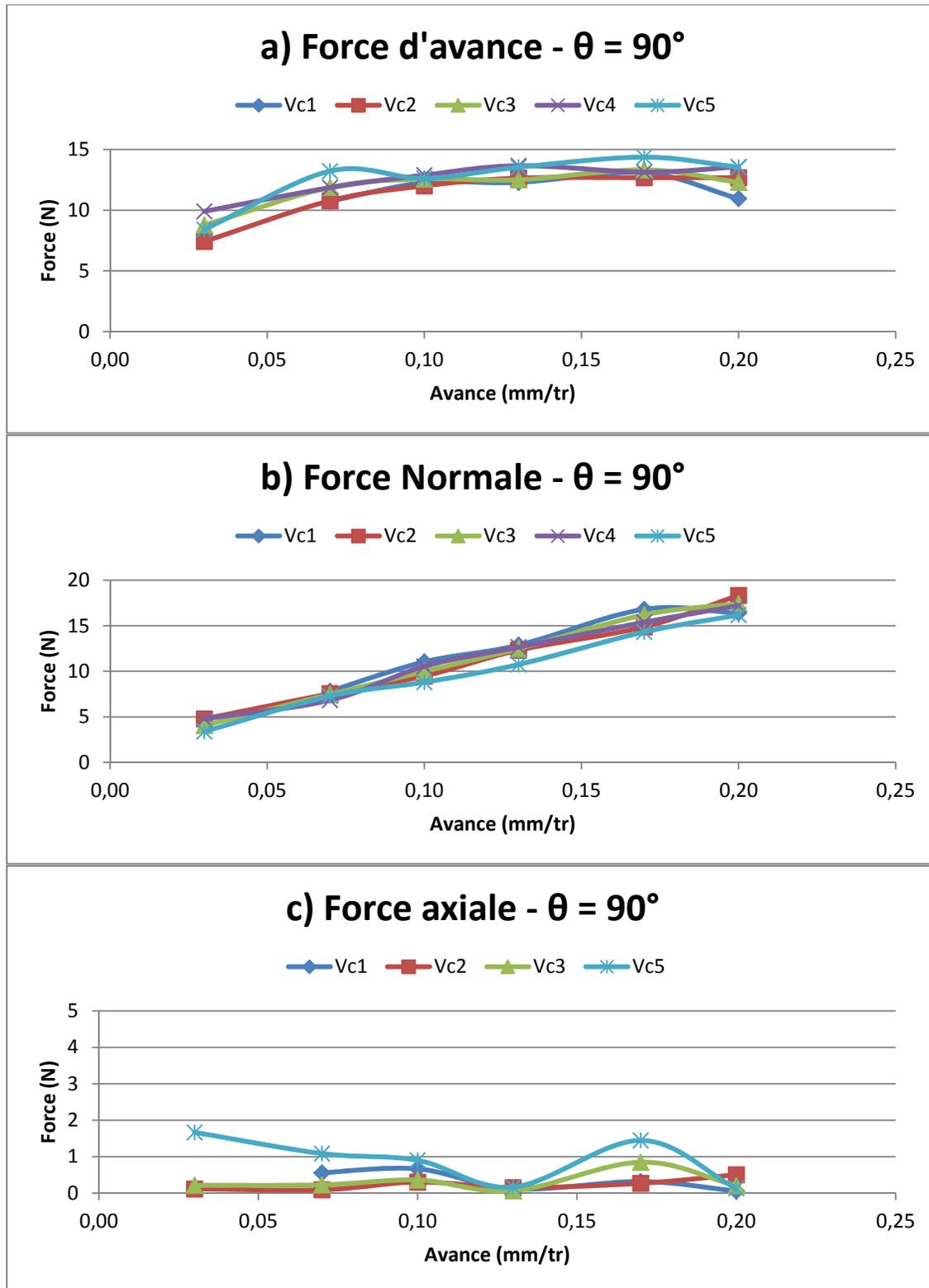


Figure 2.63 : Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à 90° usinées avec l'outil #2, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale

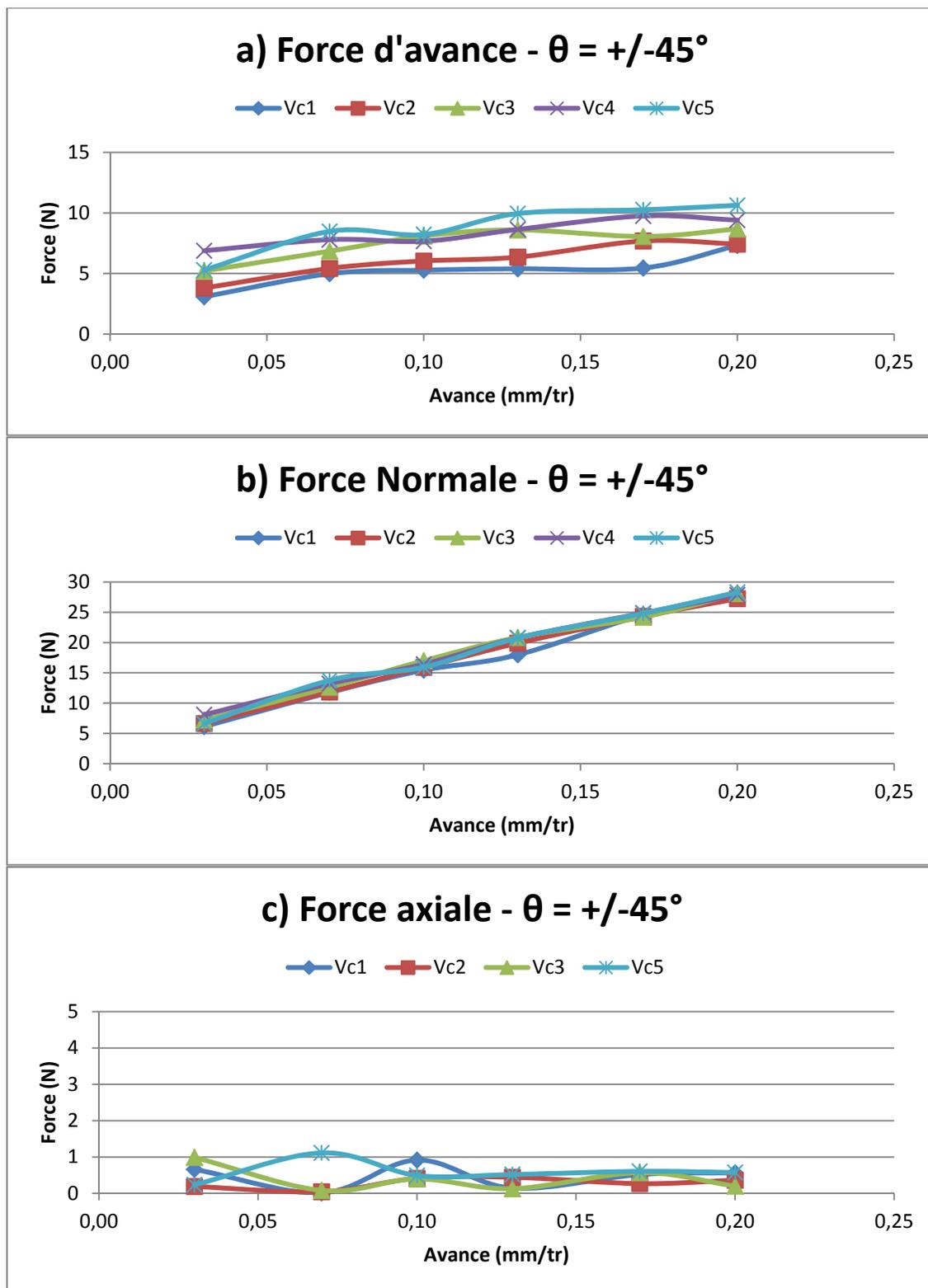


Figure 2.64 : Efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe pour les fibres à +/- 45° usinées avec l'outil #2, a) forces d'avance, b) force normale, c) force axiale

Les Figures 2.65 et 2.66 présentent les efforts de coupe moyens pour les deux outils utilisés en fonction des différentes orientations de fibres. L'outil #2 offre les meilleurs résultats puisque les efforts de coupe sont minimaux et de 3 à 5 fois inférieurs à ceux obtenus avec l'outil #1, traduisant la facilité de cet outil à usiner ce matériau. Pour les deux outils, les efforts normaux pour les fibres orientés à 0° et $\pm 45^\circ$ sont supérieurs aux efforts d'avance et égaux pour les fibres orientés à 90° . Ce point est surprenant et différent de ce qui est habituellement observé ou attendu. En effet, l'effort d'avance est normalement plus élevé car l'outil coupe la matière dans cette direction. Un autre point surprenant : les efforts normaux sont maximaux pour les fibres orientés à 0° et $\pm 45^\circ$ et plus faibles pour les fibres à 90° . Habituellement, on s'attend à ce que les efforts de coupe soient minimaux pour les fibres à 0° puisqu'il est plus simple de découper la matière dans le sens des fibres. En effet, la découpe dans ce sens consiste d'avantage à découper la résine liant les fibres que les fibres elles-mêmes. De même, on s'attend à ce que les efforts soient maximaux pour les fibres à 90° car il s'agit ici de cisailer la fibre qui est bien plus résistante que la résine.

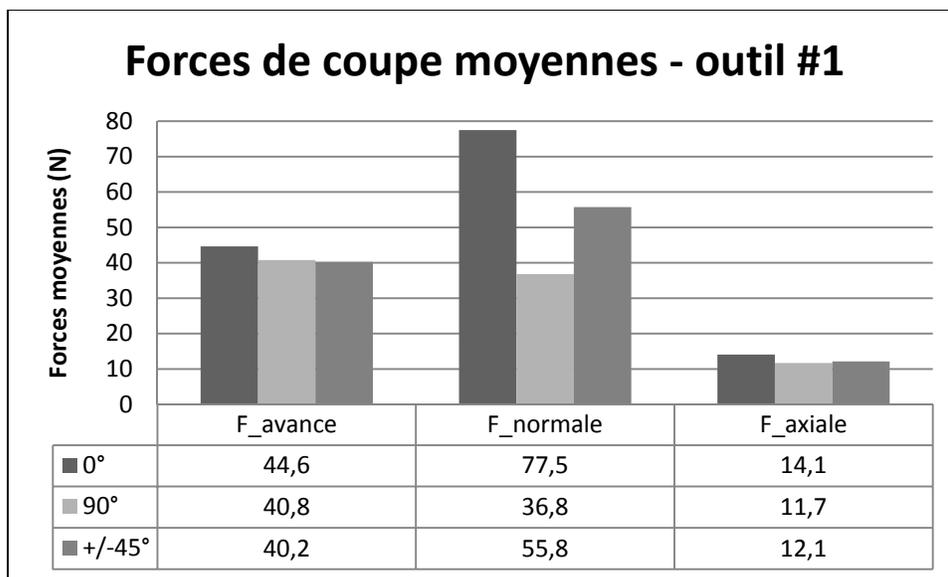


Figure 2.65 : Forces de coupe moyennes pour les découpes avec l'outil #1 en fonction de l'orientation des fibres

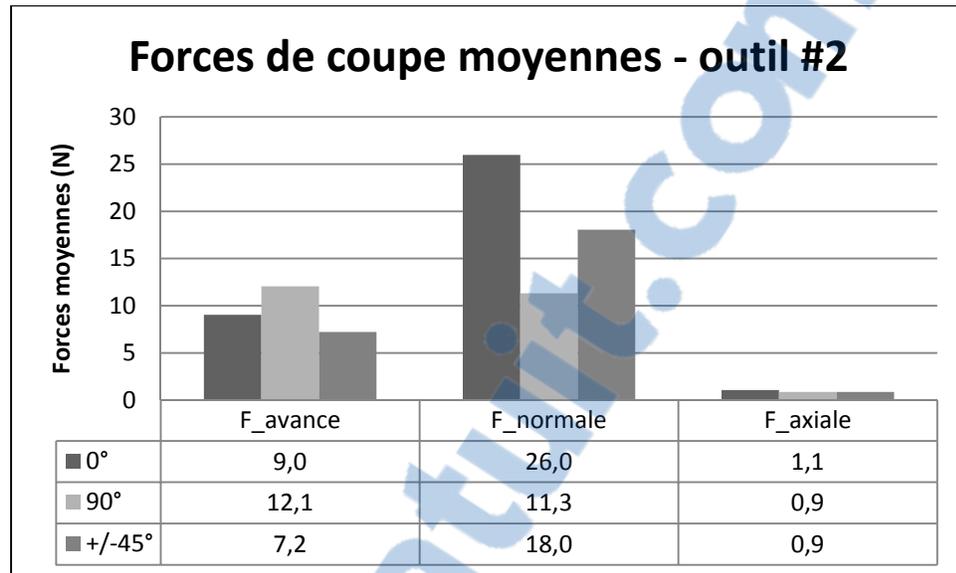


Figure 2.66 : Forces de coupes moyennes pour les découpes avec l'outil #2 en fonction de l'orientation des fibres

Plusieurs hypothèses sont proposées pour expliquer le fait que la force normale soit supérieure à la force d'avance. Il faut d'abord prendre en compte que la découpe s'opère à plein couteau (plein engagement radial et axial de l'outil dans la matière). Si on considère le trajet d'une seule dent dans la matière, la force de coupe (ou effort tangentiel de coupe dû au mouvement de rotation de l'outil) est perpendiculaire à la droite formée par la pointe de la dent et le centre de l'outil (Figure 2.67). Cette force de coupe augmente lorsque la dent parcourt la moitié du chemin (90° de rotation de l'outil) puis diminue jusqu'à zéro lorsque la dent a parcouru 180° de rotation de l'outil. Cette force de coupe se décompose en deux composantes : une composante dans le sens de l'avance et une composante normale. Ce sont ces composantes que la table mesure. Or, la composante normale est toujours dirigée dans le même sens entre 0° et 180° (vers la droite sur la Figure 2.67), tandis que la composante d'avance est positive entre 0 et 90° puis négative entre 90° et 180° (selon le trajet de la dent). Ainsi, la force d'avance résultante, correspondant à la somme des composantes d'avance, est réduite puisqu'elle change de direction le long du demi-cercle de découpe. Ceci explique pourquoi les efforts normaux sont supérieurs aux efforts d'avance (Figure 2.67). Ce phénomène ne serait pas apparu si la découpe se faisait à demi-couteau, car toutes les composantes auraient été positives (seule le quart de cercle 0-90° aurait été considéré).

