

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	5
1.1 Généralités sur les matériaux composites	5
1.1.1 Définition de matériau composite	5
1.1.2 Les matrices	6
1.1.3 Les renforts	8
1.2 Perçage des composites à matrice polymère	11
1.2.1 Influence des paramètres de coupe	13
1.2.1.1 Influence des paramètres sur les composites à fibres synthétiques	13
1.2.1.2 Influence des paramètres sur les composites à fibres naturelles	15
1.2.2 Impact des outils de coupe	17
1.2.3 Comportement des matériaux composites stratifiés	21
1.3 Qualité des trous percés dans les composites stratifiés	23
1.3.1 Amortissement des plaques lors du perçage	24
1.3.2 Prévision du délaminage	25
1.3.3 Prévision du couple et de la force de poussée pour le perçage	32
1.4 Influence de l'usinage sur les propriétés mécaniques des composites	33
1.5 Limites des études précédentes et objectif de cette recherche	35
CHAPITRE 2 MÉTHODOLOGIE ET DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL	37
2.1 Introduction	37
2.2 Procédure expérimentale	38
2.2.1 Matériau et fabrication des éprouvettes	41
2.2.2 Usinabilité	46
2.2.3 Paramètres de coupe et plans d'expérience	47
2.2.3.1 Perçage avec support total	47
2.2.3.2 Perçage avec support partiel	49
2.2.3.3 Essais de flexion	50
2.2.4 Précision des mesures	53
2.3 Dispositif expérimental	53
2.3.1 Machine-outil	53
2.3.2 Outil de coupe	54
2.3.3 Analyse des défauts	55
2.3.3.1 Le délaminage et la rupture des fibres	55
2.3.3.2 La rugosité	59
CHAPITRE 3 RÉSULTATS ET ANALYSES	61
3.1 Analyse du perçage avec support	61
3.1.1 Force de poussée	62

3.1.2	Rugosité Ra.....	66
3.1.3	Facteur de délaminage	69
3.1.4	Rupture des fibres	75
3.1.5	Choix des paramètres optimaux de coupe pour le perçage avec support partiel	80
3.2	Analyse du perçage avec support partiel	83
3.2.1	Force de poussée et déflexion.....	83
3.2.2	Rugosité Ra.....	86
3.2.3	Facteur de délaminage	87
3.2.4	Rupture des fibres	89
3.2.5	Paramètres de coupe et distance d'appuis les plus pertinents.....	90
3.2.6	Modélisation par éléments finis	92
	3.2.6.1 Création de la géométrie	93
	3.2.6.2 Maillage	93
	3.2.6.3 Paramètres d'analyse	95
	3.2.6.4 Déplacement	95
3.3	Essais de flexion en 3-points.....	98
3.3.1	Courbes de flexion 3-points des éprouvettes sans trou (EST).....	98
3.3.2	Courbes de flexion 3-points des éprouvettes avec trou (EAT).....	99
CHAPITRE 4 DISCUSSION.....		103
4.1	Qualité du trou	103
4.1.1	Rugosité Ra.....	103
4.1.2	Délaminage	104
4.1.3	Rupture des fibres	106
4.2	Propriétés mécaniques en flexion	108
4.2.1	Déformations maximales	108
4.2.2	Contraintes maximales.....	109
4.2.3	Module d'élasticité en flexion.....	110
CONCLUSION		111
RECOMMANDATIONS		113
ANNEXE I DECOUPAGE DES ÉPROUVETTES EPAS		115
ANNEXE II ACQUISITION DES FORCES DE POUSSÉE		117
ANNEXE III MESURE DES DÉPLACEMENTS EN FLEXION.....		119
ANNEXE IV TEST DE FLEXION EN 3-POINTS.....		121
ANNEXE V MACHINE-OUTIL.....		123
ANNEXE VI MESURE DU DIAMÈTRE DES TROUS		125

ANNEXE VII MESURE DES RUGOSITÉS DES SURFACES127
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....129

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Caractéristiques des résines thermodurcissables (Gornet, 2008).....7
Tableau 1.2	Caractéristiques des résines thermoplastiques (Gornet, 2008)7
Tableau 2.1	Propriétés mécaniques en traction (Saadati et al., 2020)42
Tableau 2.2	Propriétés mécaniques en compression (Saadati et al., 2020)42
Tableau 2.3	Propriétés mécaniques en cisaillement (Saadati et al., 2020)42
Tableau 2.4	Propriétés mécaniques en flexion (Saadati et al., 2020)43
Tableau 2.5	Modèles des éprouvettes EPSS et différentes distances d'appuis44
Tableau 2.6	Paramètres de perçage avec le foret de diamètre fixe (perçage avec support total)47
Tableau 2.7	Plan d'expérience complet de 12 essais de perçage avec support48
Tableau 2.8	Combinaisons de paramètres à déterminer pour le perçage avec support partiel49
Tableau 2.9	Plan d'expérience de 6 essais de perçage avec support partiel.....50
Tableau 2.10	Dimensions des éprouvettes et Span pour les essais de flexion 3-points ..52
Tableau 2.11	Paramètres du rugosimètre.....60
Tableau 3.1	Résultats de l'ANOVA de la régression linéaire multiple.....66
Tableau 3.2	Classement coloré des niveaux de qualité en fonction de leur pertinence.81
Tableau 3.3	Évaluation des paramètres de perçage en fonction du pointage82
Tableau 3.4	Conditions de coupe choisies pour le perçage avec support partiel.....82
Tableau 3.5	Résultats de l'ANOVA de la régression linéaire multiple de la force de poussée.....84
Tableau 3.6	Résultats de l'ANOVA de la régression linéaire multiple de la déflexion.....86

Tableau 3.7	Classement coloré des différents défauts en fonction de leur pertinence ..91
Tableau 3.8	Évaluation des distances et paramètres de perçage en fonction du pointage.....92
Tableau 3.9	Conditions de coupe préférées en perçage avec supports partiels92
Tableau-A II-1	Table dynamométrique KISTLER 9255B (ÉTS, 2017)117
Tableau-A V-1	Caractéristiques de la machine-outil (ÉTS, 2017)123
Tableau-A VI-1	Machine à mesurer les coordonnées (ÉTS, 2017)125
Tableau-A VI-2	Microscope digital séries VHX-500 KEYENCE (ÉTS, 2017).....125
Tableau-A VII-1	Rugosimètre MITUTOYO SJ-400 (ÉTS, 2017).....127

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 0.1	Exemple d'un système de montage flexible avec appuis ponctuels3
Figure 1.1	Renforts en fibres synthétiques : (a) verre, (b) carbone, (c) aramide (Kevlar) (Gendre, 2011a).....10
Figure 1.2	Principaux types d'armature pour les renforts tissés (NGÔ, 2018).....10
Figure 1.3	Mécanisme du délaminage (a) Décollage du pli (b) poussée du pli (Lotfi et al., 2019)12
Figure 1.4	Influence des vitesses d'avance sur la force de poussée pour une vitesse de broche de 3000 RPM (Abdul Nasir et al., 2018).....16
Figure 1.5	Géométrie d'un foret hélicoïdal (Lille, 2014).....17
Figure 1.6	Schémas d'analyse de délaminage pour divers forets (Liu et al., 2012)....18
Figure 1.7	Les trois forets utilisés dans le perçage des FFRP (Rezghi Maleki et al., 2018)19
Figure 1.8	Cycles de perçage pour les échantillons usinés avec trois forets différents dans les mêmes conditions de coupe ($N = 1500$ tr/min et $f =$ $0,125$ mm/rev) (Rezghi Maleki et al., 2018).....20
Figure 1.9	Synthèse de la localisation des zones de défauts (Bonnet et al., 2011)22
Figure 1.10	Configuration élémentaire des modes de coupe des fibres (Bonnet et al., 2011).....22
Figure 1.11	Schéma général du système de contrôle intelligent (Dharan & Won, 2000)23
Figure 1.12	Perçage appuyé et non appuyé des stratifiés composites (Liu et al., 2012).....24
Figure 1.13	Surface de prédiction de la force de poussée du foret hélicoïdal (A), du foret étagé (B) et du délaminage (C) (Feito et al., 2018).....26
Figure 1.14	(a) Schéma du modèle simplifié (force de poussée T_f) - (b) Schéma du modèle complet (vitesse de broche ω , vitesse d'avance f_r) (Feito et al., 2014).....27

XVIII

Figure 1.15	Facteur de délaminage prévu avec le modèle simplifié et expérimental : (a) plaque 8 plis et (b) plaque 13 plis (Feito et al., 2014).....	28
Figure 1.16	Évaluation du réglage optimal (Verma et al., 2016).....	29
Figure 1.17	Modes de déformation lors du délaminage (a) pelage (b) retrait (Ojo et al., 2017).....	30
Figure 1.18	Modélisation de la force de poussée lors du perçage (Ojo et al., 2017)	30
Figure 1.19	Comparaison théorique – expérimentale en poussée et couple n=1250 tr/min ; f=0,25 mm/tr ; $\varepsilon=140^\circ$; $\theta=30^\circ$ (Langella et al., 2005).....	33
Figure 1.20	Résistance à la flexion avec trous ouverts versus facteur de délaminage de sortie du CFRP T800S/M21(Haeger et al., 2016).....	34
Figure 1.21	Procédé de perçage avec support prépercé (Ashrafi et al., 2016).....	36
Figure 1.22	Support partiel.....	36
Figure 2.1	Configuration de type montage flexible « pogo ».....	38
Figure 2.2	Procédé de perçage avec support total	39
Figure 2.3	Procédé de perçage avec support partiel.....	40
Figure 2.4	Procédé du test de flexion 3-points.....	41
Figure 2.5	Éprouvettes EPAS 00, EPSS01 et EPAS 02.....	45
Figure 2.6	Éprouvettes EPAS 03.....	46
Figure 2.7	Dimensions des éprouvettes de flexion.....	51
Figure 2.8	Montage de l'essai de flexion 3-points (ASTM D7264 / D7264M-15 procédure A)	51
Figure 2.9	Forme de l'outil avant et après utilisation.....	55
Figure 2.10	Mesure de la zone délaminée d'un trou à l'aide de l'image (Abdul Nasir et al., 2018)	57
Figure 2.11	Évaluation du diamètre nominal sur la machine à mesurer les coordonnées	57
Figure 2.12	Illustration de l'analyse de pixels des fibres non coupées	59
Figure 3.1	Différentes étapes du perçage sur le signal de la force de poussée	63

Figure 3.2	Résultat du calcul de la force de poussée moyenne.....	63
Figure 3.3	Effet de la vitesse d'avance sur la force de poussée moyenne	64
Figure 3.4	Effet de la vitesse de broche sur la force de poussée moyenne	65
Figure 3.5	Signaux de mesures de rugosités en deux points d'un même trou	67
Figure 3.6	Rugosité en fonction des conditions de coupe - $M(Ra) = 4.13 \mu m$	67
Figure 3.7	Effet de la vitesse de broche sur la Ra moyenne	68
Figure 3.8	Effet de la vitesse d'avance sur la Ra moyenne.....	69
Figure 3.9	Délaminage en entrée des trous percés à 6000 rpm en fonction de l'avance	70
Figure 3.10	Facteurs de délaminage côté « entrée » en fonction des conditions de coupe - $M(Fde) = 1.247$	71
Figure 3.11	Effet de la vitesse d'avance sur le facteur de délaminage côté « entrée »	71
Figure 3.12	Effet de la vitesse de broche sur le facteur de délaminage côté « entrée »	72
Figure 3.13	Facteurs de délaminage côté « sortie » en fonction des conditions de coupe - $M(Fds) = 1.213$	73
Figure 3.14	Effet de la vitesse d'avance sur le facteur de délaminage côté « sortie »	73
Figure 3.15	Effet de la vitesse de broche sur le facteur de délaminage côté « sortie »	74
Figure 3.16	Impact de la force de poussée moyenne sur le délaminage côté « sortie »	75
Figure 3.17	Rupture des fibres en sortie du trou à 6000 rpm en fonction de l'avance	76
Figure 3.18	Taux de fibres non-coupées côté « sortie » en fonction des conditions de coupe - $M(Fnce) = 12.95 \%$	77
Figure 3.19	Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « sortie »	77

Figure 3.20	Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « sortie »78
Figure 3.21	Taux de fibres non-coupées côté « entrée » en fonction des conditions de coupe - $M(Fncs) = 13.21\%$78
Figure 3.22	Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « entrée »79
Figure 3.23	Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « entrée »79
Figure 3.24	Impact de la distance d'appuis sur la force de poussée84
Figure 3.25	Déflexion en fonction des conditions de coupe85
Figure 3.26	Rugosité en fonction des conditions de coupe - $M(Ra) = 4.79\ \mu m$87
Figure 3.27	Facteur de délaminage côté « entrée » en fonctions des conditions de coupe - $M(Fde) = 1.14$88
Figure 3.28	Facteur de délaminage côté « sortie » en fonction des conditions de coupe - $M(Fds) = 1.11$88
Figure 3.29	Taux de fibres non-coupées côté « entrée » en fonction des conditions de coupe - $M(Fnce) = 4.94\%$89
Figure 3.30	Taux de fibres non-coupées côté « sortie » en fonction des conditions de coupe - $M(Fncs) = 6.92\%$90
Figure 3.31	Maillage des modèles d'éprouvettes sur Workbench Ansys 201994
Figure 3.32	Déplacement sous l'action d'une charge de 36 N.....96
Figure 3.33	Déplacements sous l'action des forces ponctuelles96
Figure 3.34	Comparaison théorique – expérimentale en déflexion.....97
Figure 3.35	Courbes des contraintes - déformations en flexion des EST 0X99
Figure 3.36	Courbes des contraintes - déformations en flexion des EAT 1X.....100
Figure 3.37	Courbes des contraintes - déformations en flexion des EAT 2X.....101
Figure 4.1	Comparaison des rugosités dans les procédés de perçage (PAS et PSS).104
Figure 4.2	Comparaison des facteurs de délaminage côté « entrée » dans les procédés de perçage105

Figure 4.3	Comparaison des facteurs de délaminage côté « sortie » dans les procédés de perçage105
Figure 4.4	Comparaison des taux de fibres non-coupées côté « entrée » dans les procédés de perçage106
Figure 4.5	Comparaison des taux de fibres non-coupées côté « sortie » dans les procédés de perçage107
Figure 4.6	Déformations maximales des éprouvettes108
Figure 4.7	Contraintes maximales des éprouvettes109
Figure 4.8	Module d'élasticité en flexion des éprouvettes.....110
Figure-A I-1	Découpage de l'échantillon de base sur deux formats pour la fabrication des éprouvettes115
Figure-A I-2	Découpage de l'échantillon de base sur le format de fabrication d'une seule éprouvette116
Figure-A III-1	Capteur de déplacement monté sur la table dynamométrique119
Figure-A III-2	Spécification de la tête du capteur (Catalogue)120
Figure-A IV-1	Machine de test MTS alliance RF/200.....121

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

ANN	Artificial Neural Network (réseau de neurones artificiels)
ANOVA	Analyze of Variance (Analyse de variance)
CFRP	Carbon Fibre-reinforced plastic (Polymères renforcés de fibres de carbone)
CLPT	Classical laminate plate theory (Théorie classique des plaques stratifiées)
CNC	Computer numerical control (Machine à contrôle numérique)
EAT	Éprouvette avec trou
EHAM	Equivalent homogenous anisotropic material (Matériau anisotrope homogène équivalent)
EPAS	Éprouvette pour perçage avec support
EPSS	Éprouvette pour perçage sans support
EST	Éprouvette sans trou
FE	Finite elements (Éléments Finis)
FFRP	Flax fibre-reinforced plastic (Polymères renforcés de fibres de lin)
FRC	Fibre-reinforced plastic (Polymères renforcés de fibres)
FSDT	First-order shear deformation theory (Théorie de la déformation de cisaillement du premier ordre)
GFRP	Glass Fibre-reinforced plastic (Polymères renforcés de fibres de verre)
HSS	High Speed Steel (Acier rapide)
K10	Cemented Carbide (Carbure cimenté)
K20	Cemented Carbide (Carbure cimenté)
LEFM	Linear elastic fracture mechanic (mécanique de rupture élastique linéaire)
NFRP	Natural fibre reinforced plastic (Polymères renforcés de fibres naturelles)
PAS	Perçage avec support
PSS	Perçage sans support

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

v_f	Taux volumique de fibres (%)
N	Vitesse de broche (RPM)
f	Vitesse d'avance (mm/rev)
E	Module d'élasticité (MPa)
G	Module de Cisaillement (MPa)
ν	Coefficient de poisson
σ_{ii}	Contrainte normale suivant la direction i (MPa)
τ_{ij}	Contrainte tangentielle suivant la direction j (MPa)
ε_{ii}	Déformation suivant la direction i (%)
F_x	Force de poussée suivant la direction X (N)
F_y	Force de poussée suivant la direction Y (N)
F_z	Force de poussée suivant la direction Z (N)
F	Force de poussée moyenne de poussée (N)
F_d	Facteur de délaminage
F_{nc}	Taux de fibres non-coupées (%)
R_a	Rugosité moyenne arithmétique (μm)
$S(X)$	Écart-type de X (unité de X)
$\overline{M(X)}$	Moyenne globale de M (unité de X)
$S_{i1}(X)$	Premier niveau seuil de la mesure X
$S_{i2}(X)$	Second niveau seuil de la mesure X
τ_0^{max}	Résistance ultime au cisaillement (MPa)
h	Épaisseur du stratifié (mm)
L	Longueur de l'éprouvette (mm)
S	Span (mm)
D_{max}	Diamètre maximal de la zone endommagée (mm)
D_{nom}	Diamètre nominal du trou (mm)
P_f	Nombre de pixels de l'aire des fibres non coupées (pixel)
P_{nom}	Nombre de pixels de l'aire du trou nominal (pixel)

λ_c	Longueur d'onde de coupure ou cut-off de l'évaluation de la rugosité (mm)
λ_s	Longueur de base de l'évaluation de la rugosité (mm)

INTRODUCTION

En cette ère de développement des matériaux composites, les matériaux à base de polymère époxy figurent en bonne place dans la recherche en ingénierie des matériaux. Ces composites présentent des avantages importants en raison de leurs propriétés mécaniques supérieures telles que leur rapport résistance-poids élevé, leur haute résistance à l'usure, leur résistance à la corrosion, leur résistance électrique, etc. Les structures composites renforcées par des fibres naturelles communément appelées composites à fibres naturelles (NFC) ont démontré leur potentiel pour remplacer les composites à fibres synthétiques tels que les polymères renforcés de fibres de verre (GFRP). Les NFC sont généralement bon marché, légers, écologiques, non abrasifs, renouvelables, recyclables et biodégradables. De plus, l'incorporation de fibres naturelles comme le lin, le chanvre, le jute, et le coton aux matériaux, leur confère d'excellentes propriétés acoustiques. Parmi celles-ci, les fibres de lin sont les plus résistantes en plus d'être particulièrement économiques et abondamment disponibles sur le marché. Les composites renforcés de fibres de lin sont notamment utilisés dans les parties intérieures des avions et des automobiles (Zimniewska et al., 2013).