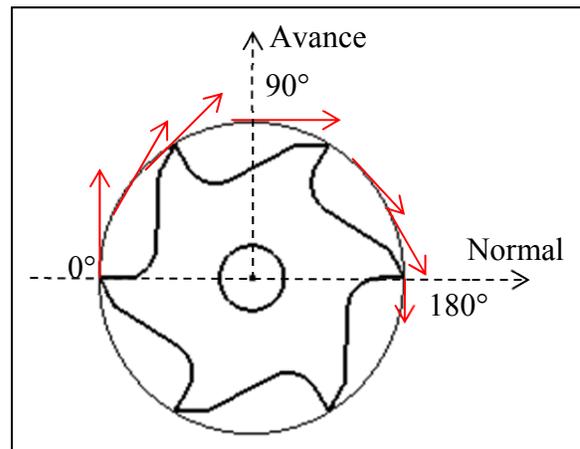


Figure 2.67 : Schéma des forces de coupe

Les hypothèses pour expliquer le fait que les efforts de coupe soient maximaux pour les fibres orientées à 0° et minimaux pour les fibres à 90° , sont proposées et il faut prendre en compte que la découpe s'opère à plein couteau (plein engagement radial et axial de l'outil dans la matière) et que le matériau est unidirectionnel, tel qu'illustré par les Figures 2.68 et 2.69. Si on considère la découpe du matériau unidirectionnel à 0° (Figure 2.68) (fibres orientées dans le sens de l'avance) et le trajet d'une dent dans la matière, la force de coupe est minimale au début de la découpe. En effet, au début, la dent découpe les fibres à 0° , où l'effort de coupe est minimal puisqu'il s'agit de découper la résine pure liant les fibres entre elles. De plus, la composition particulière de divers polymères de la fibre et le vide centrale facilitent la découpe dans le sens des fibres car il s'agit de l'usinage d'un mélange polymérique ou de cisaillement intra-fibre qui rend la découpe plus simple qu'une fibre synthétique plus dure. À ce moment, la force de coupe est orientée en direction de l'avance et la composante normale est nulle. Lorsque l'outil a parcouru 45° , les fibres à découper (à la pointe de l'outil) sont considérées orientées à -45° par rapport à la surface interne de la dent. La fibre subit alors de la flexion et du cisaillement, l'effort de coupe est plus grand et ses composantes d'avance et normales sont égales (car la force résultante est orientée à 45°). Puis, lorsque la dent arrive à 90° de rotation de l'outil, les fibres découpées sont orientées à 90° par rapport à la dent, l'effort de coupe est maximal pour cette orientation de fibres (car les fibres sont plus dures à découper dans ce sens) et est orienté dans la direction normale à la coupe (sa composante d'avance est nulle). Pour la fin du parcours de la dent (de 90° à

180°), la composition est identique (fibres orientées à 90°, 45° puis 0°) et les composantes d'avance sont négatives. Ainsi, la force normale résultant de la somme des différentes composantes normales est bien supérieure à la force d'avance.

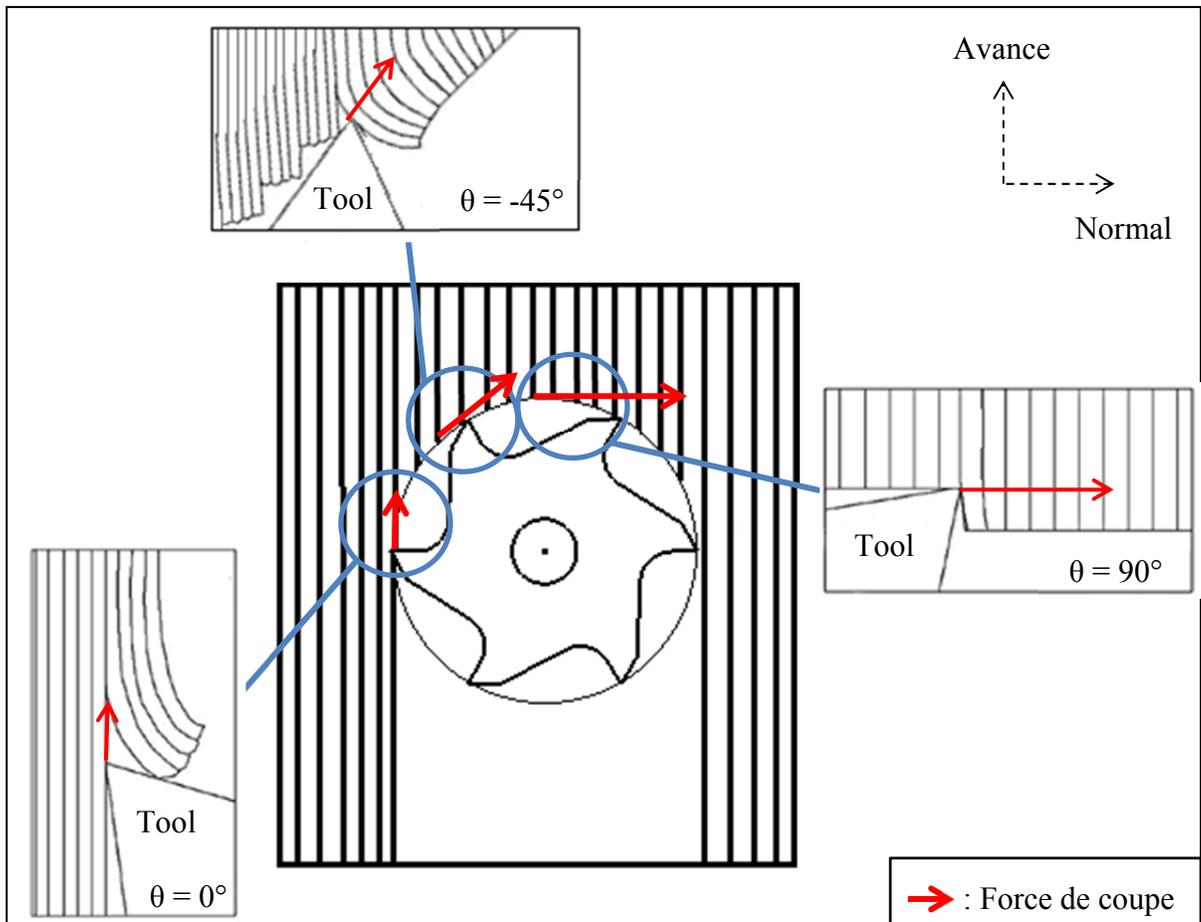


Figure 2.68 : Schéma d'usinage suivant le sens des fibres à 0° avec plein engagement de l'outil

Si on considère maintenant la découpe du composite unidirectionnel à 90° (Figure 2.69) (fibres orientées dans le sens normal à l'avance) et le trajet d'une dent dans la matière, le phénomène est inversé. La force de coupe est maximale au début de la découpe (fibres à 90°) et orientée dans le sens de l'avance. Elle est plus faible lorsque la dent a parcouru 45° de rotation de l'outil et usine des fibres orientées à 45°, les résultantes d'avance et normales sont égales. Enfin, la force de coupe est minimale lorsque la dent arrive à 90° de rotation de l'outil



car elle usine des fibres orientées à 0° , la composante d'avance est nulle. Pour la fin du parcours de la dent (90° à 180°), la composition est identique (fibres orientées à 0° , -45° puis 90°) et les composantes d'avance sont négatives. Ainsi, la force d'avance résultant de la somme des composantes d'avance est du même ordre de grandeur que la force normale. En effet, malgré que les composantes d'avance soient supérieures aux composantes normales en valeur absolue, le fait qu'elles s'opposent réduit la force d'avance globale résultant de la somme des composantes d'avance.

Ces hypothèses, ajoutées aux précédentes, pourrait expliquer pourquoi les efforts de coupe normaux, pour le matériau avec les fibres orientées à 0° , sont très supérieurs aux efforts d'avance de ce même matériau et supérieurs aux efforts d'avance et normaux du matériau aux fibres orientées à 90° . Néanmoins, des essais effectués à demi couteau permettraient de valider ou non ces hypothèses.

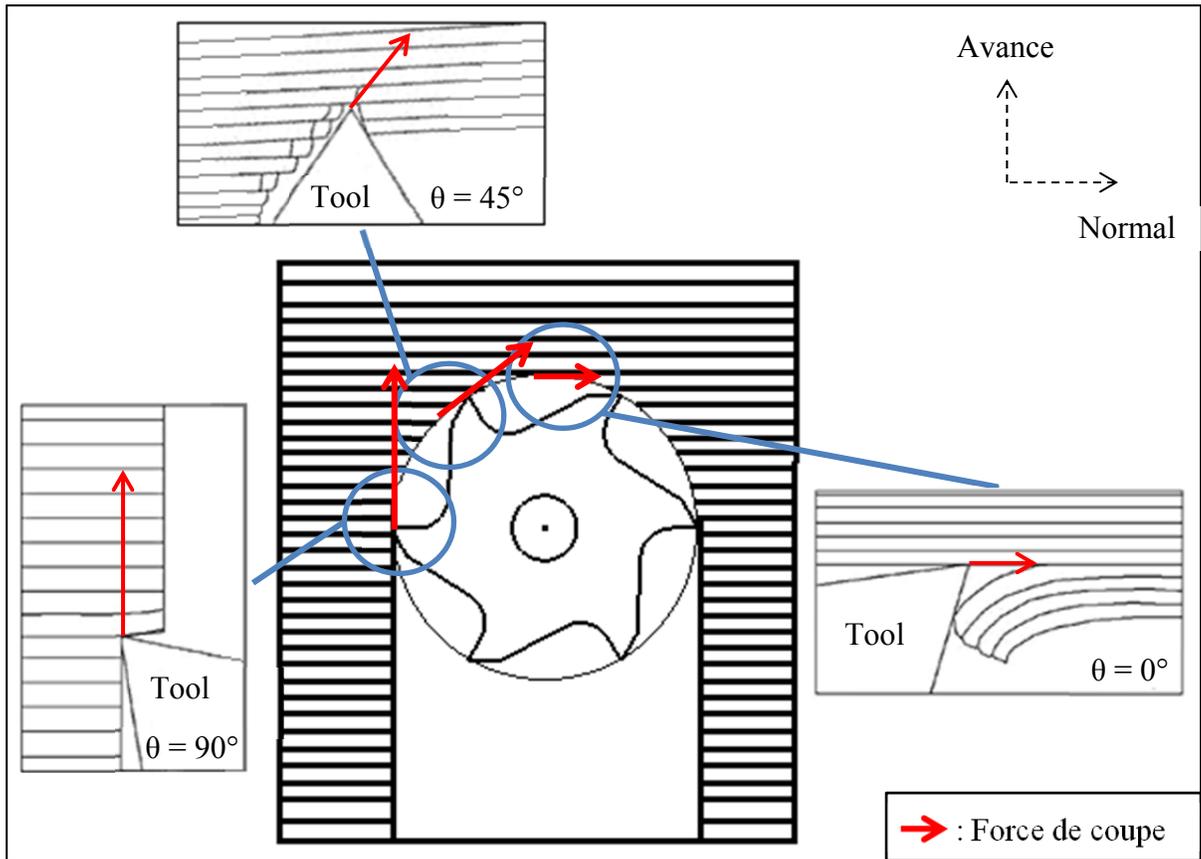


Figure 2.69 : Schéma d'usinage suivant pour l'orientation des fibres à 90° avec plein engagement de l'outil

Pour résumer cette section, il y a une forte corrélation entre efforts de coupe et avance par tour. La vitesse de coupe n'a pas d'influence sur les efforts de coupe. Les forces d'avance augmentent lorsque l'avance augmente de 0,1 à 0,3 mm/tr pour l'outil #1 et de 0,03 à 0,1 mm/tr pour l'outil #2 puis se stabilisent ensuite autour d'une valeur fixe. Les forces normales, quant à elles, augmentent linéairement en fonction de l'avance. Ainsi, dans l'objectif de minimiser les efforts de coupe, une avance par tour faible et une vitesse de coupe quelconque sont des paramètres à considérer. Pour maximiser la productivité en maximisant le taux d'enlèvement de matière, qui augmente avec les vitesses de coupe et d'avance, des vitesses d'avance et de coupe élevées sont les paramètres à considérer. Donc, des paramètres de coupe répondant aux deux objectifs en même temps, une avance intermédiaire (0,3 mm/tr pour l'outil #1 et 0,1 mm/tr pour l'outil #2) et une haute vitesse de coupe ($V_{c5} = 800$ m/min) sont les paramètres optimaux.

2.4.9 Conclusion sur les essais de détournage

Cette étude avait pour but d'observer l'influence des paramètres de coupe V_c et f et de l'orientation des fibres sur les efforts de coupe et sur le fini de surface. Les principales conclusions sont les suivantes :

- Le composite lin/époxy s'usine plutôt bien. Il est très peu abrasif, aucune usure d'outil, aucun recul d'arête et aucun retrait du revêtement n'est observé. Ce point est son principal avantage car il offre un faible coût de l'outillage comparé à un composite carbone/époxy qui est très abrasif et use rapidement l'outil (usure prononcée de l'outil après 3m de coupe d'un CFRP). Malheureusement, beaucoup de fibres non coupées aux plis de surface sont observées, il en résulte un usinage de mauvaise qualité, en particulier avec l'outil #1 (outil 6 lèvres avec un angle d'hélice de 10°).
- L'analyse visuelle de la surface a montré que le mode d'usinage en avalant est à proscrire car il produit un très mauvais fini de surface, beaucoup de fibres non coupées au pli supérieur et inférieur sont observées. Ce phénomène est moins visible pour l'usinage en opposition. Les fibres à 0° offre le meilleur fini de surface tandis que les fibres à -45° offre le plus mauvais état de surface.
- L'outil #2 (outil 2 lèvres avec un angle d'hélice nul) fournit de bien meilleurs résultats que l'outil #1, avec des efforts de coupe de 3 à 5 fois inférieurs, un fini de surface de meilleur qualité se traduisant par une rugosité plus faible, et un taux de fibres non coupées bien plus faible en quantité, densité et taille.
- L'analyse visuelle de la surface et les mesures de rugosité montrent, pour les échantillons usinés avec l'outil #1, une distribution sous forme de parabole entre rugosité et avance par tour pour les fibres orientées à 0° , 90° et $+45^\circ$. La rugosité la plus élevée est obtenue pour la plus faible avance et la plus basse rugosité pour une

avance intermédiaire. Pour les fibres à -45° , aucune tendance n'est observée. Concernant les échantillons usinés avec l'outil #2 avec les fibres orientées à 0° , 90° et $+45^\circ$, la rugosité décroît lorsque l'avance passe de son niveau le plus bas à son niveau intermédiaire puis se stabilise ensuite. Pour les fibres à -45° , une tendance sous forme de parabole est encore une fois observée (rugosité la plus basse pour une avance intermédiaire).

- Les efforts de coupe sont fortement corrélés avec l'avance par tour et indépendants de la vitesse de coupe. Les forces d'avance augmentent lorsque l'avance passe de son niveau bas à un niveau intermédiaire puis se stabilisent ensuite. Les forces normales augmentent linéairement avec l'avance par tour.

Dans un objectif de minimisation des efforts de coupe, de minimisation de la rugosité et de maximisation de la productivité, une avance par tour intermédiaire (0,3 mm/tr pour l'outil #1 et 0,1 mm/tr pour l'outil #2) et une vitesse de coupe élevée ($V_c = 800$ m/min) semblent être les paramètres optimaux.

CONCLUSION

Cette étude se divise en deux parties : une première portant sur l'usinage d'un composite carbone/époxy et une deuxième portant sur l'usinage d'un composite lin/époxy.

Pour la première partie de l'étude, l'objectif fut de montrer si la température de coupe occasionnée par un outil usé a une influence, de par les défauts induits en bordure des échantillons d'essai, sur la résistance en traction uni axiale d'un composite carbone/époxy, haute performance, utilisé en aéronautique. Pour cela, des éprouvettes de 3,6 x 12 x 250 mm et 3,6 x 6 x 250 mm faite d'un composite carbone/époxy stratifié quasi-isotrope de 24 plis ont été usinées par une opération de détournage. Ces faibles largeurs d'éprouvettes ont eu pour but d'amplifier l'influence du défaut thermique de bord ainsi créé lors de la coupe. Deux conditions de coupe ont été obtenues : configuration en opposition et configuration en avalant et deux outils ont été utilisés : un premier neuf et un autre très usé. Les principales conclusions sont les suivantes :

- Vis-à-vis de la température de coupe, l'outil neuf a été préchauffé à 350°C et une température de coupe plus ou moins constante de 300°C fut obtenue. La température a été presque constante tout le long de l'éprouvette, ce qui était une réussite expérimentale. Le deuxième outil (outil usé) a été préchauffé à 400°C pour obtenir une température de coupe de 475°C. Globalement, pour chaque condition, les profils de température entre les échantillons sont identiques. Les mesures montrent que la température de transition vitreuse de la résine a largement été atteinte et dépassée au niveau de l'arête de coupe.
- L'analyse de la surface de coupe à la loupe binoculaire montre une surface nette et une bonne distinction des plis sur les surfaces usinées avec l'outil neuf. Les plus gros dommages mécaniques sont observés sur les plis à -45°. De plus, il ne semble pas que la surface ait été endommagée thermiquement. L'explication la plus plausible est que la majorité de la chaleur produite par la coupe est évacuée par l'outil et le copeau, et

ne se transmet pas à la pièce. Pour les échantillons usinés avec l'outil usé, on observe une surface relativement lisse, il n'y a aucune distinction des plis. Il semble que la température de transition vitreuse de la matrice ait largement été atteinte sur la surface usinée ce qui se traduit par une matrice époxy dégradée et ramollie ayant entraîné un étalement de la matrice et une surface de coupe lisse. On y observe aussi des arrachements de fibres et des fibres non coupées à 0° et -45° pour les échantillons usinés en avalant avec l'outil usé.

- La mesure de rugosité a montré que le mode de coupe en avalant est à proscrire puisqu'il offre la moins bonne rugosité et donc le plus de dommages mécaniques. On observe une plus faible rugosité pour les échantillons usinés avec l'outil usé, et ce pour les deux modes de coupe, mais cette faible rugosité provient de la matrice dégradée et étalée, ce qui rend la mesure inutile car non représentative des défauts réels induits.
- Il n'y a aucune variation de la résistance en traction pour les éprouvettes de 12 mm de large, et ce, quelque-soit la configuration d'usinage ou l'outil utilisé. Une baisse de 10% de la résistance en traction est observée pour les éprouvettes de 6 mm de large usinées par un outil usé par rapport à celles usinées par un outil neuf. Il semble que les défauts de bord occasionnés par l'usure d'outil aient une influence sur les propriétés mécaniques à partir d'une dimension critique en dessous de laquelle le défaut devient significatif sur les propriétés. Il est cependant difficile de distinguer si cette baisse est due aux défauts d'origine mécanique ou thermique.

La baisse de performance est observée sur des éprouvettes de petites dimensions et les défauts thermiques occasionnés lors de la coupe deviennent significatifs sur les performances mécaniques des pièces fines ou des perçages proches du bord, pour des trous de fixations pour le passage de rivets par exemple.

La deuxième partie de cette étude a eu pour objectif d'observer l'usinabilité du matériau composite lin/époxy. Dans un premier temps, des essais préliminaires de découpes par différentes méthodes ont été réalisés dans le but de trouver un outil et procédé capable d'usiner correctement ce matériau. Dans un second temps, des essais de détourage ont été effectués sur des plaques unidirectionnelles de 8 plis, de 2,2 mm d'épaisseur et contenant 50% de volume de fibres, dans le but d'observer l'influence des paramètres de coupe et de l'orientations des fibres sur le fini de surface et les efforts de coupe. Deux outils ont été utilisés et quatre orientations de fibres ont été étudiées (0° , 90° et $\pm 45^\circ$). Plusieurs paramètres de coupe, dont cinq vitesses de coupe et six vitesses d'avance, ont été testés. Les principales conclusions sont les suivantes :

- Les essais préliminaires montrent que la découpe à l'aide d'un outil abrasif fournit les pires résultats avec un fort taux de fibres non coupées aux plis de surface et un fini de surface médiocre. L'usinage à l'aide d'un outil HSS ou carbure revêtu diamant par méthode CVD offre un meilleur fini de surface que les outils abrasifs, mais ce dernier demeure mauvais. De plus, un grand nombre de fibres non coupées dépassent de la surface. La découpe par la méthode sandwich permet d'améliorer la coupe et de réduire le taux de fibres non coupées mais est fastidieuse à mettre en place. Enfin, les usinages effectués avec l'outil deux dents équipés de plaquettes diamant PCD sont de bonne qualité. Il y a très peu de délamination et de fibres non coupées et le fini de surface est de bonne qualité. Cet outil fournit les meilleurs résultats. Il semble qu'un outil très tranchant possédant un angle d'hélice nul soit plus apte à découper ce type de matériaux.
- Les essais de détourage ont montré une forte corrélation entre rugosité de surface et avance par tour. Pour les fibres orientées à 0° , 90° et $+45^\circ$, une tendance sous forme de parabole apparaît, la rugosité décroît jusqu'à une avance intermédiaire puis augmente ensuite. Pour les fibres à -45° , aucune tendance n'est observée. Pour les fibres orientées à 0° , 90° et $+45^\circ$ usinées avec l'outil #2, la rugosité décroît jusqu'à une avance intermédiaire puis se stabilise ensuite autour d'une valeur fixe. Pour les

fibres à -45° usinées avec ce même outil, une tendance sous forme de parabole est aussi observée, avec une rugosité minimale pour une avance intermédiaire. Ces essais ont aussi montré une forte corrélation entre efforts de coupe et avance par tour. La force d'avance augmente jusqu'à une avance intermédiaire puis se stabilise autour d'une valeur fixe et la force normale augmente linéairement en fonction de l'avance par tour. La vitesse de coupe n'influence, ni la rugosité, ni les efforts de coupe.

- L'outil #2 fournit de bien meilleurs résultats que l'outil #1 en termes de fini de surface avec une coupe plus nette et une rugosité plus faible, moins de fibres non coupées (quantité, densité et taille) et des efforts de coupe faibles avec des valeurs de 3 à 5 fois inférieures à celles obtenues avec de l'outil #1.

Dans un objectif de minimisation des efforts de coupe, de minimisation de la rugosité et de maximisation de la productivité, une avance par tour intermédiaire (0,3 mm/tr pour l'outil #1 et 0,1 mm/tr pour l'outil #2) et une vitesse de coupe élevée ($V_c = 800$ m/min) semblent être les paramètres optimaux.

RECOMMANDATIONS

La première partie de l'étude, traitant de l'influence de la température de coupe sur les propriétés en traction uni axiale d'un composite carbone/époxy, a montré une baisse de 10% des performances mécaniques en traction uni axiale. Cependant, plusieurs points peuvent être améliorés pour obtenir de meilleurs résultats.

- Il peut être possible d'instrumenter les éprouvettes lors de l'usinage pour mesurer la température de coupe au niveau de la surface supérieure de l'éprouvette proche de la zone de coupe. Cela permettrait de mesurer la différence de température entre la surface usinée et l'arête de coupe, Ce qui permettrait de valider l'hypothèse que la majorité de la chaleur produite lors de la coupe est évacuée par le copeau et l'outil et ne se transmet pas à la pièce.
- Il pourrait aussi être intéressant de refroidir l'outil jusqu'à la température ambiante pour pouvoir dissocier les défauts d'origine mécanique et ceux d'origine thermique, et distinguer lequel est prépondérant.
- Enfin, il serait intéressant d'observer l'effet des défauts sur les performances mécaniques en fatigue. Il se peut que la température de coupe engendre des défauts thermiques qui influencent beaucoup plus les propriétés en fatigue qu'en traction pour un tel matériau.

Concernant l'usinabilité du composite lin/époxy, étant le deuxième axe de cette étude, plusieurs recommandations apparaissent. L'usinage des composites à fibres naturelles par les méthodes conventionnelles d'enlèvements de matière est encore peu connu et beaucoup de travail reste à faire en ce sens.

- Il serait intéressant, par exemple, d'étudier l'influence du pourcentage volumique de fibre sur la qualité de l'usinage. En effet, les fibres étant difficilement usinables, il est possible qu'à un pourcentage volumique de fibre plus faible, la qualité du fini de surface soit meilleure, et inversement.
- Une étude sur différentes géométries d'outil permettrait de trouver un outil capable d'usiner ce matériau et fournir un bon fini de surface et une belle découpe.

Les composites à base de fibre de lin ont donc un grand potentiel d'utilisation en tant que pièces structurales ou non structurales, dans de nombreux domaines. En plus de l'intérêt écologique et économique qu'ils génèrent, ces matériaux ont d'excellentes propriétés mécaniques qui offrent, en outre, un potentiel identifié pour des secteurs industriels particulièrement pointus en termes de caractérisation des matériaux tels l'aéronautique, l'automobile ou le secteur ferroviaire. Leur aspect visuel agréable les rend également utilisable au quotidien comme dans l'aménagement de la maison, l'ameublement et le design.