Bien que la plupart des pièces en composites soient fabriquées à l'échelle de l'exploitation industrielle, leur usinage s'avère souvent indispensable pour les assembler à la structure principale des pièces. Outre le découpage, le perçage est le processus d'usinage le plus utilisé en industrie pour assembler les composants mécaniques (Mohan & Kulkarni, 2018). Par exemple, dans l'industrie aéronautique, plusieurs panneaux et éléments de structure présentent des trous de fixation afin de recevoir les vis ou rivets pour leur assemblage. Malheureusement, ce procédé d'usinage s'accompagne fréquemment de dommages induits tels que l'arrachement ou la rupture des fibres, la fissuration de la matrice et le délaminage (Haeger et al., 2016).

Le délaminage est un défaut majeur susceptible d'être induit par le perçage des plaques stratifiées minces, particulièrement lorsque le montage d'usinage est de type « flexible », c'est-à-dire composé d'appuis ponctuels (aucune plaque d'appui « back plate »). Ce dommage entraîne une faible tolérance d'assemblage, une réduction de l'intégrité structurelle et est susceptible d'affecter les performances à long terme des composantes. Dans l'industrie

aéronautique, le taux de rejet des pièces composites dans les années 1980, en raison du délaminage induit, atteignait 60 % lors de l'assemblage final (Liu et al., 2012; Stone & Krishnamurthy, 1996; Wang & Melly, 2017). Pour remédier à cette situation, diverses études expérimentales ont été menées afin d'évaluer l'effet des paramètres d'usinage sur le délaminage. Il a été démontré que le facteur de délaminage et la rugosité de la surface dépendent surtout des paramètres de coupe dans le procédé de perçage des composites (Dogrusadik & Kentli, 2017; Feito et al., 2014; Haeger et al., 2016). Cependant, la qualité des trous et les effets des paramètres de perçage des composites renforcés de fibres naturelles (NFRP) ont fait l'objet de peu d'attention.

En outre, l'utilisation de supports préperçés « back plate » supportant les plis inférieurs des plaques permet de réduire le délaminage au maximum (Dransfield et al., 1994; Hocheng & Tsao, 2005). Cependant, ces supports doivent être préalablement usinés suivant le format ou la disposition des trous sur les pièces mentionnées dans le cahier des charges. Il s'agit des configurations de montages dédiés à chaque pièce sur lesquelles sont réalisés des trous entraînant un coût supplémentaire en plus de leur coût de stockage. Pour éliminer ces coûts, comme il existe des supports amovibles à appuis ponctuels réglables (figure 0.1), nous proposons de passer d'un perçage sur montage avec support total soit avec « back plate » à un perçage sur montage avec support partiel soit « sans back plate ». Dans la suite de ce document, le terme « support » fera référence à un support avec plaque d'appui total de type « back plate » et le terme « support partiel » fera référence à une plaque supportée en quatre points, telle la configuration de type montage flexible.

Ce mémoire vise à étudier la possibilité de passer d'une configuration de type montage avec support total à un montage avec support partiel pour le procédé de perçage des plaques minces en composites lin/époxy. Les conclusions de ce travail se limiteront aux composites avec renforcements unidirectionnels de lin.

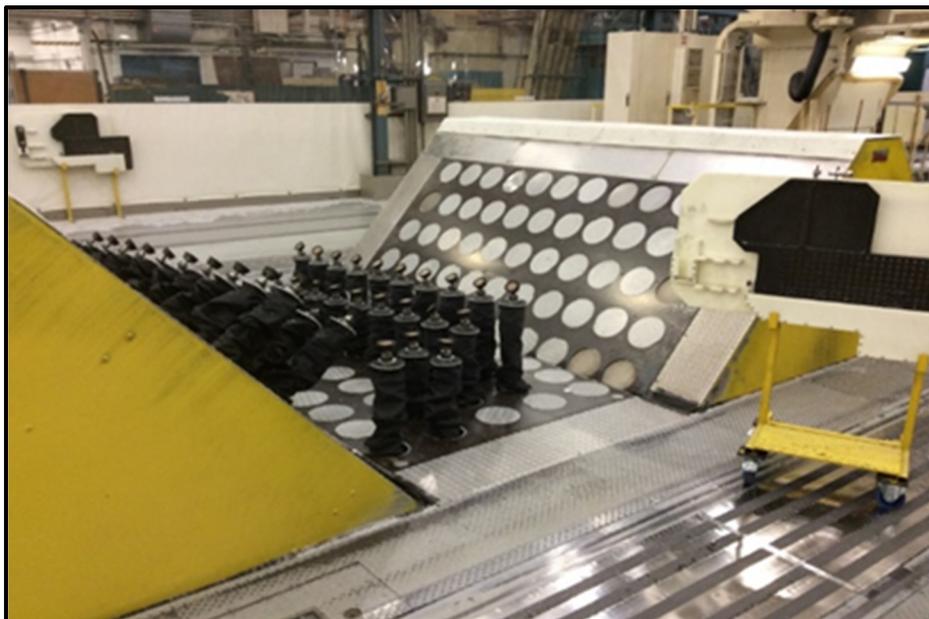


Figure 0.1 Exemple d'un système de montage flexible avec appuis ponctuels

La présente étude est organisée en quatre grands chapitres dont le premier résumera les travaux réalisés dans le domaine du perçage des plaques minces en matériaux composites et situera ces travaux par rapport à la nouvelle étude proposée. Dans le second chapitre, les méthodologies expérimentales conduites dans le cadre de notre recherche et les équipements ainsi que les appareils de mesure utilisés dans ce travail seront présentés. La présentation et l'analyse des résultats des différents essais expérimentaux feront l'objet du chapitre 3. Le chapitre 4 expliquera les résultats obtenus en les situant par rapport à l'état de la recherche sur cette question présentée au chapitre 1. Enfin, des recommandations seront faites pour les recherches futures sur le perçage des composites renforcés de fibres naturelles.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 Généralités sur les matériaux composites

1.1.1 Définition de matériau composite

Un matériau composite est un matériau hétérogène formé d'au moins deux constituants non miscibles, disposés selon une organisation géométrique qui confère au composite des propriétés supérieures à celles des constituants pris séparément. D'après Gendre (2011a) et Teti (2002), la grande majorité des composites est constituée de :

- Renforts sous forme de fibres ou de particules, assurant l'essentiel des propriétés mécaniques du composite ;
- Matrice dans laquelle sont noyés les renforts, assurant la cohésion de l'ensemble et le transfert des efforts ainsi que l'essentiel des propriétés autres que mécaniques.

La stratification est l'organisation géométrique la plus rencontrée durant la fabrication des matériaux composites. Dans un composite stratifié, les fibres sont disposées en fines couches empilées les unes sur les autres. Après leur mise en forme, ces couches sont liées entre elles par le biais d'une matrice. Au sein d'un pli, les renforts peuvent avoir n'importe quel type de disposition, pourvu qu'il s'agisse d'une disposition plane (Gendre, 2011b).

Les matériaux composites stratifiés sont conçus pour répondre favorablement à de nouvelles exigences de performance (légèreté, rigidité, dureté et résistance élevée) que ne sont pas satisfaites par les matériaux conventionnels. Selon Teti (2002), les propriétés du composite stratifié dépendent de :

- La nature du renfort et de la matrice ;
- La forme du renfort (tissus, mats, etc.) ;
- La teneur volumique du renfort et de la matrice.

Par rapport aux matériaux conventionnels, les composites stratifiés présentent l'avantage d'avoir une rigidité plus élevée et un meilleur rapport résistance/poids (Abdul Nasir et al., 2018).

Les domaines d'application des composites stratifiés sont très nombreux. Cependant, leur exploitation nécessite une connaissance pointue de leurs propriétés d'usinabilité qui dépendent des propriétés des renforts et de la matrice (Teti, 2002). Dans les sections suivantes, nous nous intéresserons au choix des constituants élémentaires des composites stratifiés, c'est-à-dire à la nature physique de la matrice et des renforts.

1.1.2 Les matrices

La matrice (aussi appelée résine) a comme rôles d'enrober les renforts et de transmettre les efforts dans les différentes directions du matériau composite. De plus, la matrice protège les renforts des agressions extérieures et permet l'obtention de la forme désirée par un procédé de moulage. Les composites sont généralement classés sur la base de la nature de la matrice utilisée lors de leur fabrication. Ainsi, nous distinguons trois grandes familles de composites (Komanduri, 1997; Teti, 2002) :

- Les composites à matrice organique (CMO) ;
- Les composites à matrice métallique (CMM) ;
- Les composites à matrice céramique (CMC).

Les CMO sont les composites les plus répandus sur le marché en raison de leur faible coût unitaire dû à leur production en grandes séries. La résine polymère lie les fibres entre elles, transférant ainsi la charge dans les fibres tout en offrant une protection contre les attaques extérieures (Liu et al., 2012). Notons que tous les composites revus dans ce chapitre sont des CMO. Parmi eux, seuls les résines polymères employées dans les CMO nous intéressent dans le cadre de cette recherche. Selon Liu (2012), les deux types de résines les plus utilisées sont :

- Les résines thermodurcissables ;
- Les résines thermoplastiques.

Les résines thermodurcissables (Polyesters, phénoliques, époxydes, etc.) ont des propriétés mécaniques élevées et ne sont pas recyclables. Elles se présentent sous forme de liquide visqueux que l'on met en forme en déclenchant une réaction chimique de polymérisation par ajout d'un durcisseur, ce qui entraîne leur solidification (Gendre, 2011a; Gornet, 2008).

Les résines thermoplastiques (Polyamides, polypropylènes, etc.) ont des propriétés mécaniques plus faibles que leur homologue thermodurcissable. Elles sont recyclables et se présentent sous forme solide (granulés, plaques, etc.) que l'on met en forme en les ramollissant par chauffage, puis en les solidifiant par refroidissement (Gendre, 2011a; Gornet, 2008).

Les matrices organiques ont des caractéristiques mécaniques faibles par rapport aux fibres et une masse volumique faible. Ces caractéristiques sont présentées dans le tableau 1.1 et dans le tableau 1.2.

Tableau 1.1 Caractéristiques des résines thermodurcissables (Gornet, 2008)

Résines	T_f (°C)	ρ (Kg/m ³)	ε_t^R (%)	σ_t^R (MPa)	σ_c^R (MPa)	E (GPa)
Polyesters	60 à 100	1140	2 à 5	50 à 85	90 à 200	2,8 à 3,6
Phénoliques	120	1200	2,5	40	250	3 à 5
Époxydes	290	1 100 à 1 500	2 à 5	60 à 80	250	3 à 5

Tableau 1.2 Caractéristiques des résines thermoplastiques (Gornet, 2008)

Résines	T_f (°C)	ρ (Kg/m ³)	ε_t^R (%)	σ_t^R (MPa)	σ_c^R (MPa)	E (GPa)
Polyesters	65 à 100	1140		60 à 85		1,2 à 2,5
Phénoliques	900	1200		20 à 35		1,1 à 1,4

De manière générale, les résines thermodurcissables sont employées plus que les résines thermoplastiques à cause de leur facilité de mise en forme (il est plus facile d'imprégner des fibres avec un liquide qu'avec des granulés ramollis). Parmi les résines thermodurcissables,

les résines polyester sont les moins coûteuses et les plus employées dans la fabrication des applications « grande diffusion » soit près de 95 % des CMO fabriqués (coques de bateaux, panneaux et poutres de construction, réservoirs d'eau, récipients sous pression, etc.). Par ailleurs, les résines époxy (ou époxydes) permettent une haute précision de fabrication et sont couramment employées dans les applications « haute performance » (pour les applications aérospatiales, les équipements militaires, les antennes satellites, les prothèses médicales, les éoliennes, etc.) (Gendre, 2011a; Teti, 2002). D'après Faruk et al. (2012), les résines époxy ont d'excellentes propriétés mécaniques et thermiques.

La grande majorité des spécimens en composites revue dans ce chapitre sont des CMO avec la résine époxy comme matrice. Les renforts utilisés dans ces spécimens sont l'objet de la sous-section suivante.

1.1.3 Les renforts

Possédant des propriétés mécaniques (rigidité, résistance à la rupture, dureté, etc.) supérieures à celles des matrices, les renforts ont comme principal rôle de conférer aux composites stratifiés leur résistance mécanique. Ils peuvent se présenter sous différentes formes : fibres, billes, particules, etc. Leur teneur en volume dans les CMO se situe entre 0,3 et 0,7.

Les renforts en fibres sont légers, rigides et résistants, ce qui assure une grande rigidité et une meilleure résistance aux composites (Liu et al., 2012). Selon Bogoeva-Gaceva et al. (2007) et Gendre (2011a), les renforts en fibres couramment rencontrés dans les CMO sont les suivants :

- Les fibres de verre, qui ont un excellent rapport performance-prix, et qui sont, de loin, les plus utilisées, constituant 95 % des renforts. Elles sont utilisées dans pratiquement toutes les applications « grande diffusion », et également dans certaines applications « haute performance » ;
- Les fibres de carbone, qui ont de très bonnes propriétés mécaniques mais qui sont plus onéreuses. Elles sont utilisées, notamment en aéronautique, en construction industrielle et dans le domaine des sports et loisirs ;

- Les fibres d'aramide « couramment appelées Kevlar », qui sont plus résistantes aux chocs et plus tenaces que le carbone mais moins résistantes à la compression. Elles sont notamment utilisées dans la fabrication de gilets pare-balles et d'autres équipements de protection balistique ;
- Les fibres végétales comme le chanvre ou le lin, qui sont assez peu coûteuses et qui sont renouvelables. Elles commencent à faire leur apparition sur certaines pièces peu sollicitées mécaniquement.

Les NFRP sont des polymères renforcés de fibres naturelles, les GRFP des polymères renforcés de fibres de verre et les CFRP les polymères renforcés de fibres de carbone (Bogoeva-Gaceva et al., 2007).

Le développement des CMO a conduit à l'utilisation des fibres naturelles, et plus particulièrement des fibres végétales, comme renfort afin de remplacer les fibres synthétiques (fibres de verre, fibres de carbone et fibres d'aramide de la figure 1.1). Les NFRP présentent de bonnes propriétés mécaniques mais également un poids inférieur à celui des composites polymères à fibres synthétiques, une bonne capacité à amortir les vibrations et un impact environnemental négligeable. Ainsi, les fibres de lin sont particulièrement intéressantes en ce qu'elles sont les plus résistantes de toutes les fibres naturelles et elles ont une densité massique inférieure à celle de la fibre de verre (Zimniewska et al., 2013).

Les renforts de fibres se présentent sous plusieurs formes commerciales (Gornet, 2008) :

- Forme linéique (fils, mèches), le diamètre est trop petit (environ de 10 μm) pour l'utilisation unitaire. On trouve en général, des fils ou mèches qui sont assemblés à partir de plusieurs fibres. L'unité de masse linéique est le tex (1 tex = 1 g/km).
- Forme de tissus surfaciques (tissus, mats), tissages des tissus et nappes de fils (continus ou discontinus) disposés dans un plan suivant une orientation ciblée.
- Forme multidirectionnelle (tresse, tissus, tissus complexes directionnel), tissage cylindrique ou conique d'un tissu et tissage volumique.

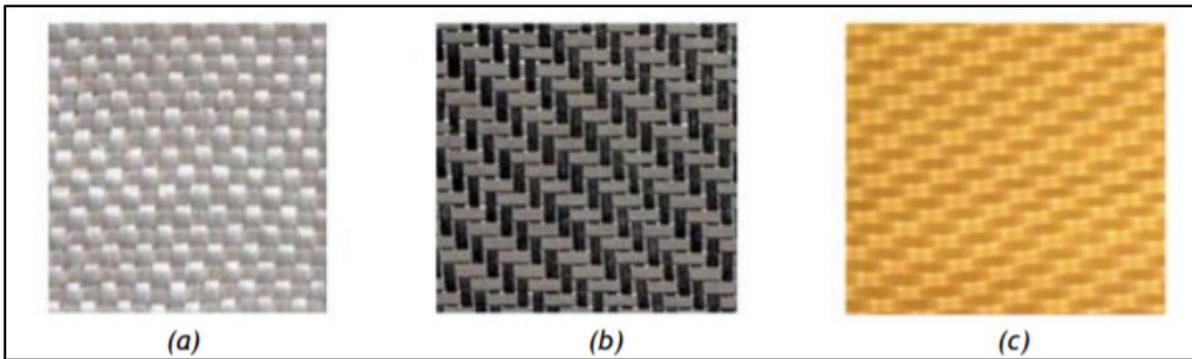


Figure 1.1 Renforts en fibres synthétiques : (a) verre, (b) carbone, (c) aramide (Kevlar)
(Gendre, 2011a)

Dans la littérature, la grande majorité des spécimens en composites stratifiés sont des CMO avec une matrice en résine époxy et des renforts en fibres synthétiques sous l'une des formes surfaciques de la figure 1.2.