ANNEXE I

ARTICLE

Influence of cutting temperature on the tensile strength of a Carbon Fiber Reinforced Polymer

J. DELAHAIGUE¹, J.F. CHATELAIN¹, G. LEBRUN²

1 : Département de Génie Mécanique, École de Technologie Supérieure de Montréal
1100 Rue Notre Dame Ouest, H3C1K3, Montréal, QC
e-mail : jeremy.delahaigue.1@ens.etsmtl.ca , jean-francois.chatelain@etsmtl.ca

2 : Département de Génie Mécanique, Université du Québec à Trois-Rivières
3351 Boulevard Des Forges, G9A 5H7, Trois-Rivières, QC
e-mail : Gilbert.LebRUN@uqtr.ca

Abstract

Carbon fiber reinforced plastics (CFRP) have seen a significant increase in their use over the years thanks to their high specific properties. Despite continuous improvements in the laminated parts production methods, the trimming operation is still necessary to achieve the functional dimensions required by engineering specifications. Laminates made of carbon fibers are very abrasive and cause rapid tool wear and high cutting temperatures. This creates damage to the epoxy matrix, whose glass transition temperature is often recognized around 180°C. This study aims to highlight the influence of the cutting temperature, generated by the tool wear, on the surface finish and mechanical properties obtained from tensile tests. Trimming operations are performed on a quasi-isotropic 24 ply Carbon/Epoxy laminate, of 3.6 mm thickness, with a 6 flutes diamond coated (CVD) cutter. The test specimens of 6 mm and 12 mm wide are obtained by trimming. The reduced width of the coupons allows an amplification concerning the effect of defects on the measured properties by increasing the proportion of coupon cross-section occupied by defects. A new tool and a tool having an advanced state of wear are used to generate different cutting temperatures. Results show a cutting temperature of 300 °C for the new tool and 475 ° C for the worn tool. The analysis reveals that the specimens machined with the new tool have no thermal damage and the cut is clean. The plies oriented at -45° present the worst surface finish according to the failure mode of the fiber. For the worn tool, the surface is degraded and the matrix is carbonized. After cutting, observations show a degraded resin spread on the machined surface, which reduces the surface roughness and hides the cutting defects. In support of these observations, the tensile tests show no variation of the mechanical properties for the 12 mm wide specimens (regardless of machining conditions), but do show a 10% loss in mechanical properties for the 6 mm wide specimens. These results suggest that the thermal defects caused by the tool wear affects the tensile properties, but only from a certain coupon width below which the machining defects increase their influence on the properties.

Keywords: CFRP, Trimming, Milling, Machining, Cutting temperature, Ultimate tensile strength, Surface roughness, Tool wear

1. Introduction

CFRP materials have remarkable specific mechanical properties, especially regarding the modulus-to-weight and strength-to-weight ratio. This explains their popularity and their increasing use in the transportation sector (aeronautics, rail and car), where reducing the weight of the structure enables significant energy savings.

Despite the continuous improvement of molding methods to produce laminated parts, a trimming operation is still necessary to remove the excess material on part edges to achieve the functional dimensions required by the specifications. Machining methods commonly used for metal are tested on composite materials. Laser machining was investigated by (Harada et al., 2012; Herzog et al., 2008; Howarth et Strong, 1990) but this method induces significant thermal damage to the material. The cutting water jet introduces a very poor surface finish (Arola, 1997; Herzog et al., 2008; Howarth et Strong, 1990). Conventional trimming using cutting tools remains the simplest and least detrimental method for the material and will be studied in this work.

Unlike metals, machining of composites is difficult and inevitably generates defects such as delamination, fiber pull-out, matrix cracking, and plastic deformation on the machined edge. These defects depend substantially on cutting parameters and machining configuration. High cutting speed and low feed rate is the best combination in terms of surface integrity and surface roughness for the up-milling cutting mode. Cutting forces are also lowest for this combination (Ahmad, 2009; 2012; Bérubé, 2012; Bhatnagar, 2004; Chatelain, Zaghbani et Monier, 2012; El-Hofy et al., 2011; Ghidossi, Mansori et Pierron, 2006; Ramulu, 1997; Sharid, 2012; Valavan, 2007). The fiber orientation also has an influence on the surface finish. The worst roughness is observed on the plies oriented at -45° (Chatelain, Zaghbani et Monier, 2012; El-Hofy et al., 2011; Ramulu, 1997; Sharid, 2012).

As mechanical damages, thermal damages caused by the cutting temperature and tool wear are influenced by cutting parameters. The cutting temperature decreases with an increase of the cutting speed and a decrease of the feed rate. The same trend is observed for tool wear (Hamedanianpour et Chatelain, 2013; Sakamoto et Iwasa, 2012; Valavan, 2007; Yashiro, Ogawa et Sasahara, 2013). Finally, the cutting temperature increases with increasing tool wear. The cutting temperature decreases with increasing cutting speeds because the contact time between the work piece and the tool is reduced and the chip size increases. Under these conditions, the material flow rate increases and the temperature is more easily reduced by the chips (Sakamoto et Iwasa, 2012; Yashiro, Ogawa et Sasahara, 2013). These results show how important it is to control the cutting parameters in order to limit the cutting forces, tool wear and the cutting temperature, reducing the size and quantity of defects.

The addition of very abrasive materials such as carbon fibers (sometimes more abrasive than the tool itself) makes the machining of such materials difficult. These fibers cause rapid tool wear which increases the cutting temperature (Ahmad, 2009; Hamedanianpour et Chatelain, 2013; Inoue et al., 2009; Teti, 2002). Composites also have a low thermal conductivity (due to the resin properties). So, the heat generated by the trimming operation is concentrated on the cutting zone and doesn't spread to the rest of the work piece. The cutting temperature is problematic when it exceeds the glass transition temperature T_g of the resin. This degrades the matrix and leads to possible losses of

mechanical performance. However, for the machining of composites, the influence of temperature on their mechanical performance has not been explicitly demonstrated. The objective of this work is to show how thermal degradation during machining reduces the tensile strength and modulus of the laminate. It also aims to give a relation between the tool wear, the cutting temperature and their impact on the surface finish and the tensile properties.

2. Experimental Procedure

2.1. Machining

The trimming operations have been conducted to produce rectangular tensile test coupons of two different widths, 12 mm and 6 mm, each being 250 mm in length. Two tools have been used (new and worn) to produce different thermal damage. The ASTM standard recommends a specimen width of 25 mm. This dimension is required to eliminate the influence of edge defects induced by the cutting operation, thus ensuring representative material tensile properties. However, in the present case, and to highlight the influence of edge defects on machining quality, 6 mm and 12 mm wide test specimens are cut in order to amplify the influence of edge defects on the measured properties. The intention being to use the tensile coupon not to evaluate the material itself but instead to evaluate how the machined defects influence the tensile properties, properties that become reference properties in the absence of defects (or when the coupon is large enough to make the influence of defects negligible). This can be done here considering the laminate is composed of thin unidirectional layers. It would be different in the case of plies made of woven fabrics, for which the coupon width must be adjusted to encompass enough unit fabric cells to be representative of the material.

To trim the tensile test coupons, a 3-axis CNC high speed machining center HURON K2X10 and special setup was used (Figure 2.1). This setup includes lateral clamps to maintain the plate during machining, and end clamps to maintain the specimen to be cut. After each pass of the tool, the plate is turned to have a symmetrical temperature profile for each side of the specimen (Figure 2.2). Moreover, with this arrangement, the same extra material was obtained for each test specimen. This material corresponds to a specimen with edges machined using the down-milling machining mode rather than the up-milling mode. This means there were (n-2) specimens machined in the down-milling mode and n specimens machined in up-milling mode (Figure 2.2). All these specimens were kept and compared relatively to one another. Finally, the extremities of the specimens were cut to the desired length of 250 mm (10 ') with an abrasive saw. A total of 60 tensile test specimens were produced as indicated in Table 2.1. The specimens were made in four iterations (T1 to T6; T7 to T12; T13 to T22 and T23 to T34). The thermocouples provide the cutting temperature profiles at the cutting edge of the teeth for each sample, except for the following specimens; T3, T11 and T12 where the thermocouple broke through the effect of centrifugal force, and were peeled off due to the flow of chips. Cutting forces were measured using a 3-axis dynamometer table (Kistler 9255B) (Figure 2.1).

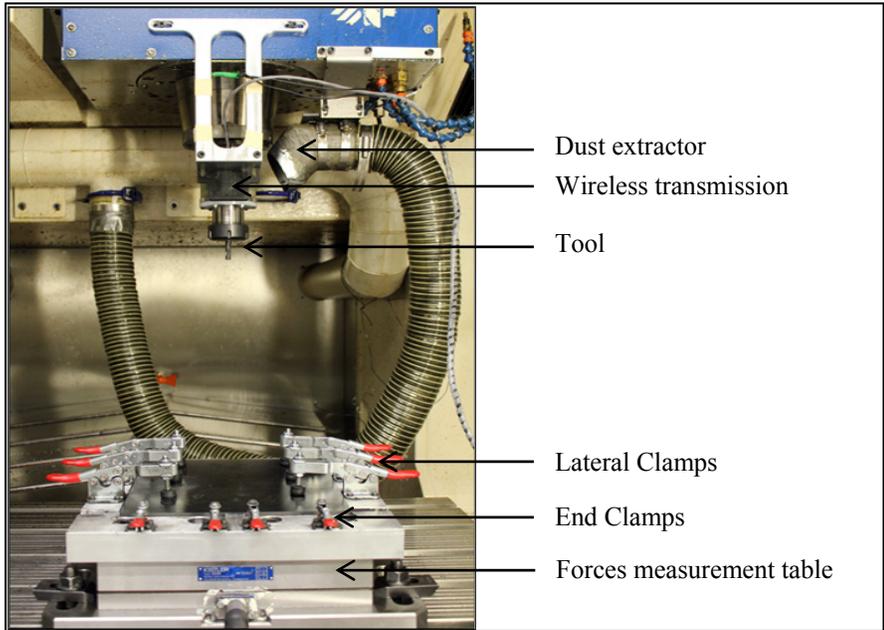


Figure 2.1: Machining setup

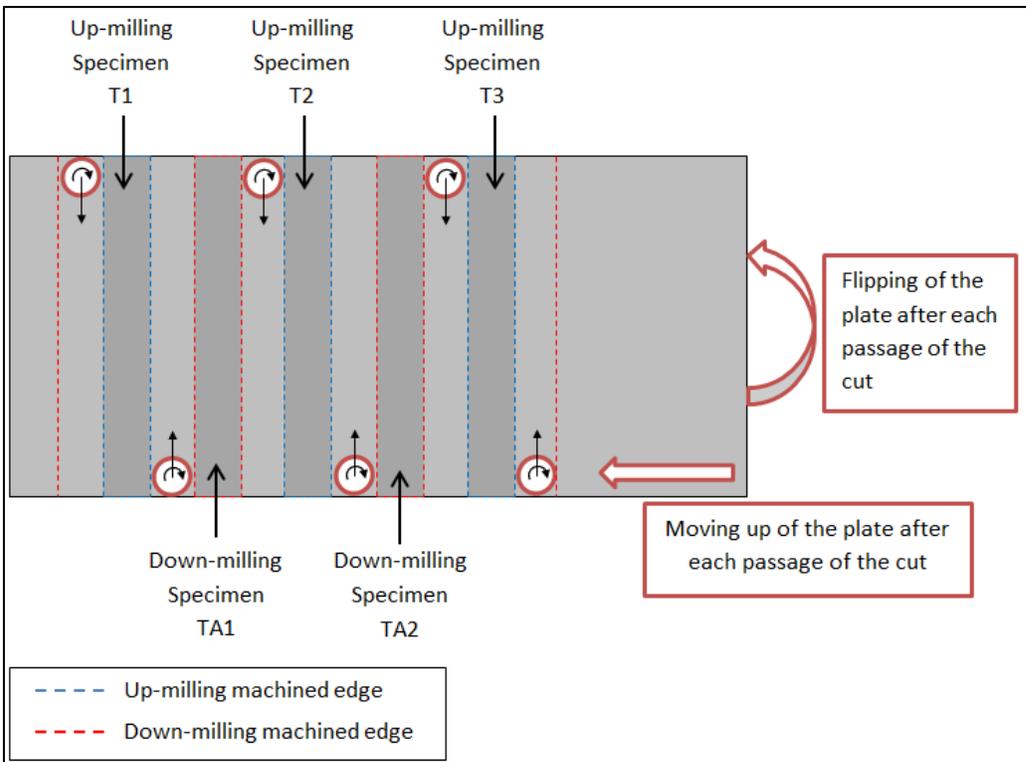


Figure 2.2: Sample production procedure

Table 2.1: Experimental plan

	12 mm wide specimens			
Two Cutting Conditions	New Tool		Worn Tool	
Machining Configuration	Up-Milling	Down-Milling	Up-Milling	Down-Milling
Number of Repetitions	6	4	6	4
Coupon ID	T1, T2, T3, T7, T8, T9	TA1, TA2, TA8, TA9	T4, T5, T6, T10, T11, T12	TA4, TA5, TA10, TA11

	6 mm wide specimens			
Two Cutting Conditions	New Tool		Worn Tool	
Machining Configuration	Up-Milling	Down-Milling	Up-Milling	Down-Milling
Number of Repetitions	11	9	11	9
Coupon ID	T13, T14, T15, T16, T17, T29, T30, T31, T32, T33, T34	TA13, TA14, TA15, TA16, TA29, TA30, TA31, TA32, TA33	T18, T19, T20, T21, T22, T23, T24, T25, T26, T27, T28	TA18, TA19, TA20, TA21, TA23, TA24, TA25, TA26, TA27

The specimens were machined in full axial (full plate thickness) and radial depth of cut to generate the maximum of heat during cutting. It was also decided to machine in up-milling configuration because this configuration provides the least mechanical damage. The cutting parameters (Table 2.2) were kept constant for all tests and were selected to generate low cutting forces and low tool wear (Hamedanianpour et Chatelain, 2013) (Mullier, 2014). A constant surface temperature was maintained during machining. The cutting temperature reached a constant level after a transient period, of a logarithmic form, occurring when the tool started cutting. This transient period has to be avoided to study the thermal damage at a given temperature along the cutting edge. For this reason, the tool was preheated using a blowtorch to the cutting temperature (300°C for the new tool and 475°C for the worn tool) before starting the cutting tests. Once the temperature was reached, the machining program was quickly started.

Table 2.2: Cutting parameters

Feed/Tooth (mm/dent/rev)	Feed rate (mm/min)	Cutting speed (m/min)	Spindle speed (RPM)
0,019	1140	300	10052

A typical temperature profile is divided into four stages as shown in Figure 2.3:

- Stage 1: The tool is preheated using a blowtorch, the temperature increases up to the required preheated temperature.
- Stage 2: The CNC doors are closed, the machining program is started, the tool moves from its origin to the part piece. The temperature decreases during this movement.
- Stage 3: The tool cuts the material. An increase in the temperature up to stabilisation is observed.
- Stage 4: The machine program ends and the tool come back to its origin. The temperature slowly decreases to ambient temperature.

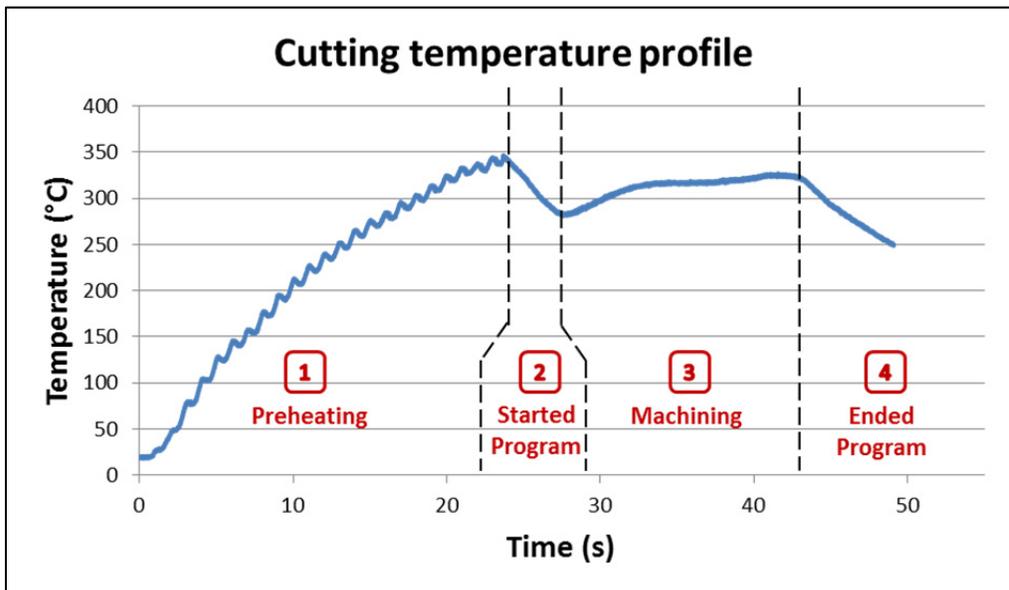


Figure 2.3: Cutting temperature profile

2.2. Material

The material is a multidirectional quasi-isotropic 24-ply CFRP laminate, shaped into plates of 3.6 mm average thickness. The plates were produced using the manual prepreg lay-up technique, followed by autoclave curing. The stacking sequence of the laminate is $[(90^\circ, -45^\circ, 45^\circ, 0^\circ, 45^\circ, -45^\circ, 45^\circ, -45^\circ, 0^\circ, -45^\circ, 45^\circ, 90^\circ)]_s$ with a fiber volume fraction of 64%. The high performance epoxy resin has a curing temperature of 177°C and a glass transition temperature of 212°C.

2.3. Cutting tool

A six flute CVD diamond coated carbide end mill with a diameter of 9.50 mm was used for the trimming experiments. The tool characteristics are shown in Table 2.3.

Table 2.3: Tool parameters

Diameter	9,50 mm
Number of flutes	6
Helix angle	10°
Rank angle	10°
Relief angle	8°
Effective length	35 mm
Total length	80 mm

To measure the cutting temperature, the tool was equipped with two embedded K-Type thermocouples placed at 180°. They were placed against the cutting edge closest to the cutting area and bonded with OMEGABOND ® 400 # OB-400 cement, which is an excellent thermal conductor and covered with epoxy resin enabling the thermocouple to remain in place during the cutting process. Preliminary tests by Mullier (Mullier, 2014) showed that a distance of 1.7 mm from the cutting edge enables the holding of thermocouple on the tool despite the combined effect of the chip flow and temperature variation (Figure 2.4). The tool was then installed in a special mandrel (Type M-320, manufactured by Michigan Scientific Corporation), using special connections for thermocouples, and the data was transmitted wirelessly (Wi-Fi) to the data acquisition system (Figure 2.4).

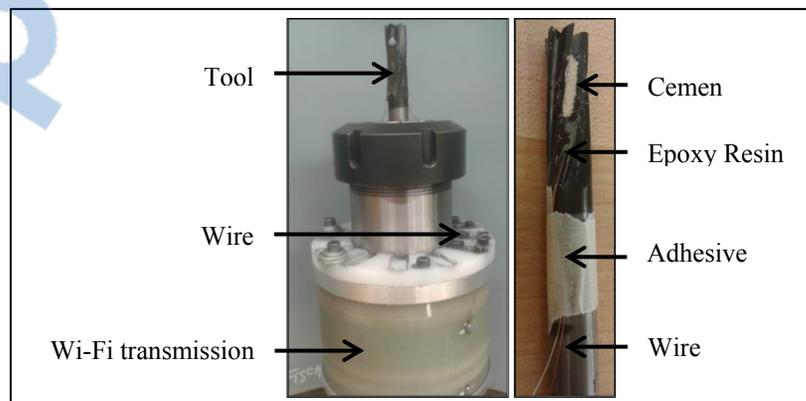


Figure 2.4: Mandrel and tool equipped with thermocouple

2.4. Tool wear measurement

For the trimming operations, a new tool and a worn tool ($V_b = 50\mu\text{m}$ before machining) were used (Figure 2.5). Tool wear has a significant influence on the cutting temperature, thus this approach will show the influence of the cutting temperature on the mechanical properties of the coupons. The tool wear was measured using a Keyence VHX-500FE optical microscope equipped with image processing software. Regarding the worn tool, the measurement of the initial flank wear (V_b) resulted to $50\mu\text{m}$ (wear of the coating and substrate) and we observed a removal of about $550\mu\text{m}$ of the diamond coating.

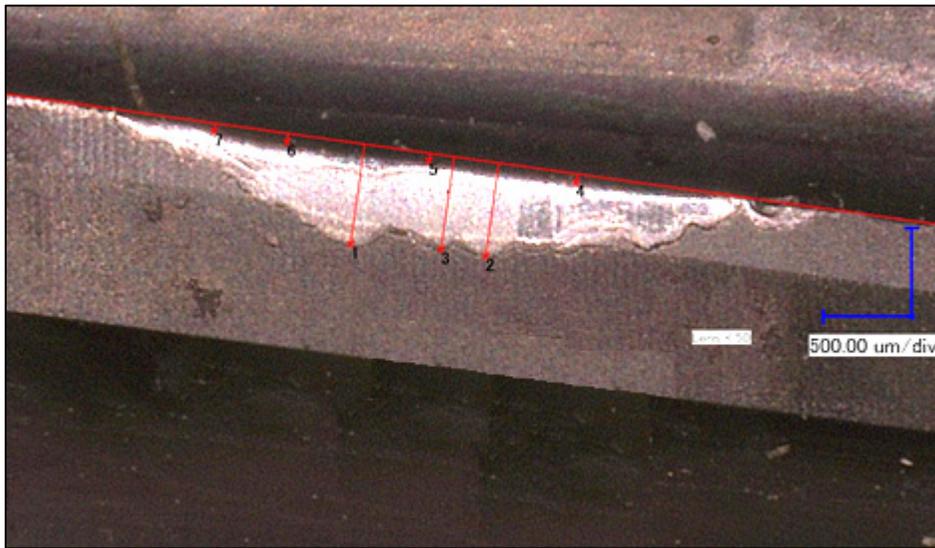


Figure 2.5: Tool wear before machining ($V_b=50\mu\text{m}$, $V_{ba}=550\mu\text{m}$, Lens x50)

2.5. Surface roughness measurement system

The roughness measurement aims to show if the tool wear and the cutting temperature have an influence on the surface roughness. The measurements were made using a SurfTest SJ-400 profilometer, from Mituyo, equipped with a $2\mu\text{m}$ radius diamond tip with a 90° angle in combination with SURFPAK-SJ acquisition software. To improve measurement accuracy, a Keyence VHX-500FE optical microscope was used to control the exact position of the profilometer diamond tip.

Following similar studies, the roughness measurements were performed on the plies oriented at -45° . The measurement parameters used are shown in table 2.4 according to the ASME B46.1-2009 standard:

Table2.4: Roughness measurement parameters

Pre-Travel	0.2 mm
Post-Travel	0.2 mm
Evaluation length (Lm)	5.6 mm
Sampling Length (Le)	0.8 mm
Cut-off Length (Lc)	0.8 mm
Number of Samples	7
Number of Sampling Points	12 000
Parameter	Ra (μm)

To determine the number of measurements to take on each sample, it is necessary to define the precision of the measuring machine and the operations repeatability. For this purpose, three measurements were made on the same specimen and at the same place. Then 12 measurements were performed on the same sample but at different locations on the edge to determine the repeatability. A deviation of $0.019 \mu\text{m}$ was found for the precision of the measurement system, and $2.119 \mu\text{m}$ for the repeatability of the measure. This shows that the measurement process is accurate, but the repeatability of the measure remains limited. This will, however, enable the observation of a trend in the results. To minimize the uncertainty of roughness measurements, it was thus decided to make a large number of measurements. For each test coupon, three random roughness measurements (on the -45° pli) were performed on each machined edge of the coupons. There are two machined edges per coupon which means six roughness measurements per specimen. A total of 360 measurements were performed (6 x 60 specimens).

2.6. Tensile testing

The tensile tests were performed on an Alliance RF / 200 testing machine. They were performed according to the ASTM D3039/D3039M-00 standard.

The test specimens were clamped in the grips of a length of 50 mm at each end, as recommended by the standard. The use of aluminum tabs bonded at the end of coupon was adopted to limit the number of coupons breaking in the grips. Aluminum tabs of 12 mm x 50 mm or 6 mm x 50 mm (depending of sample width) were used. To prevent slippage between the specimen and the aluminum tabs, double face sandpaper with medium grain (100) were placed between the specimen and the tab (Figure 2.6).



Figure 2.6: Sample with sandpaper and aluminium tabs

This test is destructive and only the tensile strength was measured. Therefore, no instrumentation was required on the sample (gauges or extensometer). The confidence intervals related to the test are given in table 2.5. The tensile strength was calculated by dividing the maximum tensile force recorded by the coupon cross-section measured before testing. The cross-section was measured at three locations along the coupon and the mean value was used for calculations.

Table 2.5: Confidence intervals

95% level of confidence intervals	
Specimen length	± 1 mm
Specimen wide	$\pm 0,05$ mm
Specimen thickness	$\pm 0,2$ mm
P (Force)	± 10 N
δ (Displacement)	$\pm 0,01$ mm

3. Results

3.1. Machining

For a better visibility, the average temperature profile was plotted with error intervals expanded to a confidence level of 95% for each profile, as shown in Figure 3.1. Concerning the cutting temperature, the new tool was preheated to 350°C (662°F) and a constant cutting temperature of 300°C (572°F) was obtained (Figure 2.3, stage 3). The temperature was nearly constant throughout the specimen, which was excellent (Figure 3.1). The second tool (worn tool) was preheated to 400°C (752°F), for a cutting temperature of about 475°C (887°F) after the first 150 mm of cutting. It was impossible to

preheat the tool to more than 400°C (752°F), because thermal degradation of the resin maintaining the thermocouple was observed. Thus, it became difficult to get constant temperature levels. The time interval between the end of preheating and the start of machining caused a temperature drop of about 250-300°C (482-572°F) for both tools. Otherwise, for each machining condition, the temperature profiles for all the samples were globally the same.