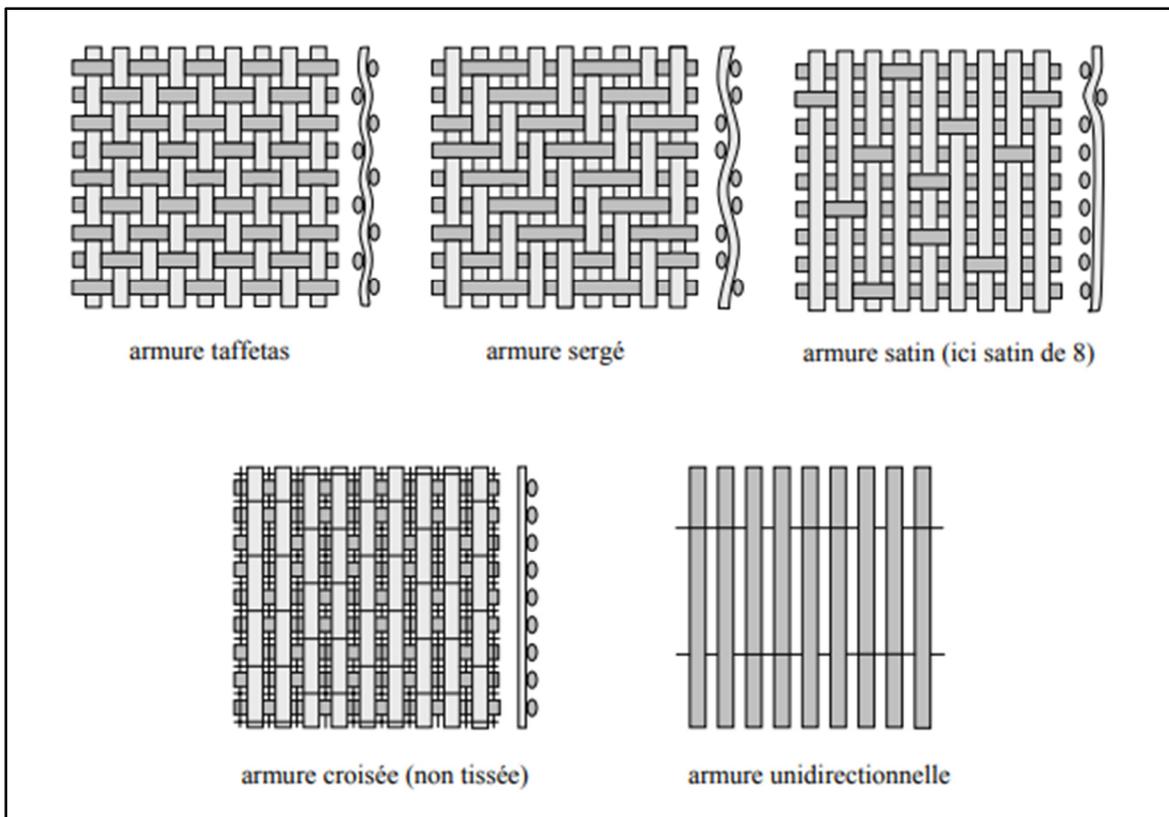


Figure 1.2 Principaux types d'armature pour les renforts tissés (NGÔ, 2018)

1.2 Perçage des composites à matrice polymère

Bien que plusieurs procédés d'usinage non-conventionnels (usinage au laser, usinage au jet d'eau et usinage par décharge électrique) ont été développés pour usiner des composites stratifiés, l'opération de perçage conventionnel à l'aide de forets reste le principal procédé (Liu et al., 2012). Sur les parois des trous usinés dans les FRP, on rencontre des défauts tels que ceux observés dans le perçage des matériaux métalliques (cylindricité, circularité). Cependant, on remarque également des défauts spécifiques (écaillage, délaminage, retrait de fibres, fissures et dégradation thermique de la matrice) induits par le mécanisme de la coupe, ce qui rend extrêmement complexe le perçage des stratifiés composites. Le comportement des composites stratifiés dépend de la disposition des renforts dans la matrice et c'est pour cette raison que les dommages induits peuvent compromettre leur intégrité structurelle. De ce fait, selon Miller et al. (2013), la théorie et les modèles des procédés de perçage des métaux ne peuvent pas être directement appliqués aux composites stratifiés.

Lachaud et al. (2001) ont remarqué que lors du perçage des composites stratifiés, les défauts dépendent de la nature et des caractéristiques mécaniques des fibres utilisées, de la séquence d'empilement et des caractéristiques mécaniques de la matrice sur l'épaisseur de la plaque. Lors du perçage des plaques stratifiées, les différents types de défauts peuvent se manifester, selon les zones du trou où ils apparaissent :

- Les défauts en entrée de trou (pelage des premiers plis ou délaminage en entrée) ;
- Les défauts sur la paroi latérale du trou (cylindricité, circularité, rugosité, etc.) ;
- Les défauts en sortie de trou (arrachement des derniers plis ou délaminage en sortie).

Selon une étude récente, les dommages induits dans les composites stratifiés dépendent de la géométrie de l'outil de coupe et de l'action mécanique du foret et des caractéristiques des zones riches en résine qui se situent entre les plis du stratifié (Phadnis et al., 2013). En général, le perçage des NFRP est une tâche assez complexe en raison de la structure mécanique de ces matériaux. D'après Kavada et al. (2014), les principaux dommages induits par le perçage sont le délaminage, le retrait des fibres, l'écaillage, le rétrécissement des trous, et la dégradation

thermique. Plusieurs études affirment que le délaminage est le plus critique (Al-wandi et al., 2017; Lotfi et al., 2019; Phadnis et al., 2013; Tsao & Chen, 1997).

Lotfi et al. (2019) mentionnent le délaminage comme un phénomène de rupture interpli induit par une force extérieure, comme le perçage, qui conduit à la séparation des plis ou couches de renfort (figure 1.3). D'après les études expérimentales de Rezghi Maleki et al. (2018) sur le perçage des composites à fibres de lin, la taille de la zone de délaminage en sortie est souvent plus grande que celle du délaminage en entrée.

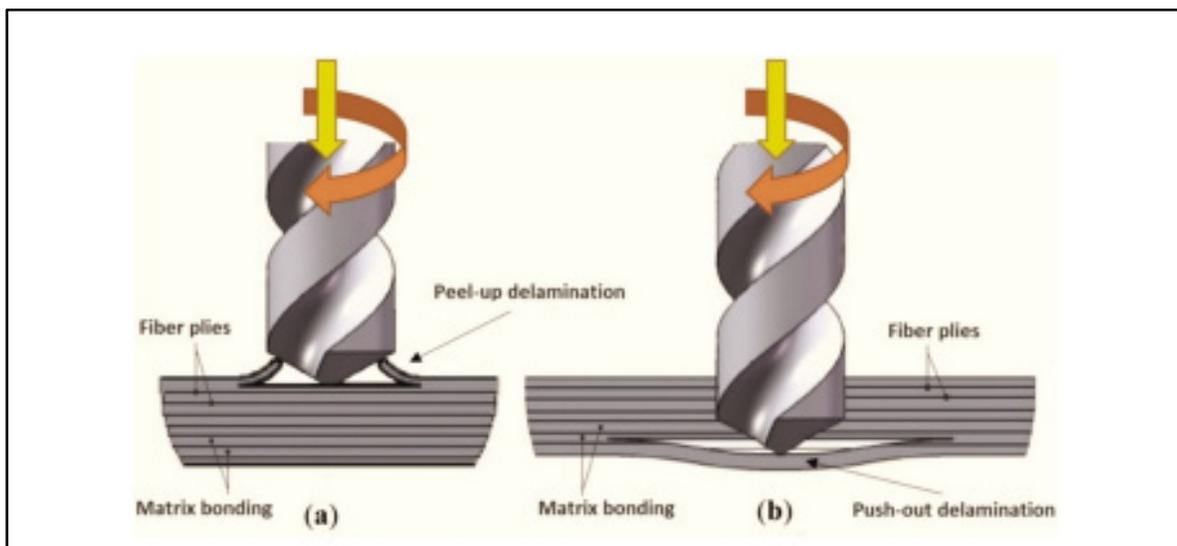


Figure 1.3 Mécanisme du délaminage (a) Décollage du pli (b) poussée du pli (Lotfi et al., 2019)

Plusieurs investigations sont nécessaires pour déterminer les conditions optimales de perçage des composites stratifiés qui permettront de minimiser les défauts et les dommages induits. La vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la géométrie de l'outil de coupe et l'orientation des fibres sont les principales recherches poursuivies dans le domaine du perçage des composites.

1.2.1 Influence des paramètres de coupe

Pour obtenir un perçage de bonne qualité, il est impératif de faire un bon choix des paramètres de coupe. Des procédures de coupe basées sur un choix inapproprié des paramètres pourraient entraîner une dégradation inacceptable du matériau (Abrao et al., 2007). Ainsi, plusieurs études ont été réalisées afin de démontrer les effets des paramètres de perçage sur la qualité des trous dans les FRP. Par ailleurs, le perçage à haute vitesse de coupe des CMO entraîne une augmentation de la chaleur générée au bord du foret. Puisque les CMO se caractérisent par une faible conductivité thermique et une basse température de transition vitreuse, cette chaleur peut entraîner l'usure prématurée des outils et provoquer le délaminage (Lotfi et al., 2019). Cependant, l'effet de la température n'est pas pris en compte dans le cadre de cette étude et l'usinage est effectué à sec, c'est-à-dire la lubrification n'est pas une option disponible dans le procédé d'usinage.

La plupart des études sur les composites portent sur les opérations de perçage des composites à fibres synthétiques de carbone ou de verre. Très peu d'études portent sur le perçage des composites à fibres naturelles. Dans ce qui suit, l'influence des paramètres de coupe sur la qualité trou sera examinée en fonction de la nature des fibres dans les CMO.

1.2.1.1 Influence des paramètres sur les composites à fibres synthétiques

L'impact de la vitesse de coupe et de la vitesse d'avance sur la rugosité, le facteur de délaminage et la précision dimensionnelle a été étudié à travers des opérations de perçage des pièces en CFRP. À partir des mesures de rugosité prises sur la surface des plaques, Davim et Reis (2005) ont conclu que la vitesse d'avance est le paramètre de coupe le plus influent sur la rugosité et sur le facteur de délaminage. Par ailleurs, ils ont reconnu le délaminage comme un problème majeur lors du perçage des matériaux composites. Il a été démontré que la taille de la zone de délaminage est liée à la force de poussée, et que celle-ci dépend de différents paramètres d'usinage, dont les principaux sont la vitesse d'avance, la vitesse de coupe, la géométrie de l'outil et la rigidité de l'outil de coupe.

Dans leur étude sur l'usinabilité des CFRP T800S/250F, Qing Long et al. (2013) ont constaté une réduction de la force de poussée lors du perçage à vitesse de broche élevée sous vitesse d'avance faible. Une vitesse de broche élevée permet une bonne qualité en sortie de trou. Dans la même veine, Phadnis et al. (2013) ont étudié expérimentalement et numériquement l'effet des paramètres de coupe sur la force de poussée et le couple du foret lors du perçage de spécimens composite T300/LTM45-EL. Ils ont observé qu'une augmentation de la vitesse d'avance occasionne l'augmentation de la force de poussée, du couple de perçage et du facteur de délaminage (quantifié au moyen de la tomographie à rayons X) dans le procédé de perçage des CFRP, alors qu'une augmentation de la vitesse de broche occasionne le phénomène inverse. Ces chercheurs ont également développé un modèle éléments finis 3D de simulation numérique de l'opération perçage des CFRP dont les résultats ont indiqué qu'une combinaison de vitesse d'avance faible (<150 mm/min) et de vitesse de coupe élevée (>600 tr/min) permet un perçage optimal des CFRP.

Karnik et al. (2008) ont développé un modèle de réseau de neurones artificiel (ANN) qui permet d'évaluer les effets directs et les effets d'interactions des paramètres de coupe afin d'analyser le délaminage. Dans leurs expériences, le perçage des plaques de CFRP a été effectué deux fois pour chaque condition de coupe, et les dommages en entrée de trou ont été mesurés à l'aide d'un microscope afin de calculer le facteur de délaminage. Les résultats ont révélé que le délaminage est sensible à chaque paramètre de coupe et qu'une combinaison de vitesse de coupe élevée et de vitesse d'avance faible permet de le minimiser. Par ailleurs, l'analyse de régression a établi une très bonne correspondance entre les valeurs prédites et les valeurs expérimentales du facteur de délaminage. Ce modèle établit une relation non linéaire entre les paramètres de perçage et le facteur de délaminage.

Zarif et al. (2016) ont proposé un modèle visant à prédire la force de poussée critique et la vitesse d'avance au début du délaminage, et qui offre la possibilité d'utiliser directement une vitesse d'avance optimale afin d'éviter le délaminage. Ce modèle est basé sur la mécanique linéaire élastique de la rupture (MLER), la théorie classique de la flexion des plaques et la mécanique de la coupe oblique. Pour atteindre leur objectif, ils ont utilisé le modèle de coupe oblique proposé pour déterminer de manière analytique la relation entre la vitesse d'avance et

la force de poussée. La force de poussée critique prédite par leur modèle a eu un bon accord avec celle du modèle proposé.

1.2.1.2 Influence des paramètres sur les composites à fibres naturelles

Les études expérimentales et analytiques antérieures visant à déterminer la force de poussée critique lors du perçage des composites à fibres synthétiques n'ont pas tenu compte des composites à fibres naturelles. Ce n'est que récemment que la force de poussée critique et la vitesse d'avance optimale qui, influencent le délaminage dans le perçage des composites de fibres de lin, ont été étudiés. Parmi les modèles de prédiction de la force de poussée critique qui permettent d'obtenir un délaminage minimal, celui de Abdul Nasir et al. (2018) établit une relation entre la vitesse d'avance et la force de poussée critique au moyen d'analyses de régression. Cette relation permet de prédire la vitesse d'avance optimale de perçage à une vitesse de broche constante. De ce fait, ces chercheurs ont obtenu sur la base de leur modèle, une vitesse d'avance critique de l'ordre de 0,16 à 0,17 mm/tr pour une vitesse de broche constante de 3000 RPM dans le procédé de perçage des stratifiés FFRP. D'après leurs résultats (figure 1.4), il apparaît que la force de poussée maximale pendant le perçage croît avec l'augmentation de la vitesse d'avance. Cela confirme que le facteur de délaminage est principalement influencé par la valeur de la vitesse d'avance.

Puisque la force de poussée critique contribue à un délaminage minimal, plusieurs chercheurs ont étudié l'effet des paramètres de coupe sur le délaminage en réalisant des expériences de perçage des NFC. Dans leur étude sur les biocomposites à fibres de lin, Lotfi et al. (2019) ont constaté que la vitesse d'avance a une grande influence sur le délaminage comparativement à la vitesse de la coupe et ont recommandé une faible valeur de ce paramètre. Selon leur résultat, l'augmentation de la vitesse de coupe réduit le facteur de délaminage pendant que la diminution de la vitesse de broche et l'augmentation de la vitesse d'avance maximisent le facteur de délaminage. Cependant, le problème principal dans l'opération de perçage des NFC est la variation de leurs propriétés mécaniques. Cette variation rend le contrôle et la réduction de la force de poussée très complexes.

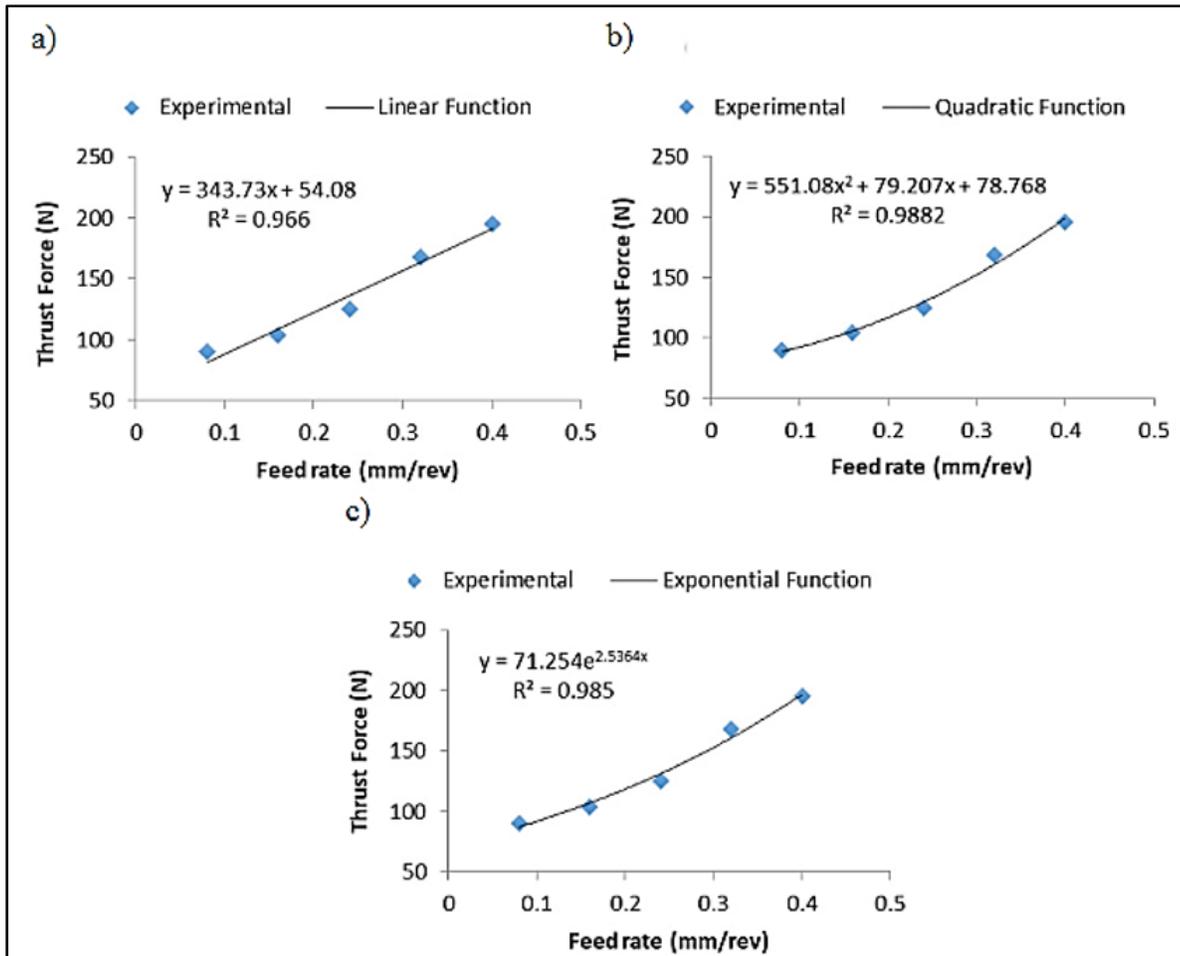


Figure 1.4 Influence des vitesses d'avance sur la force de poussée pour une vitesse de broche de 3000 RPM (Abdul Nasir et al., 2018)

Plus récemment, dans leurs études sur la force de poussée critique et la vitesse d'avance dans le perçage des FFRC, Abdul Nasir et al. (2019) ont conclu que la vitesse d'avance est le paramètre de coupe qui a le plus d'influence sur la valeur de force de poussée induite et ont prédit correctement la valeur de la vitesse d'avance optimale pour un délaminage minimal. Leurs résultats ont concordé avec les résultats obtenus durant leurs précédentes expériences de perçage, où la valeur de la vitesse d'avance optimale était de l'ordre de 0,15 à 0,18 mm/tr pour une vitesse de rotation de broche de 6000 RPM.