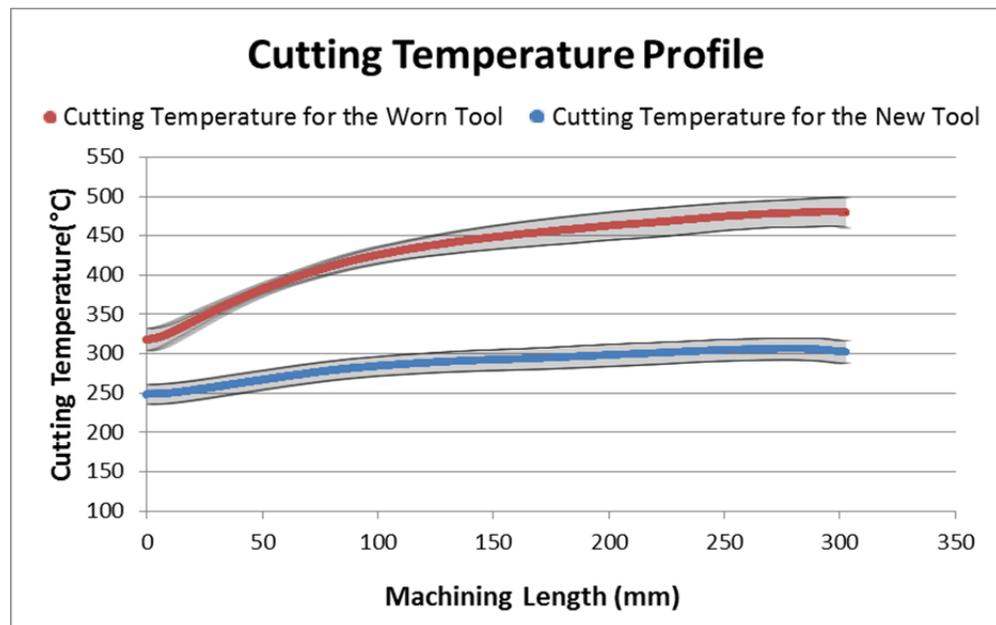


Figure 3.1: Cutting temperature profile

The results show a significant influence of tool wear not only on the cutting temperature, but also on the resulting chip. Indeed, with the worn tool, the glass transition temperature (T_g) of the resin is greatly exceeded, resulting in resin degradation. Consequently, the chip which consists normally of a fine black powder with the new tool is transformed to a sticky paste concentrated around the cutting area. This paste can be a source of poor heat dissipation increasing the thermal damage of the composite (particularly on the upper surface) (Figure 3.2).

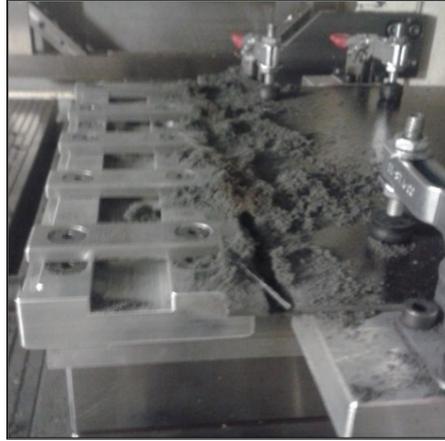


Figure 3.2: Chip after cut (worn tool)

Additionally, regarding the cutting zone of the worn tool after machining, the thick paste forming the chip, stuck to the tool, obstructing the flute and prevented any evacuation (Figure 3.3). This explains the high temperature reached with the worn tool, as the heat cannot be dissipated through the chip because it remains on the tool, agglomerated around the cutting area, effectively forming a thermal insulator. Combined with the friction of the tool, this phenomenon produced a cutting temperature which was considerably higher than T_g of the resin, thus creating a heat affected zone along the machined edge. On the other hand, the chip for the new tool was found to be completely evacuated. It looks like a cold fine black powder that doesn't stick to the tool (Figure 3.4).

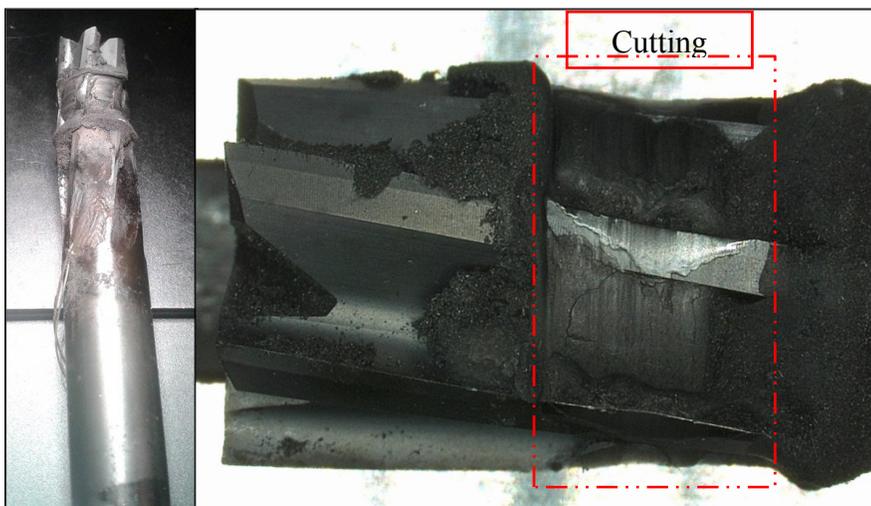


Figure 3.3: Cutting zone after machining (worn tool)

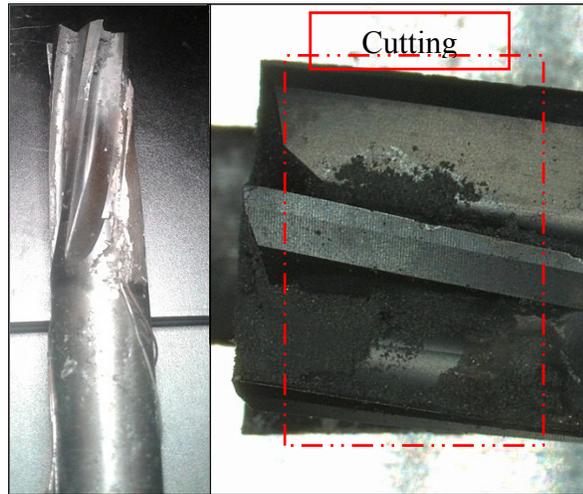


Figure 3.4: Cutting zone after machining (new tool)

3.2. Damage on the cut surface

The observations under microscope of the machined surfaces confirm what has been observed by previous researchers. The surface profile of samples machined with a new tool showed the most damage (looking like small holes, as shown in Figure 3.5a) for plies oriented at -45° , which is due to the fiber cutting mode. In this case, no thermal damage caused by the cutting temperature can be seen (Figure 3.5 a)). For samples machined with the worn tool, it is clearly shown how the presence of thermal damage affects the machined surface. The plies cannot be distinguished, resulting from the spreading of the hot and sticky matrix and surface homogenization (Figure 3.5 b)). The emergence of other defects such as uncut fibers or fibers pull-out can be seen in Figure 3.6.

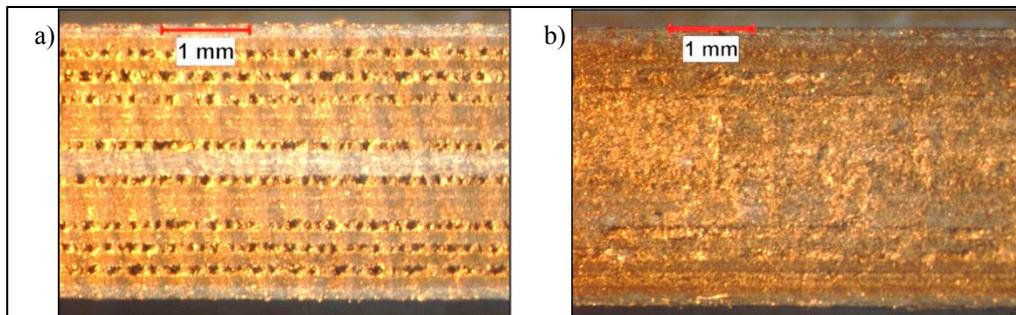


Figure 3.5 : Machining edge : a) using the new tool, b) using the worn tool

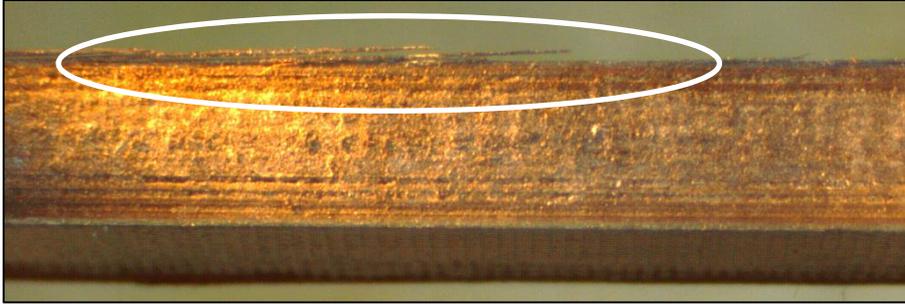


Figure 3.6: Delamination of test coupon machined using the worn tool

Although the temperature at the cutting edge reached 300 ° C for the new tool (which is also above the glass transition temperature), the surface doesn't appear to have suffered from thermal damage. The most credible hypothesis in this case is that heat is evacuated by the tool and the chip therefore reducing its transmission to the material. Also, the diamond coating, which is an excellent heat conductor, probably helps heat dissipation. The machined surface using the worn tool is visibly thermally damaged.

3.3. Surface roughness

The roughness measurements confirm what was observed in the literature. The up-milling machining configuration provides, on average, a lower roughness than the down-milling configuration. Machining with a worn tool also provides a lower roughness than with a new tool (Figure 3.7). This may seem surprising, but it is explained by the presence of the degraded matrix spread over the composite surface machined with a worn tool as shown in Figure 3.5b.

The standard deviation of the roughness measurements is quite important, making this measure quite unreliable to qualify composite materials. This measurement makes the development of any model quite difficult because the internal defects, hidden by the presence of the degraded matrix spread over the cut surface, are underestimated by surface roughness measurements as also suggested when comparing Figures 3.5a and 3.5b. There is on average a decrease in the roughness (a better surface finish) when using a worn tool and this trend is confirmed whatever the specimen's width and machining configuration.

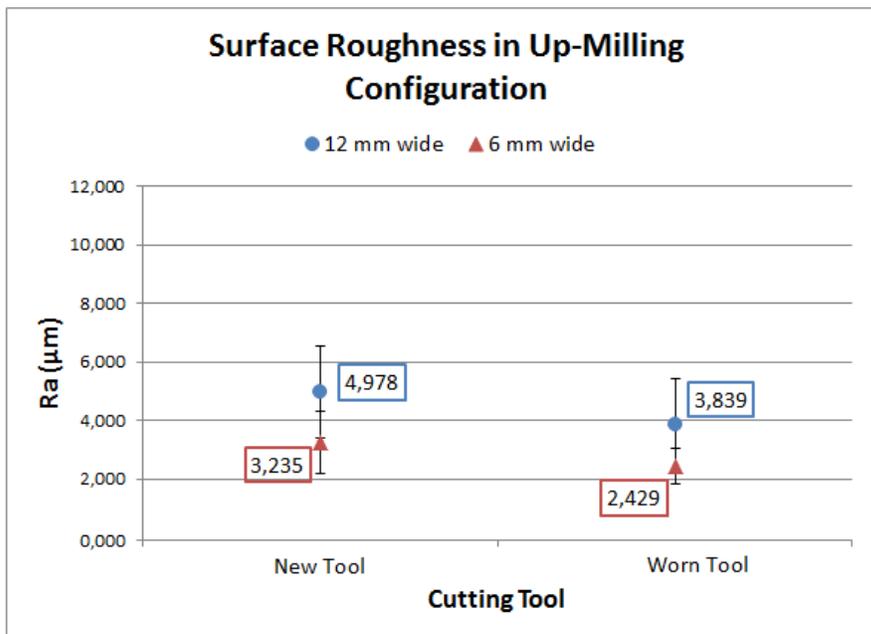


Figure 3.7: Surface roughness for both specimens width in up-milling configuration in function of the tool used

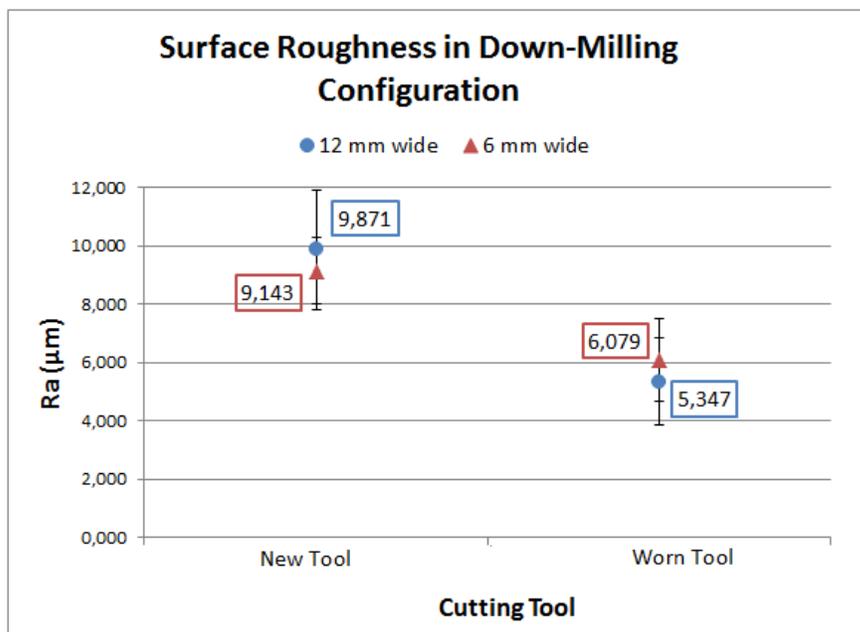


Figure 3.8: Surface roughness for both specimens width in down-milling configuration in function of the tool used

3.3. Mechanical test results

Out of the 60 samples tested, a total of 53 showed acceptable ruptures (considering ASTM D3039 requirements). A total of 7 outliers are identified and removed from the analysis (Table 3.1). The results show a very small variation of the ultimate tensile strength for the 12 mm wide specimens. This low variation is equal to the interclass variation (standard deviation of a single group of samples). It can be concluded that the cutting temperature caused by advanced tool wear doesn't affect the tensile strength of the material for this specimen width. This phenomenon is observed for both machining configurations (up-milling and down-milling). This means the damage (thermal and mechanical) is not significant enough to influence the tensile strength for this specimen width. For the second series of experiments however, cut to 6 mm (half the width of the first specimens), a significant difference is observed. A 10% decrease in mechanical properties is observed for test specimens machined with a worn tool compared to those machined with a new tool. The same trend is observed whatever the machining configuration (Figure 3.9 and 3.10). We can conclude that the cutting temperature generated by the tool wear influences the mechanical properties from a critical width.

Table 3.1: Number of good ruptures

	12 mm wide specimens			
Two Cutting Conditions	New Tool		Worn Tool	
Machining Configuration	Up-Milling	Down-Milling	Up-Milling	Down-Milling
Number of Repetitions	6	4	6	4
Number of Good Ruptures	6	4	6	4

	6 mm wide specimens			
Two Cutting Conditions	New Tool		Worn Tool	
Machining Configuration	Up-Milling	Down-Milling	Up-Milling	Down-Milling
Number of Repetitions	11	9	11	9
Number of Good Ruptures	10	7	10	6

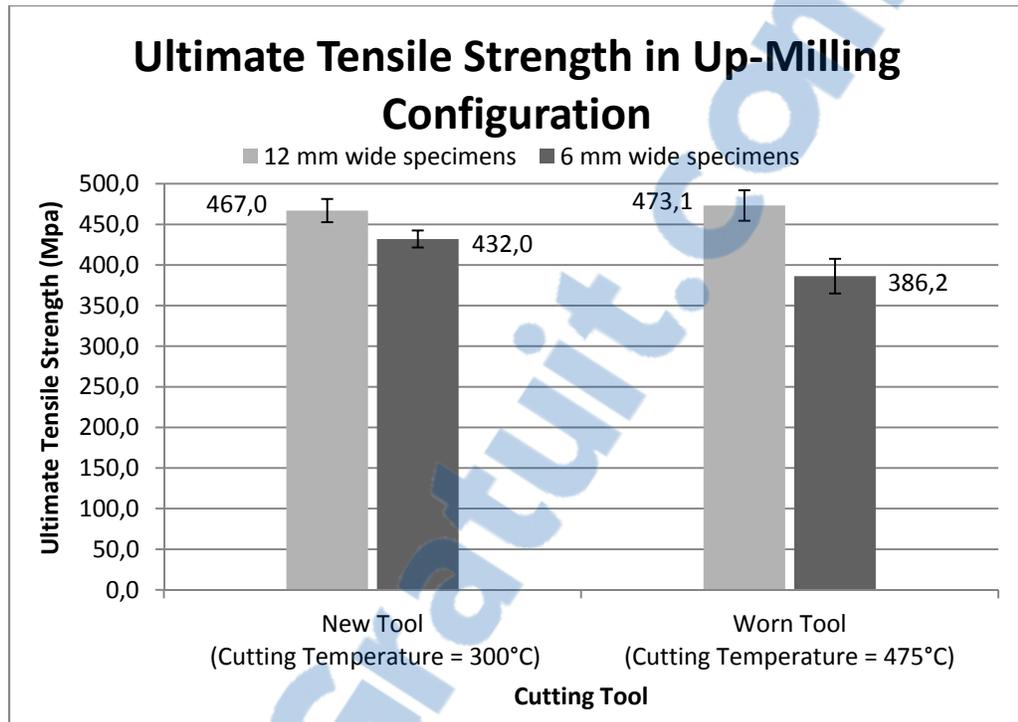


Figure 3.9: Ultimate tensile strength in up-milling machining configuration

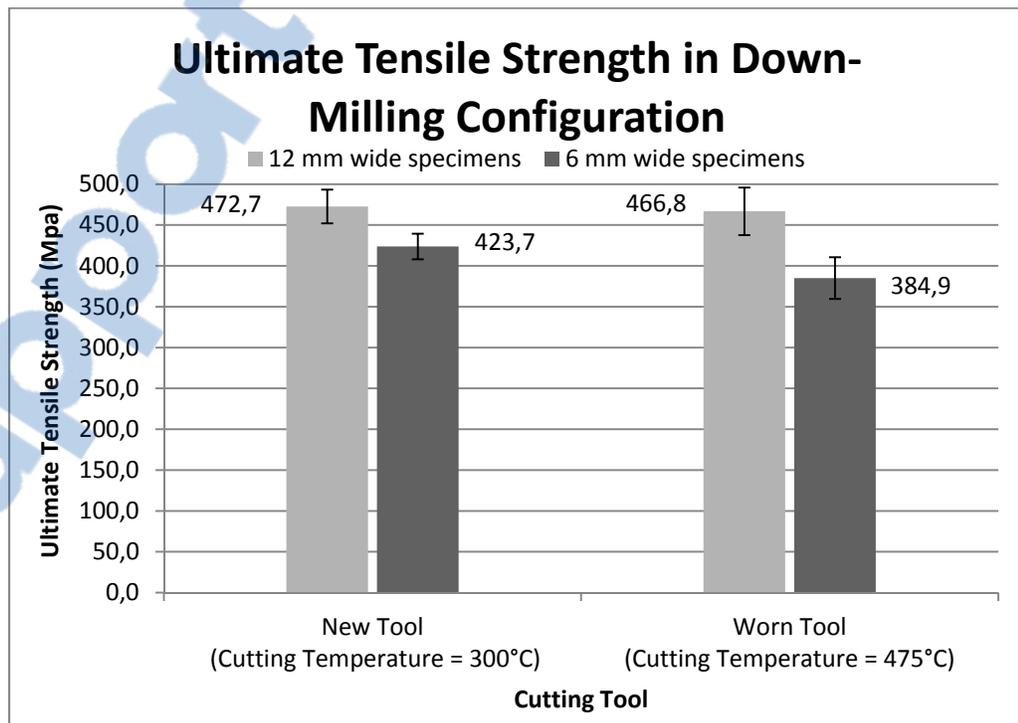


Figure 3.10: Ultimate tensile strength in down-milling machining configuration

4. Conclusion

The objective of this study was to show the influence of the cutting temperature caused by a new tool and a worn tool on the ultimate tensile strength. For this, samples of 3.6 x 12 x 250 mm and 3.6 x 6 x 250 mm in Carbon/Epoxy quasi-isotropic 24 plies laminates composite were machined using a trimming operation. The low specimen's width was intended to amplify the influence of thermal damage to the specimen's edge created when cutting. Two cutting configurations were obtained: up-milling and down-milling and two tools were used: a new and a worn to produce different cutting temperatures. The main conclusions are:

- Concerning the cutting temperature profile, the new tool was preheated to 350 ° C and an almost constant cutting temperature of 300°C was reached. The temperature was almost constant throughout the test (step), which was very encouraging. The second tool (worn tool) was preheated to 400°C for a cutting temperature of 475°C. For each condition, the temperature profiles among the samples were globally the same.
- The analysis of the cutting surface with a binocular microscope showed a clear surface and a clear distinction between the plies on the surface machined with a new tool. The most mechanical damage was observed on the plies oriented at -45°. Moreover, the surface didn't appear to have been thermally damaged. The most probable explanation was that the majority of the heat generated by cutting was dissipated by the tool and the chip, and was not transmitted to the work piece. For samples machined using the worn tool, a relatively smooth surface was observed, there was no ply distinction. The glass transition temperature of the resin matrix has definitely been reached on the machined surface, resulting in a smooth surface. The matrix was carbonized and the molten resin, culminated in a "blur" and smoothing Uncut fibers or fibers pull-out were also observed for the plies oriented at 0° and -45° for the samples machined with the worn tool in the down-milling configuration.
- The roughness measurement showed that the down-milling cutting configuration was not recommended because it gave the worst results and more mechanical damage is noticed. There was also a better roughness for samples machined using the worn tool in both cutting modes.
- There was little variation in tensile strength for 12 mm wide specimens whatever the machining configuration or tool used. A significant decrease of 10% of the tensile strength for the 6 mm wide test specimens machined by a worn tool is identified compared to those machined with a new tool. It appeared that the edge defects caused by the cutting temperature influences the mechanical properties from a critical size for which the defect became significant on properties. However, it was difficult to determine whether this decline was due to mechanical or thermal defects. Future development aims to succeed in cooling the tool to room temperature to differentiate the mechanical and thermal damages, and determine which is predominant.

A performance decrease was observed only on small dimension specimens. This result shows that the thermal defects caused during cutting become significant on the mechanical performance of thin parts or holes near the edge. This result should be qualified as the influence of edge defects is not significant for medium size or more massive work pieces.

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Ahmad, J. 2009. *Machining of Polymer Composites*, 1. Springer US, 320 p.
- Ahmad, J. 2012. « Machining Damage in Edge Trimming of CFRP ». *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 27, n° 7, p. 802-808.
- Aiman Akmal, A.N., A.I. Azmi et A.N.M. Khalil. 2014. « Investigating the effect of machining parameters on mechanical performance of flax fibre composites with circular holes ». In *Advances in Material Processing Technologies (AMPT 2014)*. (Dubai, UAE, 2014), p. 1-5.
- Alvarez de Arcaya, P., A. Retegi, A. Arbelaiz, J.M. Kenny et I. Mondragon. 2009. « Mechanical properties of natural fibers/polyamides composites ». *Polymer Composites*, vol. 30, n° 3, p. 257-264.
- Alvarez, V. A., et A. Vazquez. 2003. « Effect of Water Sorption on the Flexural Properties of a Fully Biodegradable Composite ». *Journal of Composite Materials*, vol. 38, n° 13, p. 1165-1182.
- Alvarez, V.A., R.A. Ruscekaite et A. Vazquez. 2003. « Mechanical properties and water absorption behavior of composites made from a biodegradable matrix and alkaline treated sisal fibers ». *Journal of composite materials*, vol. 37, p. 1575-1589.
- Assarar, M., D. Scida, A. El Mahi, C. Poilâne et R. Ayad. 2011. « Influence of water ageing on mechanical properties and damage events of two reinforced composite materials: Flax–fibres and glass–fibres ». *Materials & Design*, vol. 32, n° 2, p. 788-795.
- Avril, C., P.A. Bailly, J. Njuguna, E. Nassiopoulos et A. De Larminat. 2012. « Flax-reinforced bio-composite_high_load bearing auto parts ». In *Eccm15 - 15th european conference on composite materials*. (Venice, Italy, June 24-28 2012). Vol. 15, p. 1-8.
- Azuan, S.A.S. 2013. « Effects of Drilling Parameters on Delamination of Coconut Meat Husk Reinforced Polyester Composites ». *Advances in Environmental Biology*, vol. 7, n° 6, p. 1097-1100.
- Babu, G.D., K.S. Babu et B.U.M. Gowd. 2012. « Effects of Drilling Parameters on Delamination of Hemp Fiber Reinforced Composites ». *International Journal of Mechanical Engineering Research and Development*, vol. 2, n° 1, p. 1-8.
- Babu, G.D., K.S. Babu et B.U.M. Gowd. 2013a. « Effect of Machining Parameters on Milled Natural Fiber-Reinforced Plastic Composites ». *Journal of Advanced Mechanical Engineering*, vol. 1, p. 1-12.