1.2.2 Impact des outils de coupe

La connaissance de la géométrie du foret hélicoïdal (figure 1.5) est très importante pour comprendre son comportement dans l'opération de perçage. Les améliorations spécifiques apportées lors de la conception de forets spéciaux pour les matériaux composites sont généralement basées sur le foret hélicoïdal. Les études de Davim et Reis (2003), de Hocheng et Tsao (2005), de Zitoune et Collombet (2007), de Latha et al. (2011) et d'Al-wandi et al. (2017) ont montré que la géométrie du foret a un effet sur la force de poussée et que cette géométrie cause les délaminages en sortie de trou. Cependant, les défauts d'entrée de trou sont souvent causés lors du mécanisme de perçage par des forets ayant un angle de coupe important (de l'ordre de 25°).

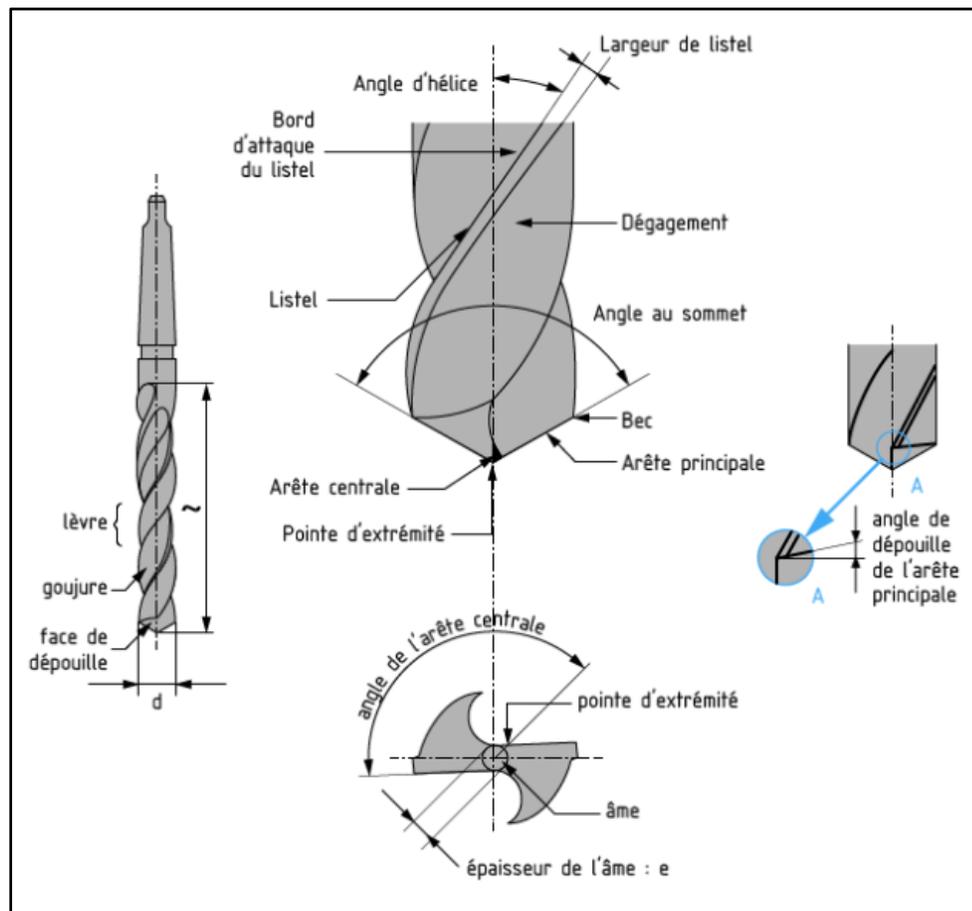


Figure 1.5 Géométrie d'un foret hélicoïdal (Lille, 2014)

Le perçage des composites stratifiés à fibres synthétiques impose des exigences particulières sur la géométrie et le matériau du foret. La plupart des recherches considèrent que la géométrie du foret et la vitesse d'avance ont un impact sur le délaminage induit. Afin d'examiner les effets des forets spéciaux, Hocheng et Tsao (2005) ont développé des modèles de charge différents pour chaque type de foret et ont conclu que les forets spéciaux permettent d'accéder à une plus grande vitesse d'avance critique comparativement à celle permit avec le foret hélicoïdal lors du perçage sans délaminage.

Plus tard, Azmir et al. (2010) ont montré sur la base de l'ANOVA que le type de foret utilisé est le facteur le plus important dans l'évaluation de la force de poussée. Confirmant les résultats de Hocheng et Tsao (2005), Liu et al. (2012) ont rapporté que plusieurs forets spéciaux ont été développés pour réduire le délaminage lors du perçage des composites stratifiés à fibres synthétiques (figure 1.6).

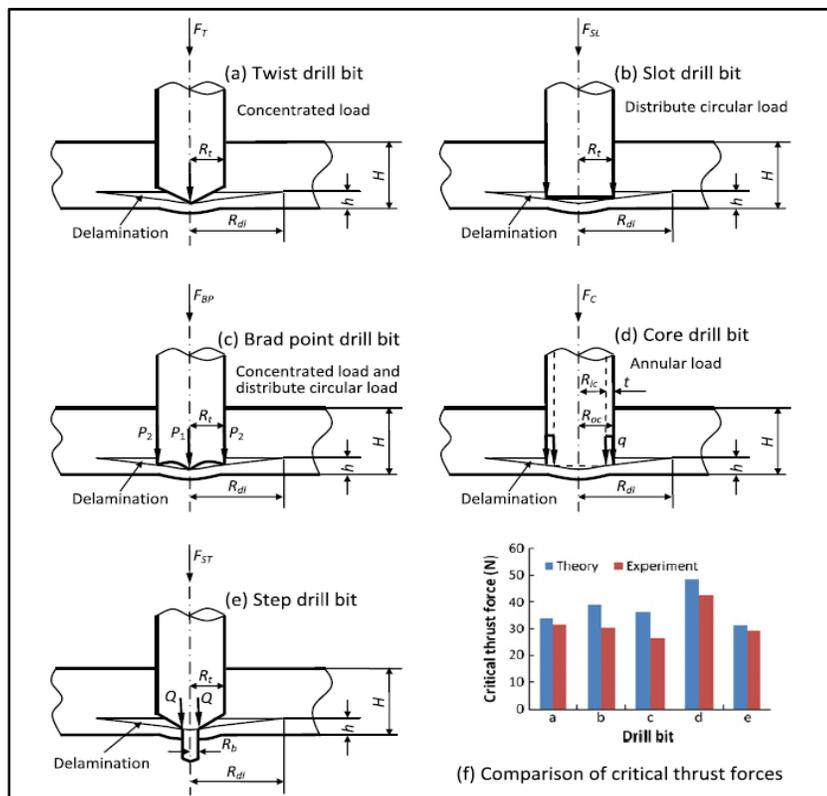


Figure 1.6 Schémas d'analyse de délaminage pour divers forets (Liu et al., 2012)

Par ailleurs, Davim et Reis (2003) ont constaté que la géométrie et le matériau du foret ont un impact sur le délaminage. Leurs résultats montrent que le foret hélicoïdal en carbure cémenté (K10) provoque moins de délaminage sur le composite stratifié comparativement au foret K10 quatre flûtes et au foret hélicoïdal en acier rapide (HSS). Ces chercheurs ont conclu que le carbure est le meilleur matériau lors d'un projet de perçage CFRP.

Chandramohan et Rajesh (2014) ont montré que la géométrie du foret a un effet sur le couple de perçage. Pour ce faire, ils se sont appuyés sur les résultats du couple de perçage de deux types de foret qu'ils ont utilisé dans leurs investigations sur la prédiction du couple de perçage lors de l'usinage des biocomposites. En effet, le couple de perçage avec le foret multifacette était plus grand que celui avec le foret hélicoïdal pour une faible vitesse de coupe.

L'effet de la géométrie du foret sur la qualité du perçage des composites stratifiés ont fait l'objet de nombreuses recherches. Dans les investigations sur le perçage des FFRP à l'aide des forets de différentes géométries (figure 1.7), Rezghi Maleki et al. (2018) ont constaté qu'en raison de la différence du mécanisme de coupe, le type de foret utilisé avait une grande influence sur la force de poussée (figure 1.8) et de ce fait sur la taille du délaminage. De plus, leur ANOVA a montré que le choix du foret a un grand impact sur le facteur de délaminage (67,27 %) et la rugosité de surface (74,44 %). Cependant, il a été démontré que la géométrie des outils a moins d'impact sur la résistance à la traction résiduelle des composites FFRP (Abdul Nasir et al., 2015b).

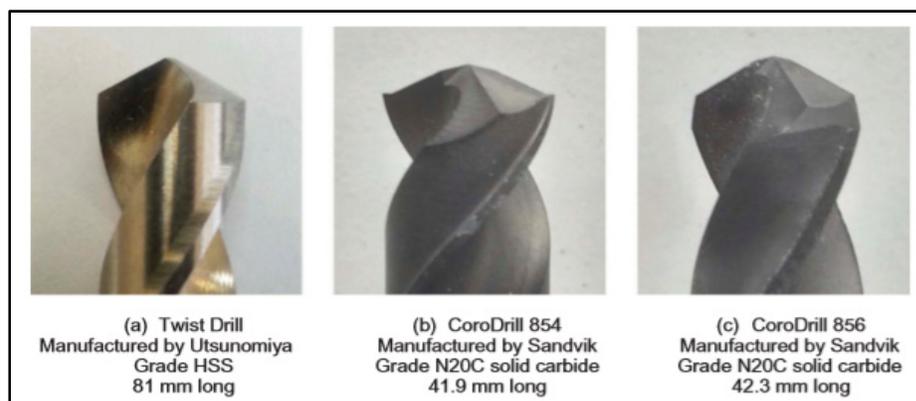


Figure 1.7 Les trois forets utilisés dans le perçage des FFRP
(Rezghi Maleki et al., 2018)

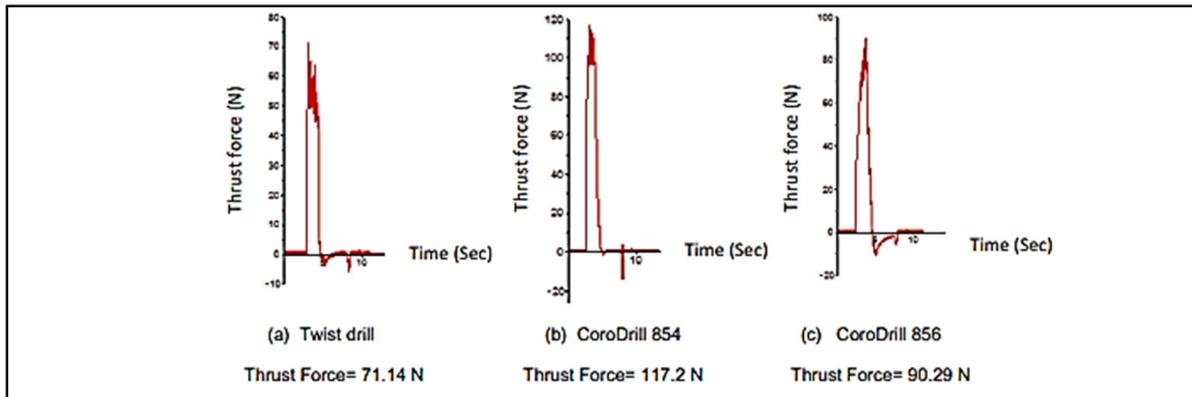


Figure 1.8 Cycles de perçage pour les échantillons usinés avec trois forets différents dans les mêmes conditions de coupe ($N = 1500$ tr/min et $f = 0,125$ mm/rev)
(Rezghi Maleki et al., 2018)

Des expériences de perçage à haute vitesse des CFRP ont été réalisées conformément au réseau orthogonal L27 avec la vitesse de broche, la vitesse d'avance et l'angle de pointe du foret comme paramètres du processus de Taguchi. Les défauts observés à l'entrée du trou ont été mesurés et le facteur de délaminage a été calculé pour chaque essai du réseau orthogonal. Les résultats de l'analyse de la moyenne (ANOM) indiquent que les conditions optimales de coupe pour minimiser le délaminage incluent une vitesse de broche plus élevée (40 000 tr/min), une vitesse d'avance faible (1000 mm/min) et un angle de pointe de 85° du foret hélicoïdal en carbure cémenté (K20). L'ANOVA montre avec un niveau de confiance de 95 % que l'angle de pointe (52,47 %) est le facteur le plus dominant suivi par l'avance et la vitesse (44,97 %) pour minimiser le délaminage (Gaitonde et al., 2011).

En général, le matériau de la pièce à usiner exerce une contrainte sur le choix du matériau de l'outil de coupe en usinage. De plus, le matériau de l'outil le matériau du revêtement ont un impact sur la durée de vie de l'outil de coupe. Donc, la nature des fibres utilisées dans les CMO impacte sur le choix du foret dans le procédé de perçage. Les fibres synthétiques étant de nature abrasive et les fibres naturelles de nature non-abrasive, il est clair que les forets utilisés pour le perçage des CFRP ne sont pas toujours indiqués pour le perçage des composites stratifiés à fibres synthétiques. Révisant les progrès sur le perçage des CFRP et GFRP rapportés dans la littérature, Liu et al. (2012) ont conclu que les forets en carbure, les forets revêtus en carbure

et les forets en PCD donnaient de bons résultats en termes de fini de surface, d'usure et de durée de vie des outils. Dans la même veine, Rezghi Maleki et al. (2018) ont récemment conclu qu'en comparaison aux CoroDrill 854 et 856 en carbure (figure 1.7), le foret hélicoïdal HSS permet d'obtenir un meilleur fini de surface lors du perçage des FFRP. Ces chercheurs ont trouvé que le foret hélicoïdal HSS permet de percer facilement des matériaux non abrasifs.

1.2.3 Comportement des matériaux composites stratifiés

Le choix des fibres permet de faire varier les propriétés mécaniques des matériaux composites stratifiés. Généralement, ce choix est défini par le bureau d'études en fonction des exigences physiques et mécaniques de la pièce et non des contraintes de fabrication. Donc, les études expérimentales et théoriques ont été faites pour mieux comprendre l'impact de l'orientation des fibres sur le délaminage.

Bonnet et al. (2011) ont conclu qu'une disposition équilibrée des fibres à la sortie du trou permet d'assurer une répartition plus homogène des charges mécaniques au fond du trou tout en limitant les risques de décohésion fibre/matrice. Ces chercheurs ont d'abord modélisé l'opération de perçage illustrée par la figure 1.9 (pénétration de la pointe, engagement total et sortie du foret) pour corrélérer le mode de perçage des CFRP UD avec le niveau de force suivant la position angulaire de l'outil (figure 1.10). Ils ont ensuite utilisé ce modèle unidirectionnel pour développer une approche du perçage des CFRP multidirectionnels. Cette approche a permis à ces chercheurs de proposer des combinaisons optimales d'orientation des fibres qui permettent d'améliorer la conception du CFRP et tiennent compte des préoccupations de fabrication.

Pour évaluer l'effet des conditions de coupe sur le couple de perçage, Mohan et Kulkarni (2018) ont utilisé les plans expérimentaux de Taguchi et l'approche conceptuelle du rapport S/N pour analyser les résultats obtenus. Ils ont conclu que l'épaisseur du composite échantillon (GFRP) et le diamètre du foret ont le plus d'impact sur le couple de perçage. En effet, les courbes de contour des surfaces de réponse ont indiqué la sensibilité de l'épaisseur de l'échantillon suivi de la taille du foret sur le couple de perçage.

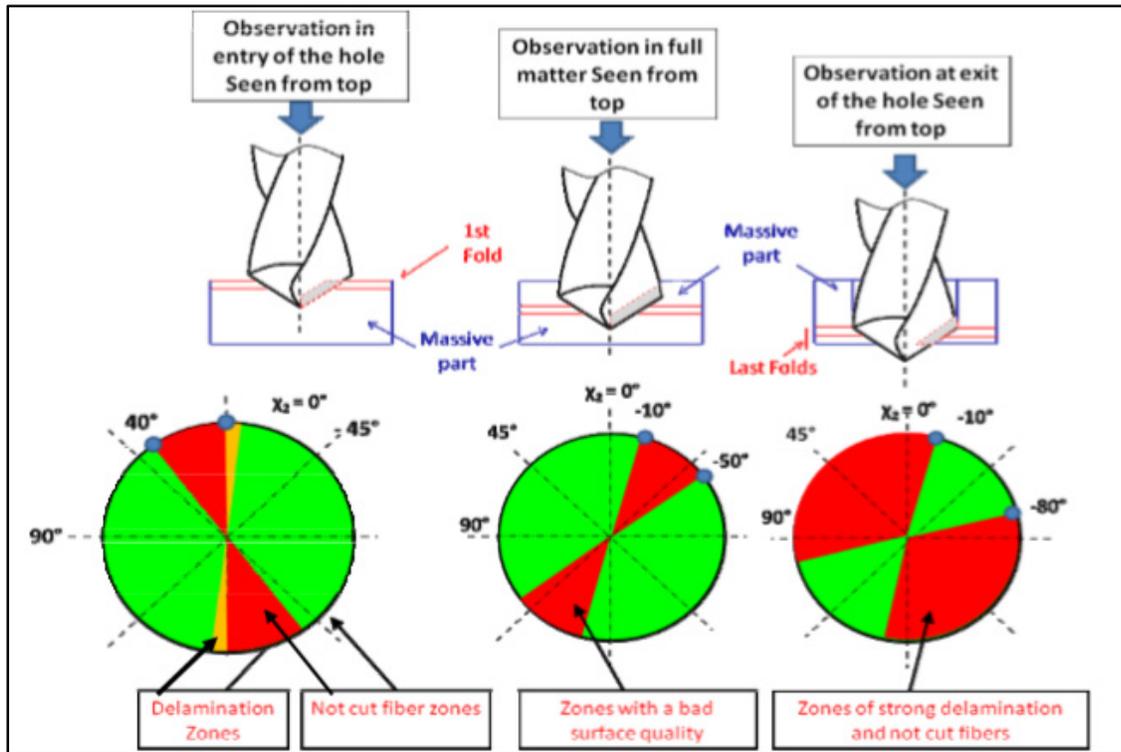


Figure 1.9 Synthèse de la localisation des zones de défauts (Bonnet et al., 2011)

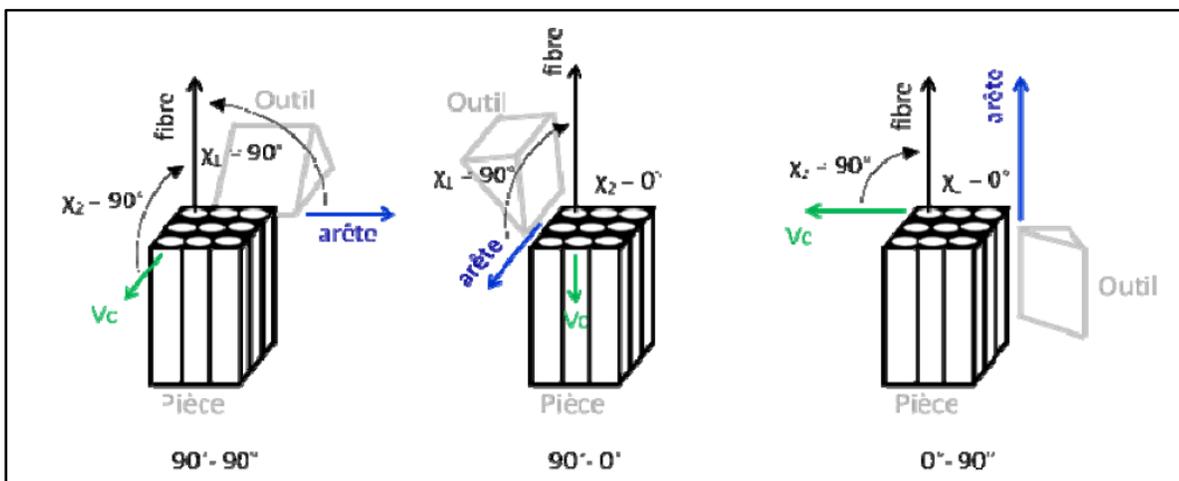


Figure 1.10 Configuration élémentaire des modes de coupe des fibres (Bonnet et al., 2011)

1.3 Qualité des trous percés dans les composites stratifiés

En général, l'utilisation de l'outil de coupe et des paramètres de perçage appropriés est importante pour réduire la force de poussée et le couple de perçage. De plus, la modélisation par éléments finis du perçage des composites stratifiés est une approche numérique de prévision des dommages. Plusieurs expériences de perçage des stratifiés ont été effectuées afin d'obtenir des réponses en force de poussée et en couple de perçage. Dharan et Won (2000) ont réalisé des opérations de perçage de stratifiés CFRP tissés quasi-isotropes de haute résistance et ont développé un schéma de contrôle afin de maximiser la productivité tout en garantissant la qualité des trous dans les composantes (figure 1.11). Comme on le voit sur ce schéma, un contrôleur machine-outil supervise les opérations de perçage en tenant compte de différents signaux, ce qui permet, en autres, de contrôler les paramètres de coupe de début de délaminage et la force de poussée.

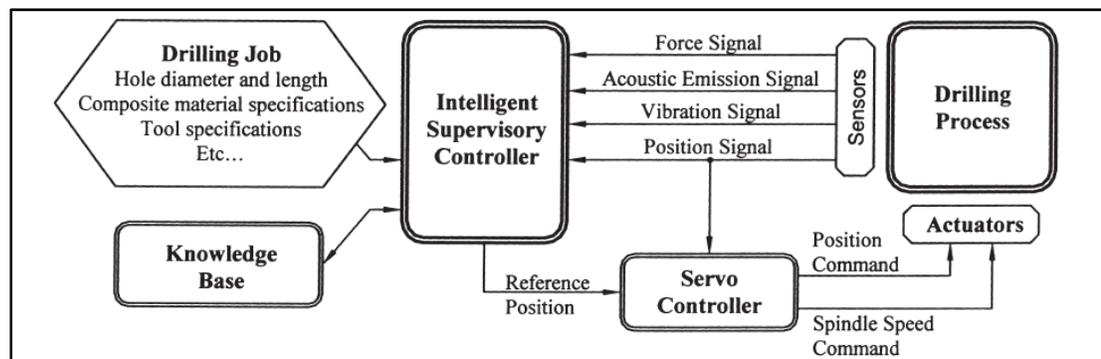


Figure 1.11 Schéma général du système de contrôle intelligent (Dharan & Won, 2000)

Selon Liu et al. (2012), la qualité des trous percés s'améliore nettement lors d'un perçage à vitesse de coupe élevée avec l'utilisation des forets spéciaux, des plaques supports prépercées et des trous pilotes. Il existe certains modèles empiriques de calcul du facteur de délaminage et de la force de poussée critique pour le perçage de composites stratifiés, mais ceux-ci ne permettent pas de mettre en évidence l'impact physique du perçage des composites stratifiés.

Selon Capello (2004), l'utilisation d'un support d'appui pour soutenir la couche inférieure du stratifié est le principal moyen de réduire les problèmes de délaminage.

1.3.1 Amortissement des plaques lors du perçage

Le principal moyen proposé pour réduire le délaminage est l'utilisation d'un support d'appui pour soutenir le pli inférieur du stratifié. Cependant, sur la base de certaines observations effectuées lors des expériences, différentes hypothèses ont été émises sur le mécanisme de délaminage, et un système expérimental (figure 1.12) a été proposé par Liu et al. (2012).

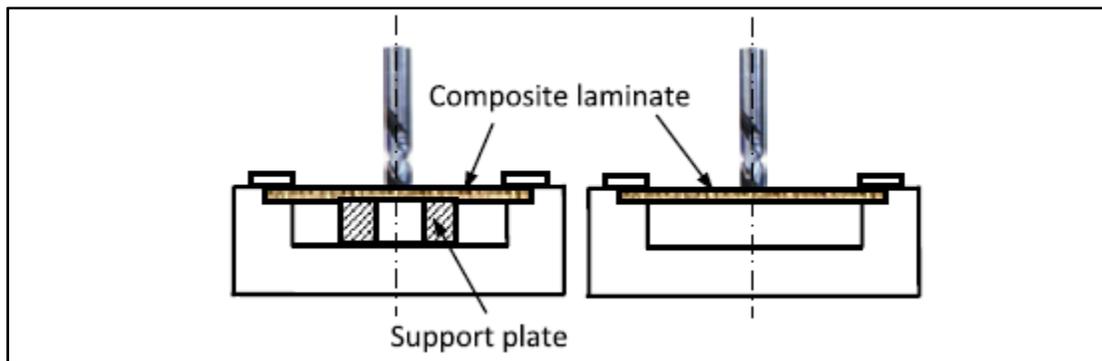


Figure 1.12 Perçage appuyé et non appuyé des stratifiés composites (Liu et al., 2012)

La notion selon laquelle le délaminage dépend de la force de poussée du foret n'est valable qu'en perçage non appuyé. Le mécanisme de délaminage est plus étendu en perçage non appuyé qu'en perçage appuyé. La dynamique (flexion élastique) de la pièce et la manière dont la force de poussée du foret est appliquée en perçage non appuyé peuvent expliquer cette différence de mécanisme de délaminage. C'est dans ce sens que Capello (2004) a proposé un prototype d'appareil simple construit sur la base de la différence du mécanisme de délaminage entre le perçage avec support et le perçage sans support. Il s'agit d'un amortisseur visqueux qui réduit la vitesse relative du point de perçage et évite de surcharger les lèvres coupantes. Cet appareil permet d'obtenir des trous de qualité égale aux trous obtenus en perçage appuyé et peut être utilisé sur les pièces de différentes tailles.

Le perçage avec trou pilote et le perçage avec plaque d'appui permettent d'éviter le délaminage tout en réduisant l'intensité de la force de poussée produite lors du perçage. De ce fait, Hocheng et Tsao (2005) ont observé que le trou pilote réduisait l'enlèvement de matière, diminuant ainsi la force de poussée lors du perçage des stratifiés. Ces chercheurs ont conclu que le trou pilote permet de faire des trous fins de bonne qualité tout en évitant le délaminage. Dans le même ordre d'idée, Chandramohan et Rajesh (2014) ont constaté que la force de poussée est considérablement réduite lorsque le trou est prépercé d'une valeur minimale de 0,4 mm de diamètre.

Les chercheurs mentionnés dans cette section s'entendent sur la nécessité de développer des dispositifs et des procédures de perçage sans support d'appui qui permettront la minimisation du délaminage.

1.3.2 Prévion du délaminage

Les résultats expérimentaux démontrent qu'un délaminage minimum est induit à une vitesse d'avance faible et une vitesse de broche élevée lors du perçage des stratifiés composites. Hocheng et Tsao (2005) ont élaboré une approche théorique visant à optimiser l'opération de perçage tout en prédisant le début du délaminage. Selon ces chercheurs, pour éviter le délaminage, la force de poussée ne doit pas dépasser une certaine valeur seuil. Leur stratégie consiste à percer aussi vite que possible au début du perçage et réduire progressivement la vitesse d'avance à mesure que l'outil se rapproche de la sortie.

Différents modèles analytiques permettant de simuler le délaminage induit lors des perçages de plaques stratifiées carbone/époxy ont été testés. Les modèles les plus pertinents se fondent sur la mécanique linéaire élastique de la rupture (MLER). C'est le cas de certains modèles par éléments finis développés avec le logiciel Abaqus. Ainsi, pour tester leur modèle, Durão et al. (2008) ont effectué des opérations de perçage des plaques stratifiées carbone/époxy et ont radiographié les dommages induits autour des trous. Ces chercheurs ont ainsi pu évaluer leur modèle, qui s'est avéré très précis sur la force de poussée critique au début du délaminage et

sur la force de poussée maximale nécessaire pour éviter le délaminage. Ce modèle de Durão et al. (2008) donne une approche réaliste de prévision du début de délaminage.

Dans la même veine, afin d'examiner le mécanisme du perçage de CFRP, He et al. (2014) ont développé un modèle par éléments finis (ÉF) macro-mécanique tridimensionnel avec le logiciel Abaqus et ont modélisé la pièce comme un matériau anisotrope homogène équivalent (EHAM) avec un comportement de rupture élastique. Au cours de la simulation, ces chercheurs ont évalué la force de poussée suivant les conditions de coupe aux trois étapes de perçage, soit l'augmentation, la stabilisation et la réduction de la force de poussée. Leur simulation montrait, conformément aux résultats expérimentaux, que la force de poussée augmentait avec la vitesse d'avance et diminuait avec la vitesse de la broche.

Les études de l'effet de la géométrie du foret étagé sur la force de poussée lors du perçage des CFRP ont montré que même si les forces de poussée sont réduites, le délaminage ne diminue significativement que lorsque de faibles vitesses d'avance sont appliquées. Feito et al. (2018) ont développé un modèle numérique qu'ils ont validé expérimentalement pour la géométrie de type « étagée », avec lequel ils ont obtenu un bon niveau de précision pour la prévision de la force de poussée et du facteur de délaminage. De plus, ils ont développé un modèle mécanistique sur la base de données numériques. Les diagrammes de surface présentés à la figure 1.13 mettent en relation la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et la force de poussée, permettant ainsi de faciliter la sélection des conditions optimales de coupe afin de minimiser le délaminage induit par le perçage.

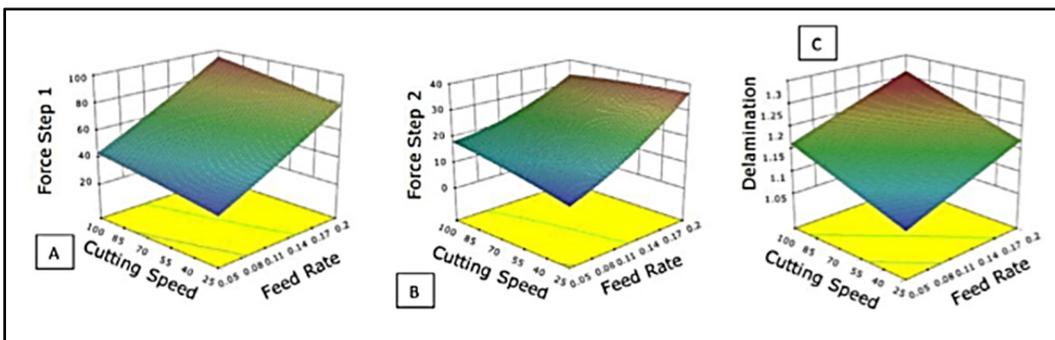


Figure 1.13 Surface de prédiction de la force de poussée du foret hélicoïdal (A), du foret étagé (B) et du délaminage (C) (Feito et al., 2018)

Phadnis et al. (2013) ont développé des modèles complets du procédé de perçage qui simulent les mouvements d'avance, de rotation ainsi que de pénétration du foret dans la plaque composite et l'érosion des éléments. Cependant, de telles simulations nécessitent plusieurs jours de traitement, ce qui implique des coûts de calcul souvent onéreux. Dans cette perspective, Feito et al. (2014) ont développé un modèle complet, qui prend en compte les mouvements d'avance et de rotation du foret (figure 1.14 b), ainsi qu'un modèle simplifié moins coûteux qui permet d'étudier l'influence de la force de poussée en presumant que le foret se comporte comme un poinçon, afin de comparer leur efficacité (figure 1.14 a).

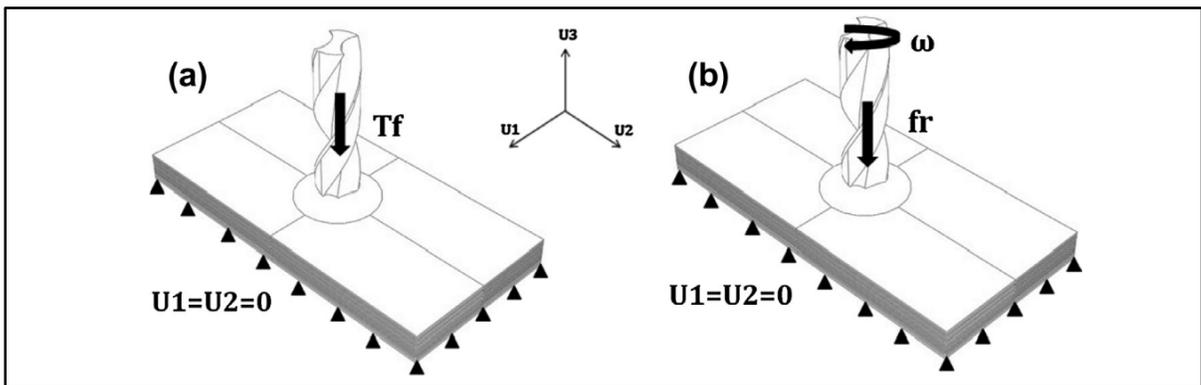


Figure 1.14 (a) Schéma du modèle simplifié (force de poussée T_f) - (b) Schéma du modèle complet (vitesse de broche ω , vitesse d'avance f_r) (Feito et al., 2014)

Les résultats obtenus montrent que le modèle simplifié nécessite une durée de traitement moindre que le modèle complet (quelques minutes contre plusieurs jours). Ce qui suggère qu'un modèle simple peut être suffisant car les résultats sont très proches entre les deux modèles (figure 1.15). Ils ont utilisé leur modèle simplifié pour simuler des séquences d'empilement correspondant aux stratifiés $[45/-45/0/90]_4$ et $[90/0/45/-45]_4$. Ces deux stratifiés quasi-isotropes présentaient un facteur de délaminage similaire entre eux mais inférieur à celui du stratifié $[0_4/90_4]_S$.