- Babu, G.D., K.S. Babu et B.U.M. Gowd. 2013b. « Optimization of Machining Parameters in Drilling Hemp Fiber Reinforced Composites to Maximize the Tensile Strength Using Design Experiments ». *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences*, vol. 20, p. 385-390.
- Babu, G.D., K.S. Babu et B.U.M. Gowd. 2014. « Determination of Delamination and Tensile Strength of Drilled Natural Fiber Reinforced Composites ». *Applied Mechanics and Materials*, vol. 592-594, p. 134-138.
- Bajpai, P. K., et I. Singh. 2013. « Drilling behavior of sisal fiber-reinforced polypropylene composite laminates ». *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 32, n° 20, p. 1569-1576.
- Baley, C. 2002. « Analysis of the flax fibres tensile behaviour and analysis of the tensile stiffness increase ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, p. 939-948.
- Baley, C., A. Le Duigou, A. Bourmaud et P. Davies. 2012. « Influence of drying on the mechanical behaviour of flax fibres and their unidirectional composites ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 43, n° 8, p. 1226-1233.
- Baley, C., C. Morvan et Y. Grohens. 2005. « Influence of the Absorbed Water on the Tensile Strength of Flax Fibers ». *Macromolecular Symposia*, vol. 222, n° 1, p. 195-202.
- Bérubé, S. 2012. « Usinage en détournage de laminés composites carbone/époxy ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique. Montréal, Qc, École de technologie Supérieure, 214 p.
- Bogoeva-Gaceva, G., M. Avella, M. Malinconico, A. Buzarovska, A. Grozdanov, G. Gentile et M. E. Errico. 2007. « Natural fiber eco-composites ». *Polymer Composites*, vol. 28, n° 1, p. 98-107.
- Bouzouita, S. 2011. « Optimisation des interfaces fibre matrice de composites à renfort naturel ». Thèse de doctorat en génie des matériaux. Lyon, Fr, École Centrale de Lyon, 193 p.
- Chandramohan, D., et K. Marimuthu. 2011. « Drilling of Natural Fiber Particle Reinforced Polymer Composite Material ». *International Journal of Advanced Engineering Research and Studies*, vol. 1, n° 1, p. 134-145.
- Charlet, K., J. P. Jernot, M. Gomina, L. Bizet et J. Breard. 2010a. « Mechanical Properties of Flax Fibers and of the Derived Unidirectional Composites ». *Journal of Composite Materials*, vol. 44, n° 24, p. 2887-2896.

- Charlet, K., J.P. Jernot, J. Breard et M. Gomina. 2010b. « Scattering of morphological and mechanical properties of flax fibres ». *Industrial Crops and Products*, vol. 32, n° 3, p. 220-224.
- Chatelain, J.F, I. Zaghbani et J. Monier. 2012. « Effect of Ply Orientation on Roughness for the Trimming Process of CFRP Laminates ». *World Academy of Science Engineering and Technology*, vol. 68, p. 1204-1210.
- Chatterjee, A. 2009. « Thermal degradation analysis of thermoset resins ». *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 114, n° 3, p. 1417-1425.
- Chegdani, F., S. Mezghani, M. El Mansori et A. Mkaddem. 2015. « Fiber type effect on tribological behavior when cutting natural fiber reinforced plastics ». *Wear*, n° 0, p. 1-8.
- De Almeida, S.F.M., et G.M. Candido. 1993. « Effect of the free edge finishing on the tensile strength of carbon epoxy laminates ». *Composite Structures*, vol. Vol.25, n° 1-4, p. 287-293.
- Durão, L.M.P., D.J.S. Gonçalves, J.M.R. S. Tavares, V.H.C. De Albuquerque, T.H. Panzera, L.J. Silva, A.A. Vieira et A.P.M. Baptista. 2012. « Drilling Delamination Outcomes on Glass and Sisal Reinforced Plastics ». *Materials Science Forum*, vol. 730-732, p. 301-306.
- El-Hofy, M. H., S. L. Soo, D. K. Aspinwall, W. M. Sim, D. Pearson et P. Harden. 2011. « Factors Affecting Workpiece Surface Integrity in Slotting of CFRP ». *Procedia Engineering*, vol. 19, p. 94-99.
- Frame, B. J. J., C.J. Simpson, W.A. Ziegler et H.E. Philpot. 1990. « Composite Heat Damage ». *Oak Ridge National Laboratory : Oak Ridge Part 1 and 2*.
- Gassan, J. 2002. « A study of fibre and interface parameters affecting the fatigue behaviour of natural fibre composites ». *composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, p. 369-374.
- Gassan, J., et A.K. Bledzki. 2000. « Possibilities to improve the properties of natural fiber reinforced plastics by fiber modification ». *Applied Composites Materials*, vol. 7, p. 373-385.
- Généreux, L.A. 2012. « Effet de l'usinage sur les propriétés mécaniques en tension et contrôle non-destructif des matériaux composites ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique. Montréal, QC, École de technologie supérieure, 159 p.

- Ghidossi, P., M. Mansori et F. Pierron. 2006. « Influence of specimen preparation by machining on the failure of polymer matrix off-axis tensile coupons ». *Composites Science and Technology*, vol. 66, n° 11-12, p. 1857-1872.
- Gourier, C., A. Le Duigou, A. Bourmaud et C. Baley. 2014. « Mechanical analysis of elementary flax fibre tensile properties after different thermal cycles ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 64, p. 159-166.
- Haddad, M., F. Eyma et B. Castanié. 2013. « Machinability and surface quality during high speed trimming of multi directional CFRP ». *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, vol. 13, n° 2-3, p. 289-310.
- Hamedanianpour, H., et J.F. Chatelain. 2013. « Effect of Tool Wear on Quality of Carbon Fiber Reinforced Polymer Laminate during Edge Trimming ». *Applied Mechanics and Materials*, vol. 325-326, p. 34-39.
- Harada, Y., K. Kawai, T. Suzuki et T. Teramoto. 2012. « Evaluation of Cutting Process on the Tensile and Fatigue Strength of CFRP Composites ». *Materials Science Forum*, vol. 706-709, p. 649-654.
- Haskins, J.F. 1989. « Thermal ageing ». *SAMPE Journal*, vol. 25, n° 2, p. 29-33.
- Herzog, D., P. Jaeschke, O. Meier et H. Haferkamp. 2008. « Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, n° 12-13, p. 1464-1473.
- Hoo Thi, T.N. 2008. « Étude de l'influence de la température et de l'humidité sur les propriétés mécaniques en traction des fibres de chanvre et de coco ». Thèse de doctorat en génie mécanique. Montréal, Qc, École de technologie Supérieure, 234 p.
- Howarth, S.G., et A.B. Strong. 1990. « Edge Effects With Waterjet and Laser Beam Cutting of Advanced Composite Materials ». *Advanced Materials: the Challenge for the Next Decade*, vol. 35, p. 1684-1697.
- Inoue, T. 2013. « Cutting characteristics of CFRP materials with carbon fiber distribution ». *International Journal of Automation Technology*, vol. 7, n° 3, p. 285-291.
- Inoue, T., M. Hagino, M. Matsui et L. Gu. 2009. « Cutting Characteristics of CFRP Materials with End Milling ». *Key engineering materials*, vol. 407-408, p. 710-713.
- Jayabal, S., et U. Natarajan. 2011. « Drilling Analysis of Coir-Fibre-Reinforced Polyester Composites ». *Bulletin of Materials Science*, vol. 34, n° 7, p. 1563-1567.
- Le Duigou, A., A. Bourmaud, P. Davies et C. Baley. 2014. « Long term immersion in natural seawater of Flax/PLA biocomposite ». *Ocean Engineering*, vol. 90, p. 140-148.

- Levesque, M. 2001. « L'essai de traction de matériaux composites unidirectionnels à fibres continues ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique. Montréal, Qc, École Polytechnique de Montréal, 146 p.
- Liang, S., P. B. Gning et L. Guillaumat. 2012. « A comparative study of fatigue behaviour of flax/epoxy and glass/epoxy composites ». *Composites Science and Technology*, vol. 72, n° 5, p. 535-543.
- Liang, S., P.B. Gning et L. Guillaumat. 2011. « Comportement en fatigue des composites en lin-epoxy ». In *JNC*. (Poitiers, France, 2011). Vol. 17, p. 1-10.
- Luoma, G.A., et R.D. Rowland. 1986. « Environmental degradation of an epoxy resin matrix ». *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 32, n° 7, p. 5777-5790.
- Magniont, C. 2010. « Contribution à la formulation et à la caractérisation d'un écomatériau de construction à base d'agroressources ». Thèse de doctorat en génie des matériaux. Toulouse, Fr, Université de Toulouse, 343 p.
- Morvan, C., C. Andème-Onzighi, R. Girault, D.S. Himmelsbach, A. Driouich et D.E. Akin. 2003. « Building flax fibres: more than one brick in the walls ». *Plant Physiology and Biochemistry*, vol. 41, n° 11-12, p. 935-944.
- Mukherjee, P.S., et K.G. Satyanarayana. 1984. « Structure and properties of some vegetable fibers - Part1 ». *Journal of Materials Science*, vol. 19, p. 3925-3934.
- Mukherjee, P.S., et K.G. Satyanarayana. 1986a. « Structure and properties of some vegetable fibers - Part2 ». *Journal of Materials Science*, vol. 21, p. 51-56.
- Mukherjee, P.S., et K.G. Satyanarayana. 1986b. « Structure and properties of some vegetable fibers - Part3 ». *Journal of Materials Science*, vol. 21, p. 57-63.
- Mullier, G. 2014. « Influence de la température de coupe en détournage sur les performances mécaniques d'un stratifié Carbone/Époxy ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique. Montréal, Qc, École de technologie supérieure, 95 p.
- Naveen, P.N.E., M. Yasaswi et R.V. Prasad. 2012. « Experimental Investigation of Drilling Parameters on Composite Materials ». *Journal of Mechanical and Civil Engineering*, vol. 2, n° 3, p. 30-37.
- Nor Khairusshima, M. K., C. H. Che Hassan, A. G. Jaharah, A. K. M. Amin et A. N. Md Idriss. 2013. « Effect of chilled air on tool wear and workpiece quality during milling of carbon fibre-reinforced plastic ». *Wear*, vol. 302, n° 1-2, p. 1113-1123.

- Ramesh, M., K. Palanikumar et K. H. Reddy. 2014a. « Experimental Investigation and Analysis of Machining Characterisation in Drilling Hybrid Glass-Sisal-Jute Fiber Reinforced Composites ». In *5th International & 26th All India Manufacturing Technology, Design and Research Conference (AIMTDR 2014)*. (IIT Guwahati, Assam, India, December 12-14 2014), p. 1-6.
- Ramesh, M., K. Palanikumar et K.H. Reddy. 2014b. « Influence of Tool Materials on Thrust Force and Delamination in Drilling Sisal-glass Fiber Reinforced Polymer (S-GFRP) Composites ». *Procedia Materials Science*, vol. 5, p. 1915-1921.
- Ramulu, M. 1997. « Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic Composites ». *Sadhana - Academy Proceedings in Engineering Sciences*, vol. 22, n° 3, p. 449-472.
- Rong, M.Z. 2001. « The effect of fiber treatment on the mechanical properties of unidirectional sisal-reinforced epoxy composites ». *Composites Science and Technology*, vol. 61, p. 1437-1447.
- Sakamoto, S., et H. Iwasa. 2012. « Effect of Cutting Revolution Speed on Cutting Temperature in Helical Milling of CFRP Composite Laminates ». *Key Engineering Materials*, vol. 523-524, p. 58-63.
- Sedan, D. 2007. « Étude des interactions physico chimiques aux interfaces fibres de chanvre ciment. Influence sur les propriétés mécaniques du composite ». Thèse de doctorat en génie des matériaux. Limoges, Fr, Université de Limoges, 137 p.
- Sharid, A.A. 2012. « Effect of edge trimming on surface quality and tensile strength of CFRP composites ». Mémoire de maîtrise. Abu Dhabi, UAE, The petroleum institute, 143 p.
- Somsakova, Z., J. Zajac, P. Michalik et M. Kasina. 2012. « Machining of Wood Plastic Composite ». *Materiale Plastice*, vol. 49, n° 1, p. 55-57.
- Stamboulis, A., et C.A. Baillie. 2001. « Effects of environmental conditions on mechanical and physical properties of flax fibers. ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 32, p. 1105-1115.
- Stamboulis, A., et C.A. Baillie. 2000. « Environmental durability of flax fibers and their composites based on polypropylene matrix ». *Applied Composites Materials*, vol. 7, p. 273-294.
- Teti, R. 2002. « Machining of Composite Materials ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 51, n° 2, p. 611-634.

- Valavan, U. 2007. « Tool life prediction based on cutting forces and surface temperature in edge trimming of multidirectional CFRP composites ». Thèse de doctorat. Wichita, USA, Wichita State University, 128 p.
- Vinayagamorthy, R., et N. Rajeswari. 2012. « Analysis of Cutting Forces During Milling of Natural Fibered Composites Using Fuzzy Logic ». *International Journal of Composites Materials and Manufacturing*, vol. 2, n° 3, p. 15-21.
- Vinayagamorthy, R., N. Rajeswari, S. Vijayshankar et K. Balasubramanian. 2014. « Drilling Investigations on Hybrid Composites by Using D-Optimal Design ». *International Review of Mechanical Engineering*, vol. 8, n° 5, p. 952-961.
- Yashiro, T., T. Ogawa et H. Sasahara. 2013. « Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 70, p. 63-69.