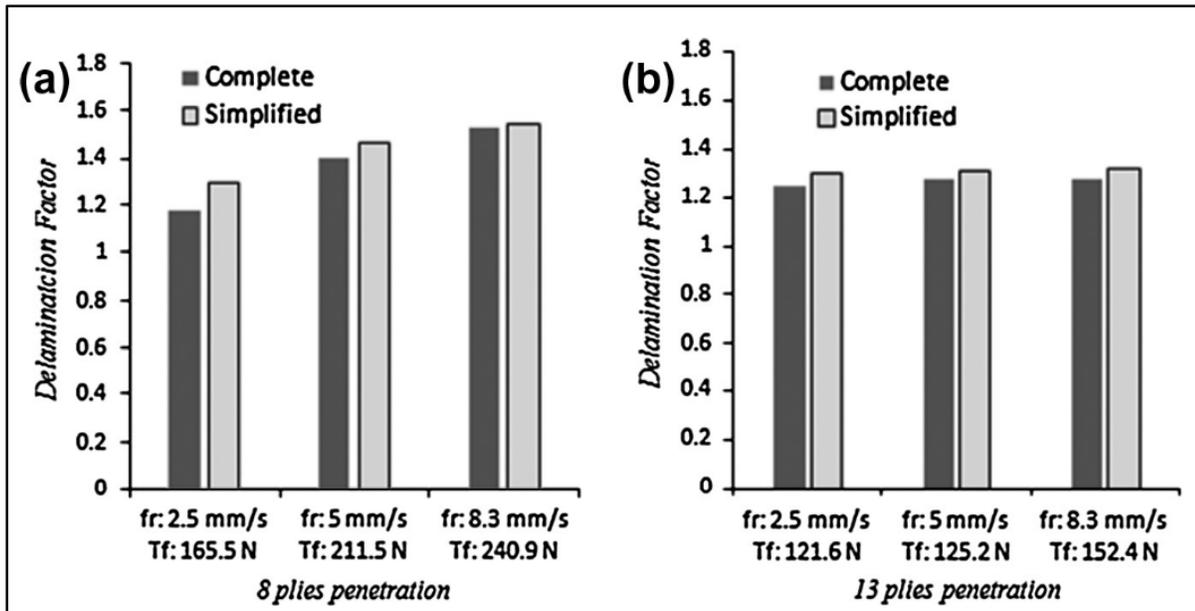


Figure 1.15 Facteur de délaminage prévu avec le modèle simplifié et expérimental : (a) plaque 8 plis et (b) plaque 13 plis (Feito et al., 2014)

Pour une meilleure efficacité du procédé de perçage, il est important de faire une sélection des conditions optimales de coupe afin de garantir une productivité élevée et une bonne qualité des trous dans les composites stratifiés (rupture des fibres, cylindricité, délaminage en entrée et en sortie). Verma et al. (2016) ont proposé une fonction d'utilité basée sur l'approche d'optimisation de Taguchi capable de fournir un environnement de perçage efficace qui maximise la cylindricité des trous percés avec une force de poussée et un couple de perçage minimal. Les conditions optimales de coupe sont obtenues en adoptant l'approche Taguchi (figure 1.16). Celle-ci se fonde sur un critère d'utilité globale pour déterminer les valeurs optimales des paramètres pour l'efficacité du procédé de perçage.

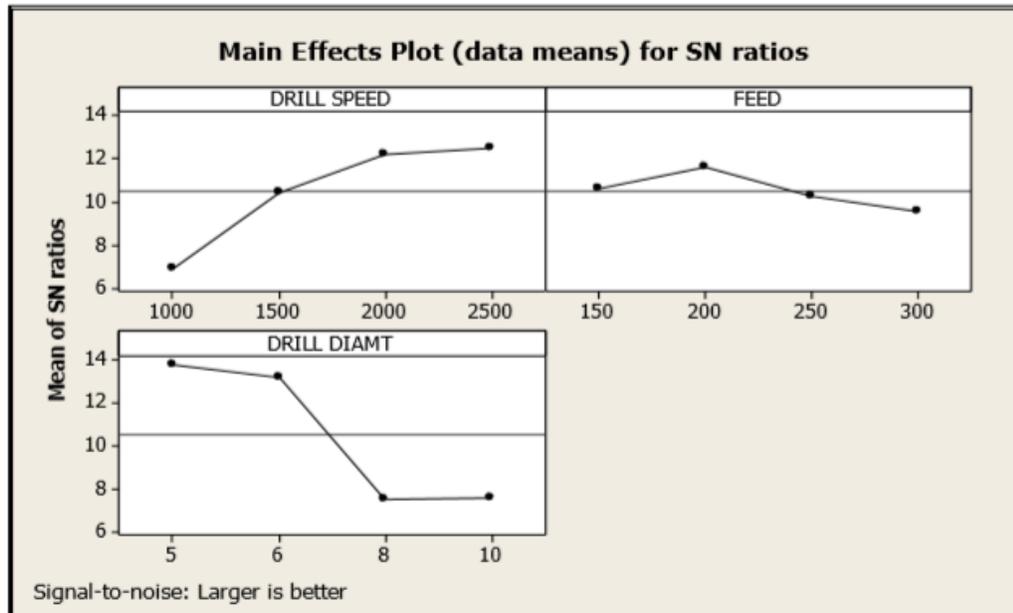


Figure 1.16 Évaluation du réglage optimal (Verma et al., 2016)

Les modèles antérieurs proposés dans la littérature comme ceux de Durão et al. (2008), et de Zitoune et Collombet (2007) se fondent sur la théorie classique des plaques stratifiées (CLPT) et sur la mécanique linéaire élastique de la rupture (MLER) pour prédire le début de délaminage associé à la force de poussée critique. Contrairement à ces modèles, le modèle analytique proposé par Ojo et al. (2017) est basé sur la théorie de la déformation par cisaillement du premier ordre (FSDT). De plus, ce modèle tient compte des taux d'énergie libérée par les déformations de mode I et de mode II de la LEFM pour prédire la force de poussée critique (figure 1.17). Le calcul de la force de poussée critique pour le début du délaminage montre que les modèles basés sur la FSDT et la CLPT produisent des prédictions plus proches des données expérimentales. L'analyse des stratifiés à couches croisées soumises à des conditions de charge mixte (figure 1.18) indique que lors de la prédiction de la force de poussée critique, la FSDT a été influencée par l'augmentation de l'épaisseur du pli et que l'effet de la pointe du foret sur la déformation par cisaillement a été plus important dans le régime de charge répartie.

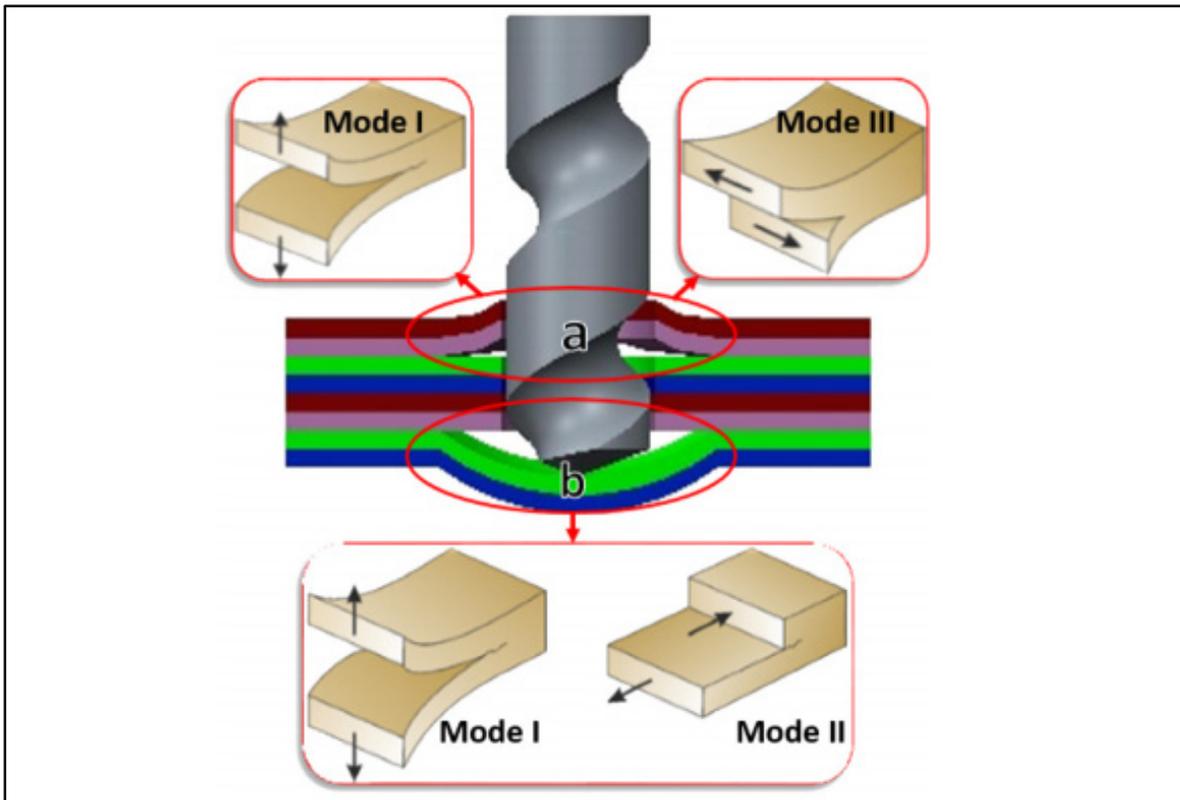


Figure 1.17 Modes de déformation lors du délaminage (a) pelage (b) retrait (Ojo et al., 2017)

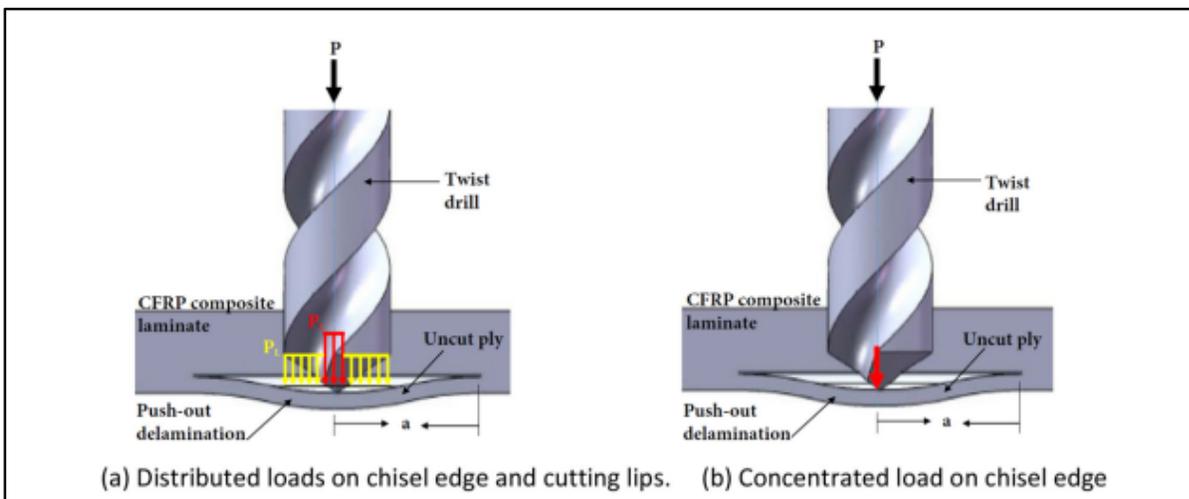


Figure 1.18 Modélisation de la force de poussée lors du perçage (Ojo et al., 2017)

Dans cette optique, une configuration expérimentale qui permet l'enregistrement de toutes les composantes de la force de coupe (force de coupe, force d'avance, force passive) pendant le perçage du CFRP unidirectionnel a été développée par Hintze et al. (2018). Grâce à ce modèle, ces chercheurs ont montré que toutes les composantes de la force de coupe dépendent fortement de l'angle de coupe des fibres et de l'état d'usure. Donc, il est clair que les défauts sur la paroi des trous et le délaminage en entrée de trou dépendent largement de l'angle de coupe des fibres.

Le perçage non appuyé complique énormément le mécanisme de délaminage induit par les arêtes de coupe complexes du foret. Pour minimiser le délaminage, lors du perçage non appuyé, il faut agir sur divers facteurs incluant la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et le type de forets utilisés. Al-wandi et al. (2017) ont développé un modèle ÉF avec le logiciel ANSYS - Dynamic Explicit qui permet de simuler le procédé de perçage non appuyé à l'aide de la méthode de modélisation par couche plutôt qu'un concept classique par zone. Les prédictions faites par ce modèle ÉF concordent de manière satisfaisante avec les résultats expérimentaux donc, montrent que la force de poussée et le couple de perçage augmentent avec la vitesse d'avance et diminuent avec la vitesse de coupe. De plus, ces mêmes chercheurs ont constaté que l'angle de point et l'angle d'hélice du foret ont un impact sur le délaminage lors du perçage de CFRP. Ainsi, un petit angle de pointe et un faible angle d'hélice sont préférables pour une bonne entrée de trou sans délaminage.

La force de poussée joue un rôle critique dans le perçage des composites FRP hydriques (E-GFRP et CFRP). Un modèle analytique a été réalisé par Tan et Azmi (2017) sur la base du principe du travail virtuel (équation du bilan énergétique), de la MLER et de la CLPT. Les prédictions effectuées sur la base de ce modèle sont en bon accord avec la force de poussée expérimentale mesurée au début du délaminage pendant le perçage. Les résultats sur la force de poussée obtenus dans les études analytique et expérimentale indiquent que le délaminage en sortie de trou pourrait être atténué si la force de poussée appliquée est inférieure à la valeur de la force de poussée critique (Tan & Azmi, 2017).

En ce qui concerne le perçage des NFC (fibres de jute, sisal et bambou), Aravindh et Umanath (2015) se sont basés sur la méthode de Taguchi, qui utilise le rapport signal/bruit pour déterminer les conditions optimales de perçage adaptées pour un délaminage minimal. Ils ont

ainsi pu estimer la contribution en pourcentage des différents éléments de la condition optimale de perçage à savoir : le diamètre du foret (88,19 %), la vitesse d'avance (7,64 %) et la vitesse de la broche (2,62 %). Ceci a été fait sur la base de l'ANOVA réalisée avec un niveau de confiance de 98 %. Ces résultats suggèrent que le diamètre du foret joue un rôle majeur dans la détermination du facteur de délaminage. Dans le même ordre d'idée, Abilash et Sivapragash (2016) ont réalisé des expériences de perçage des composites de polyester renforcés de fibres de bambou afin d'identifier les conditions de coupe qui sont critiques pour le délaminage. Ils ont constaté en accord avec Aravindh et Umanath (2015), que la vitesse d'avance et le diamètre du foret sont les facteurs ayant le plus d'impact sur le délaminage. Cependant, leur ANOVA, réalisée avec un niveau de confiance de 97 % donne des pourcentages de contribution de la vitesse d'avance (40,05 %), le diamètre du foret (32,25 %) et la vitesse de la coupe (24,58 %). Ces chercheurs concluent que la vitesse d'avance a un plus grand impact sur le délaminage.

1.3.3 Préviation du couple et de la force de poussée pour le perçage

Langella et al. (2005) ont conçu un modèle permettant de prévoir le couple de perçage et la force de poussée dans les matériaux composites en suivant une approche théorique qui présume qu'une coupe orthogonale sera effectuée. En effectuant une analyse des lèvres de coupe, et en se référant aux les modèles précédents, leur étude montre que leur modèle permet de réduire le nombre de coefficients à déterminer. En effet, l'analyse de la coupe oblique se trouve simplifiée par l'hypothèse de coupe orthogonale en un instant infinitésimal, la formulation d'un angle de coupe moyen et l'utilisation de la géométrie du foret. En adoptant cette approche théorique, ces chercheurs ont pu simuler le perçage en développant un modèle qui nécessite seulement deux coefficients semi-empiriques. Afin d'évaluer la précision de leur modèle, ils ont réalisé un plan de tests répliqué avec deux facteurs (vitesse de coupe à un niveau et vitesses d'avance à deux niveaux) et effectués ces tests expérimentaux sur des échantillons de GFRP. Les résultats expérimentaux obtenus correspondent de manière satisfaisante correspondent aux prédictions de leur modèle (figure 1.19). Ce modèle permet de déterminer la géométrie du foret et de sélectionner les paramètres de coupe qui assurent les plus grandes valeurs du couple de perçage et de la force de poussée sans provoquer le délaminage.

Ces chercheurs concluent que leur modèle est plus adapté aux forets avec un angle de pointe de 160° qu'aux forets avec autres angles de pointes.

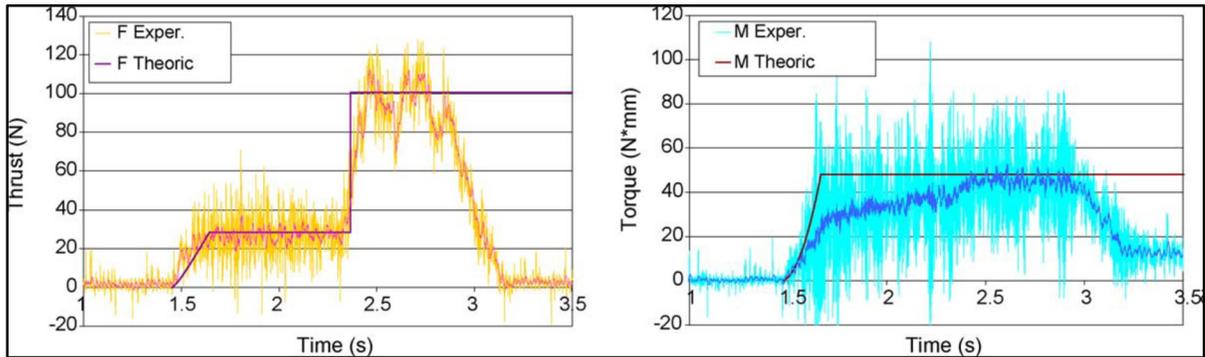


Figure 1.19 Comparaison théorique – expérimentale en poussée et couple $n=1250$ tr/min ; $f=0,25$ mm/tr ; $\varepsilon=140^\circ$; $\theta=30^\circ$ (Langella et al., 2005)

1.4 Influence de l'usinage sur les propriétés mécaniques des composites

Abdul Nasir et al. (2015b) ont étudié l'impact des conditions de coupe sur la résistance à la traction résiduelle des FFRC. Leur plan d'expérience est un réseau orthogonal L8 de Taguchi qui permet de minimiser le nombre d'expériences requis et de simplifier les analyses expérimentales (Taguchi et ANOVA). L'analyse de Taguchi montre qu'une condition de coupe ayant la vitesse de coupe élevée et la vitesse d'avance faible lors du procédé de perçage permet de conserver une résistance à la traction résiduelle élevée dans le matériau. Selon le rapport signal/bruit de Taguchi, la vitesse d'avance est plus influente sur la résistance à la traction résiduelle comparativement à la vitesse de coupe et à la géométrie de la pointe du foret. L'ANOVA réalisée par ces chercheurs avec un niveau de confiance de 95 % montre que l'influence des conditions de coupes sur la résistance à la traction résiduelle est faite par les contributions suivantes : vitesse d'avance (73,88 %), vitesse de la broche (13,44 %) et géométrie de la pointe du foret (3,35 %). Ceci confirme que la vitesse d'avance, qui doit préférentiellement être minimale, est le paramètre qui a l'impact le plus significatif sur la résistance à la traction résiduelle. Il est important de souligner que le perçage des FFRP avec un foret étagé ne présentait qu'une augmentation très marginale de la résistance à la traction

résiduelle par rapport à celle du foret hélicoïdal. Lotfi et al. (2019) ont montré que le délaminage associé aux procédés de perçage est souvent le principal facteur dans la réduction de la résistance mécanique et structurelle des matériaux composites.

Dans leur étude sur le délaminage et sur les propriétés mécaniques des stratifiés, Haeger et al. (2016) ont percé des CFRP T800S/M21 à l'aide des forets étagés à géométrie variable en condition d'usure progressive. La qualité du trou a été caractérisée par le facteur de délaminage calculé sur la base des diamètres évalués grâce à des méthodes de contrôle non destructif (microscopie optique à faible grossissement optique [LM], C-scans à ultrasons [US] et tomographie [CT]). Ces chercheurs ont également effectué des tests de flexion en quatre points afin de mesurer l'impact du perçage sur la résistance à la flexion résiduelle. Leurs résultats qualitatifs et quantitatifs ont confirmé que l'angle de pointe du foret a un effet important sur le délaminage en « entrée » et en « sortie » de trou. Lors des essais mécaniques, ces chercheurs constatent que l'augmentation du facteur de délaminage est liée à la diminution significative de la résistance à la flexion résiduelle. Cependant, une corrélation linéaire (1:1) avec le facteur de délaminage n'a pu être établie en raison d'une large dispersion des valeurs de la résistance (figure 1.20).

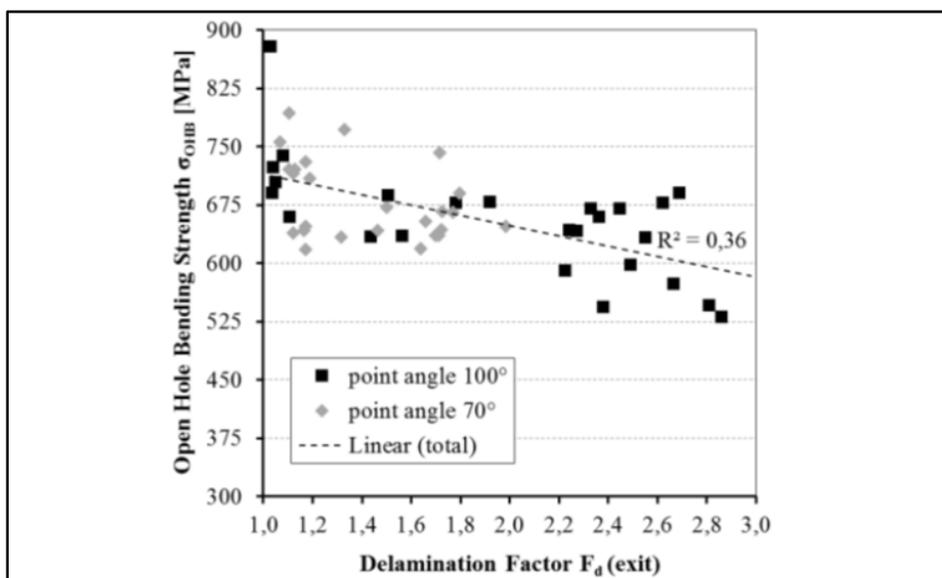


Figure 1.20 Résistance à la flexion avec trous ouverts versus facteur de délaminage de sortie du CFRP T800S/M21(Haeger et al., 2016)

1.5 Limites des études précédentes et objectif de cette recherche

Les NFC sont biodégradables, ont de bonnes propriétés mécaniques et ont un potentiel comparable à certains composites à fibres synthétiques. En effet, les densités des fibres naturelles utilisées dans les FFRP sont inférieures à celles du verre dans les GFRP et de plus, les deux composites ont des propriétés mécaniques comparables. De ce fait, les FFRP peuvent valablement viser des applications qui sont dominées aujourd'hui par les GFRP.

Dans les sections précédentes, le perçage est généralement nécessaire pour faciliter l'assemblage des pièces afin d'obtenir le produit final mais le délaminage reste le dommage majeur qui lui est associé. Les études traitant du procédé de perçage des CFRP et GFRP sont très nombreuses. Cependant, celles portant sur le perçage des FFRP demeurent très limitées et, les quelques études à ce sujet portent uniquement sur les effets des conditions de coupe et ne tiennent pas compte de la possibilité d'utiliser un support partiel. La grande majorité de ces études s'accompagnent d'expériences de perçage avec « back plate », il est donc nécessaire de développer des dispositifs et des procédures adaptés afin de permettre la réduction du délaminage induit par le perçage sans avoir besoin d'utiliser un support préperçé pour soutenir les plis inférieurs de la plaque stratifiée lors de l'opération de perçage.

Le but de cette présente étude est d'évaluer l'efficacité d'un dispositif de perçage avec support partiel qui vise à obtenir des trous de qualité comparable à ceux obtenus avec le support préperçé traditionnel (figure 1.21). En effet, le dispositif qui est illustré par la figure 1.22 ne sera pas dédié à une répartition spécifique des trous comme le support préperçé, mais permettra plusieurs variétés de répartitions des trous lors du perçage. De ce fait, les coûts additionnels causés par la fabrication du support préperçé n'existeront plus et l'espace industriel qui est encombré par plusieurs variétés de supports préperçés pourra être exploité à d'autres fins. L'étude portera sur le perçage des plaques minces FFRP UD à l'issue duquel, les conditions optimales de coupe seront proposées dans une configuration de montage avec support partiel.

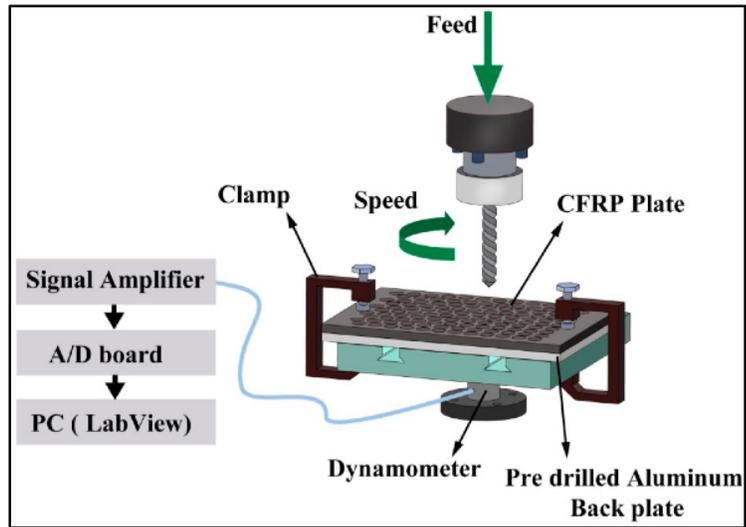


Figure 1.21 Procédé de perçage avec support prépercé (Ashrafi et al., 2016)

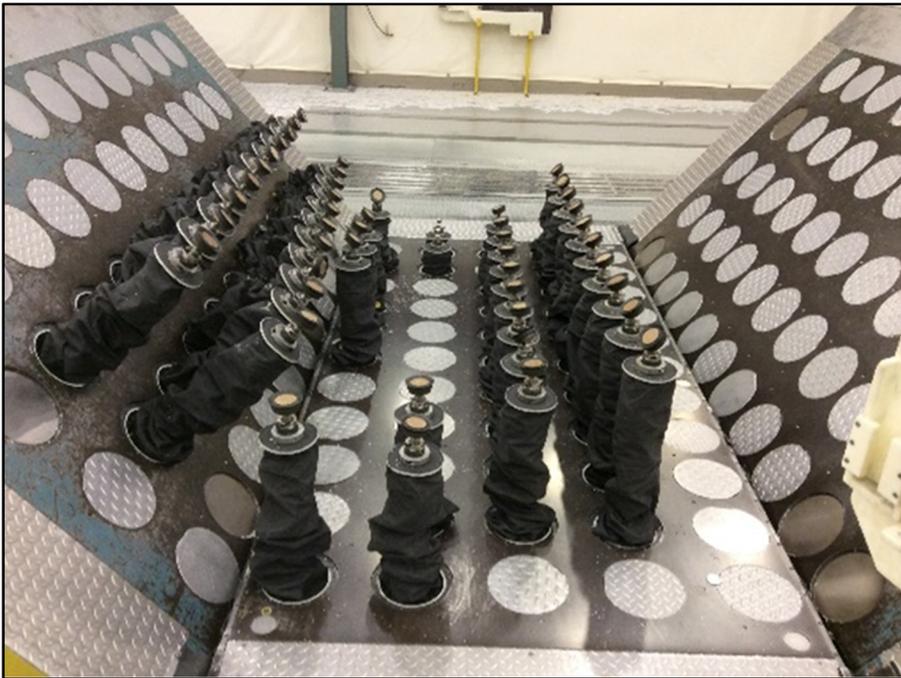


Figure 1.22 Support partiel

CHAPITRE 2

MÉTHODOLOGIE ET DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL

2.1 Introduction

Dans cette étude, plusieurs expériences sont réalisées dans le but de passer d'une opération de perçage avec support prépercé vers une opération de perçage avec support partiel soit sans « back plate ». Dans le reste du texte on référera au terme « support » faisant référence à un support avec plaque d'appui total de type « back plate » et au terme « support partiel » faisant référence à une plaque supportée en quatre points, telle la configuration de type montage flexible « pogo » (figure 2.1). L'un des objectifs est de sélectionner des conditions de coupe qui permettront de réaliser les trous de meilleure qualité en perçage avec support, et d'utiliser ces conditions de coupe pour réaliser des opérations de perçage avec support partiel. L'autre objectif est de faire un modèle simplifié par éléments finis du perçage avec support partiel, ceci afin d'avoir des déflexions prédites et de les comparer aux déflexions expérimentales. Enfin, des essais de flexion sont proposés pour étudier l'influence des conditions de coupe sur les propriétés mécaniques en flexion. Ce chapitre décrit les procédures expérimentales qui ont été suivies et respectées ainsi que le dispositif expérimental qui a été utilisé dans le cadre des expériences.

Toutes les expériences réalisées dans le cadre de cette recherche sont effectuées sur des plaques de stratifié FFRP UD. L'évaluation du niveau de qualité (rugosité, délaminage et rupture des fibres) des trous est critique pour cette étude parce que c'est à partir des paramètres de perçage des trous de meilleure qualité que l'expérience de perçage avec support partiel sera réalisée.

Ce chapitre décrit les procédures expérimentales qui ont été suivies et respectées ainsi que le dispositif expérimental qui a été utilisé dans le cadre des expériences.



Figure 2.1 Configuration de type montage flexible « pogo »

2.2 Procédure expérimentale

Afin d'atteindre le but visé par ce mémoire depuis la préparation du matériel jusqu'à la réalisation des différents expériences et tests mécaniques, il a fallu s'inspirer des travaux similaires et pertinents se trouvant dans la littérature pour les cas existants. Pour y parvenir, plusieurs étapes ont été réalisées en fonction des expériences ou essais de cette étude.

Les étapes du perçage avec support (PAS)

La procédure d'expérimentation du PAS illustrée par la figure 2.2 a été faite à travers les étapes suivantes :

- Moulage et préparation de la plaque éprouvette ;
- Préparation de la configuration du montage avec support total ;
- Réalisation des opérations de perçage sur la plaque éprouvette ;
- Sélection des paramètres de coupe les plus pertinents.

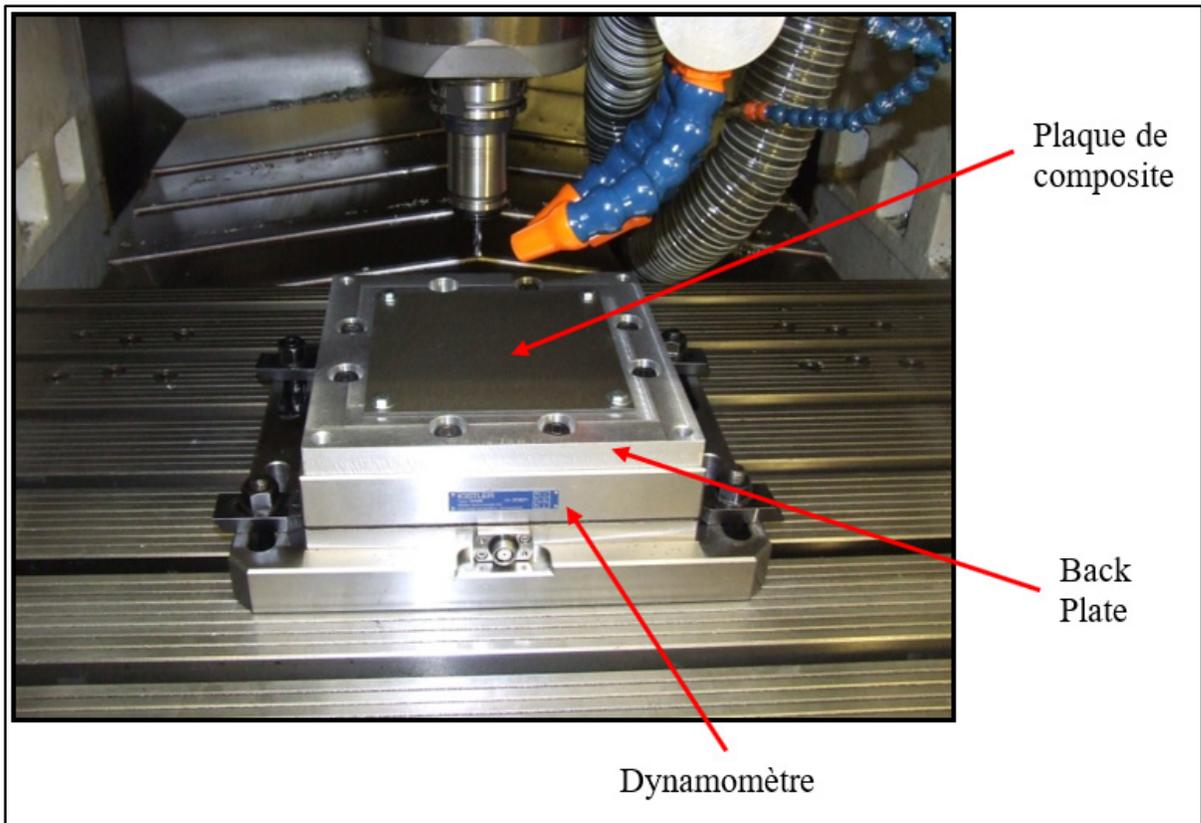


Figure 2.2 Procédé de perçage avec support total

Les étapes du perçage avec support partiel/sans support (PSS)

La procédure d'expérimentation du PSS illustrée par la figure 2.3 a été effectuée à travers les étapes suivantes :

- Moulage et préparation des plaques éprouvettes ;
- Préparation de la configuration du montage avec support partiel ;
- Perçage sur chaque plaque éprouvette ;
- Détermination des distances d'appuis permettant de conserver la qualité des trous ;
- Modélisation simplifiée par éléments finis (ÉF) du perçage avec support partiel ;
- Comparaison des résultats expérimentaux et numériques.

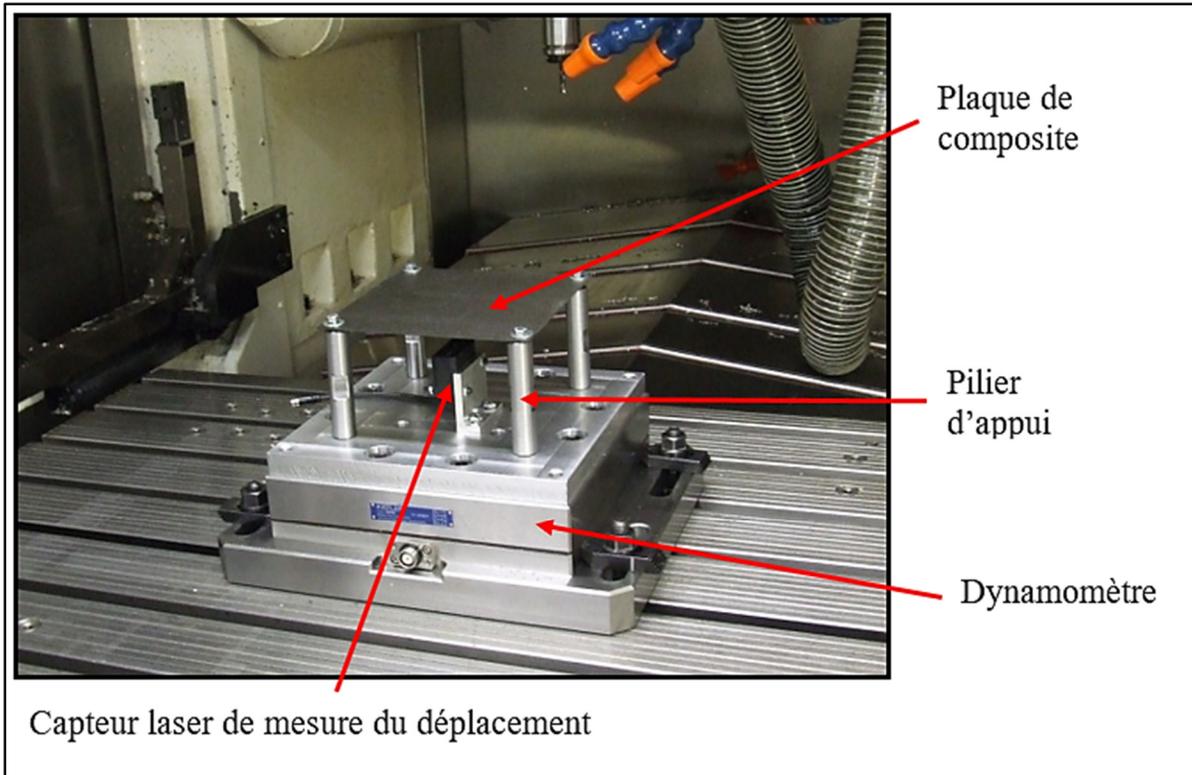


Figure 2.3 Procédé de perçage avec support partiel

Les étapes des essais de flexion 3-points

La procédure d'expérimentation du test de flexion 3-points illustré par la figure 2.4 a été effectuée à travers les étapes suivantes :

- Préparation des éprouvettes selon la norme ASTM D7264/D7264M-15 ;
- Réalisation des tests de flexion.

Les paramètres de coupe sous-entendent « paramètres de perçage » dans le cadre de cette étude et font référence à la vitesse de coupe et à la vitesse d'avance. Les expériences de type un seul facteur à la fois sont faites sur la base de deux vitesses. En effet, la valeur de la vitesse de broche est fixée et les essais sont réalisés en fonction des valeurs de la vitesse d'avance puis, la séquence est répétée autant de fois qu'il y a de valeurs de la vitesse de broche (plan factoriel complet).

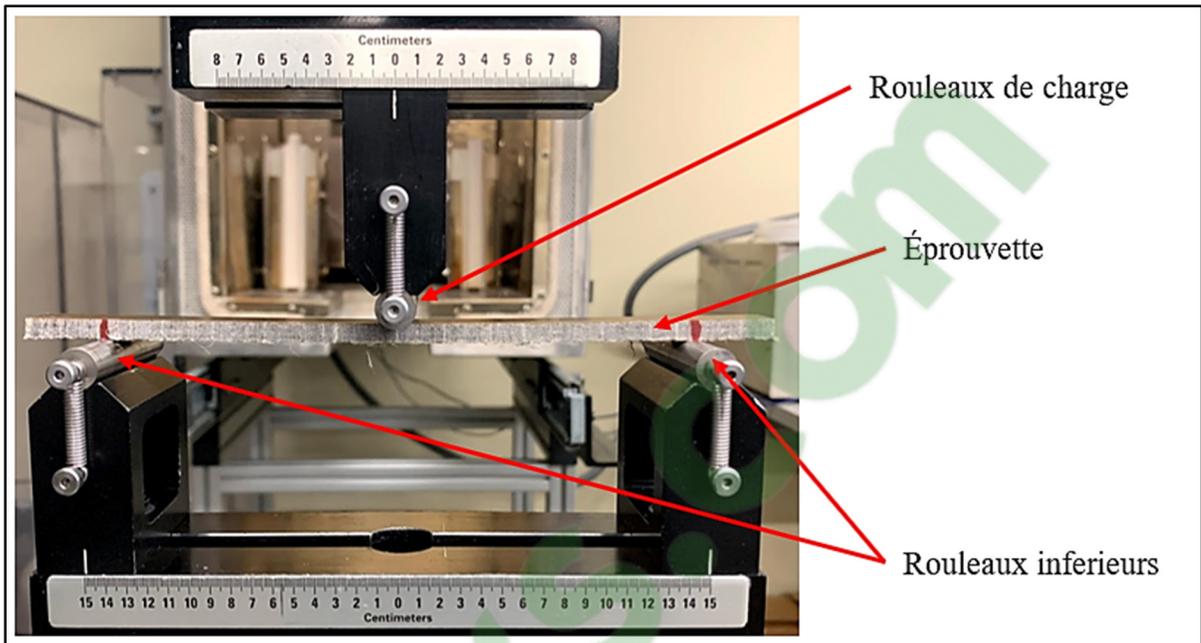


Figure 2.4 Procédé du test de flexion 3-points

Le nombre de répétitions des essais et la configuration des supports (support total et support partiel) dans les procédés de perçage contraignent le format des éprouvettes.

2.2.1 Matériau et fabrication des éprouvettes

Les objectifs environnementaux et économiques poussent les industries vers l'utilisation des matériaux composites à fibres naturelles. Les fibres de lin étant très disponibles sur le marché et ayant des propriétés mécaniques comparables à celles des fibres de verre, elles ont donc été choisies pour cette étude. Les propriétés mécaniques de ces échantillons ont été obtenues par Saadati et al. (2020).

Matériau

Les composites stratifiés qui sont utilisés dans ce mémoire ont été fabriqués à partir de rubans unidirectionnels de fibres de lin FlaxTape™ (de LINEO-France) ayant une densité de 200 g/m². La matrice est la résine époxy Marine 820 mélangée à un durcisseur Marine 824 (de ADTECH® Plastic Systems) ayant un ratio de 18 % en poids.

Les échantillons préparés pour le perçage ont été fabriqués à partir de 15 couches de fibres pour une épaisseur totale de 5,2 mm puis ont été moulés en utilisant le procédé de moulage par transfert assisté sous vide (pression d'injection de 60 psi). L'épaisseur des stratifiés a été calculée avec précision selon la procédure ASTM D3171 pour aboutir à un taux de fibres volumique (v_f) de 41 % dans tous les échantillons (Saadati et al., 2020).

D'après Saadati et al. (2020), la densité du composite lin/époxy final est de 1,2813 g/cm³ et ses propriétés mécaniques sont répertoriées dans les trois tableaux 2.1 à 2.4.

Tableau 2.1 Propriétés mécaniques en traction (Saadati et al., 2020)

	E_{11} (GPa)	ν_{12}	σ_{11}^{max} (MPa)	ϵ_{11}^{max} (%)	E_{22} (GPa)	ν_{21}	σ_{22}^{max} (MPa)	ϵ_{22}^{max} (%)
Moyenne	21.26	0.373	298.39	1.35	4.24	0.054	14.73	0.38
Écart-type	1.10	0.027	17.53	0.04	0.05	0.004	0.48	0.01

Tableau 2.2 Propriétés mécaniques en compression (Saadati et al., 2020)

	E_{11} (GPa)	ν_{12}	σ_{11}^{max} (MPa)	ϵ_{11}^{max} (%)	E_{22} (GPa)	ν_{21}	σ_{22}^{max} (MPa)	ϵ_{22}^{max} (%)
Moyenne	24.12	0.431	126.05	2.13	4.44	0.059	72.02	2.10
Écart-type	1.53	0.043	3.33	0.37	0.12	0.002	0.85	0.11

Tableau 2.3 Propriétés mécaniques en cisaillement (Saadati et al., 2020)

	G_{12} (GPa)	τ_0^{max} (MPa)	ϵ_{12}^{max} (%)	G_{21} (GPa)	τ_{90}^{max} (MPa)	ϵ_{21}^{max} (%)
Moyenne	1.92	44.67	5.00	1.95	25.08	1.58
Écart-type	0.16	2.10	0.00	0.14	2.93	0.17

Tableau 2.4 Propriétés mécaniques en flexion (Saadati et al., 2020)

	Module de Flexion (GPa)	Résistance de flexion (MPa)	Déformation ultime (%)
Moyenne	24.77	236.19	2.08
Écart-type	0.71	4.11	0.07

Pour les propriétés mécaniques en traction et en compression : E_{11} est le module d'élasticité longitudinale, E_{22} est le module d'élasticité transversale, ν_{12} est le coefficient de Poisson majeur dans le plan longitudinal, ν_{21} est le coefficient de Poisson majeur dans le plan transversal, ϵ_{11}^{max} est la déformation maximale dans la direction longitudinale, ϵ_{22}^{max} est la déformation maximale dans la direction transversale, σ_{11}^{max} est la contrainte normale maximale dans la direction longitudinale et σ_{22}^{max} est la contrainte normale maximale dans la direction transversale.

Pour les propriétés mécaniques en cisaillement : G_{12} est le module de coulomb dans le plan longitudinal perpendiculaire aux plis, G_{21} est le module de coulomb dans le plan des plis, τ_0^{max} est la contrainte de cisaillement maximale dans le plan longitudinal, τ_{90}^{max} est la contrainte de cisaillement maximale dans le plan transversal, ϵ_{12}^{max} est la déformation tangentielle maximale dans le plan longitudinal et ϵ_{21}^{max} est la déformation tangentielle maximale dans le plan transversal.

Les propriétés mécaniques en traction, en compression et en cisaillement seront nécessaires pour l'analyse par éléments finis tandis que les propriétés mécaniques en flexion seront nécessaires pour l'analyse des essais de flexion 3-points.

Préparation des échantillons

Pour les essais de perçage, les formats des éprouvettes pour perçage avec support (EPAS 0X) ont été imposés par la forme du support prépercé ou de type « back plate » tout en tenant compte des dimensions de la table dynamométrique. La même démarche est faite en ce qui concerne les formats des éprouvettes pour perçage avec support partiel (EPSS 0X). Les détails

techniques de la table dynamométrique se trouvent en annexe. L'éprouvette EPAS a été préparée en un unique modèle ($100 \times 300 \text{ mm}^2$) et les éprouvettes carrées du PSS avec supports équidistants dans les deux directions ont été préparées en trois modèles comme présentés dans le tableau 4.5.

Tableau 2.5 Modèles des éprouvettes EPSS et différentes distances d'appuis

Modèles des éprouvettes EPSS	Format	
	Dimension (mm^2)	Distance des trous pour appuis (mm)
EPSS 01	130×130	86
EPSS 02	200×200	158
EPSS 03	300×300	230

Cinq échantillons de plaques stratifiés ont été dédiés à cette étude pour fabriquer des éprouvettes prêtes à subir les expériences de cette étude. Les trous pour fixation des éprouvettes sur la machine-outil ont été usinés suivant deux configurations dont, la première se base sur la géométrie du support prépercé et la seconde sur la géométrie du support partiel. L'éprouvette EPAS 0X s'est vue attribuer dix-huit (18) trous centrés et répartis suivant une configuration rectangulaire tandis que, les éprouvettes EPSS 0X se sont vus attribuer quatre (4) trous centrés et repartis suivant une configuration carrée. Les figures 2.5 et 2.6 montrent les différentes éprouvettes qui ont été utilisées pour toutes les expériences de perçage de cette étude.

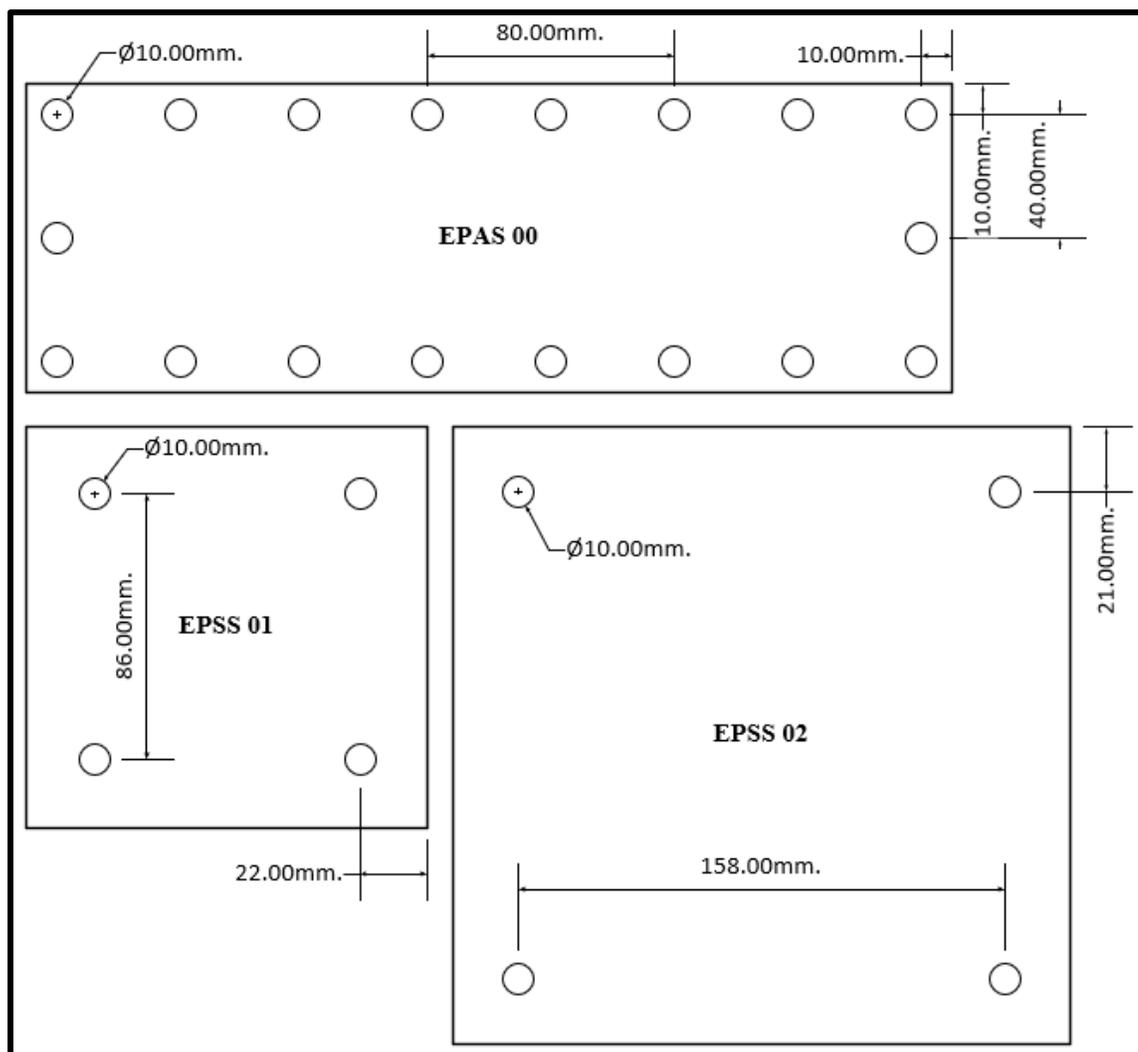


Figure 2.5 Épreuves EPAS 00, EPSS01 et EPAS 02

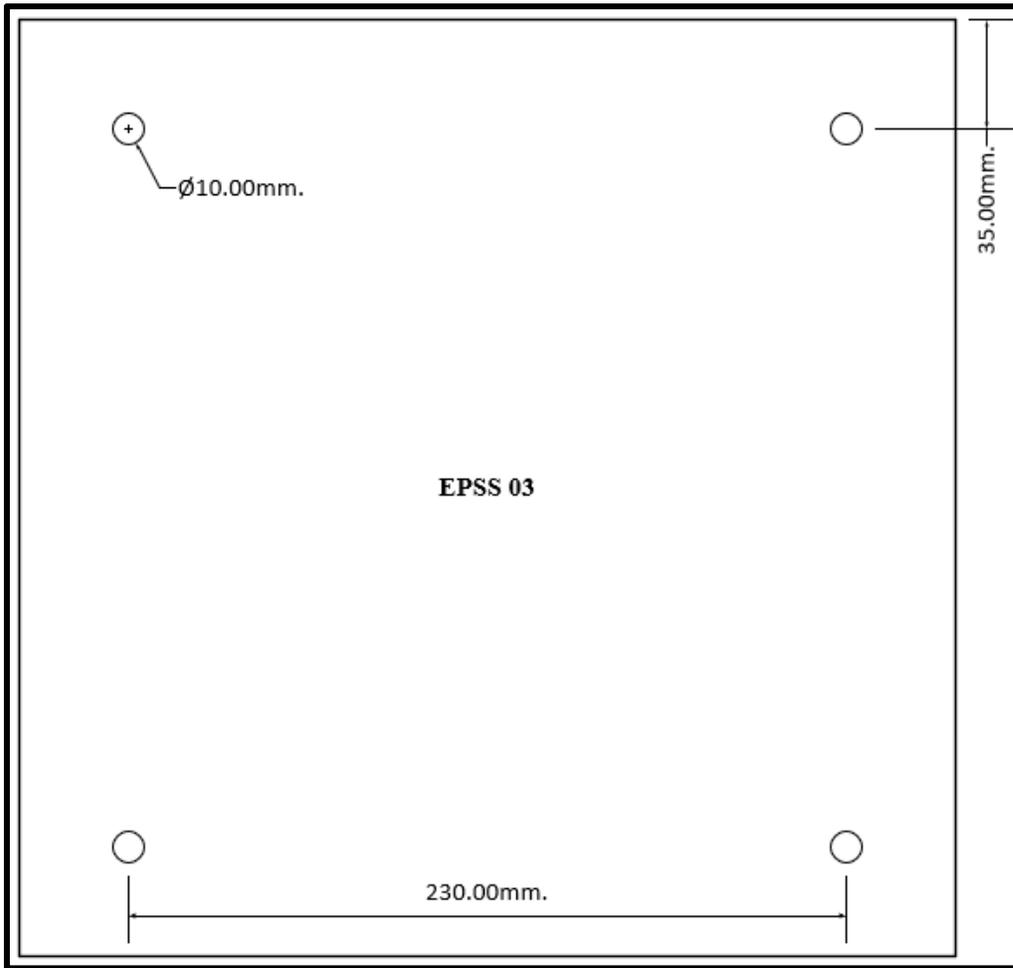


Figure 2.6 Éprouvettes EPAS 03

2.2.2 Usinabilité

Les recherches antérieures ont démontré que les conditions de coupe ont un impact sur le comportement en traction et en flexion des composites. Les études de perçage avec support des composite stratifiés ont été abordées dans la littérature et sous leur inspiration, une procédure de perçage avec support total a été élaborée. Cependant, l'absence d'études de perçage avec support partiel nous a amené à développer une procédure de perçage avec support partiel. Ces procédures sont présentées comme suit :

Procédure de perçage avec support total

- Percer à sec des trous ouverts sur l'éprouvette EPAS 00 en respectant les différentes conditions de coupe du plan d'expérience établi à cet effet ;
- Enregistrer les composantes de la force de poussée du foret ;
- Exécuter trois répétitions de perçage pour chaque condition de coupe.

Procédure de perçage avec support partiel (flexion libre)

- Percer à sec un trou ouvert au centre de chaque éprouvette EPSS 0X en respectant les conditions de coupe du plan d'expérience établi à cet effet ;
- Enregistrer les composantes de la force de poussée du foret ;
- Enregistrer les déflexions des différentes éprouvettes EPSS.

2.2.3 Paramètres de coupe et plans d'expérience

Les paramètres de coupe du tableau 2.6 utilisés dans le cadre de ce projet de recherche ont été sélectionnés à partir des études d'Abdul Nasir et al. (2019) ainsi que celles d'Abdul Nasir et al. (2015b) qui sont des recherches dans le domaine du perçage des plaques en FFRP.

Tableau 2.6 Paramètres de perçage avec le foret de diamètre fixe (perçage avec support total)

	Niveau			
Paramètres	1	2	3	4
Vitesse de broche N (rpm)	3000	6000	9000	
Vitesse d'avance f (mm/rev)	0,08	0,16	0,24	0,32

2.2.3.1 Perçage avec support total

Dans le procédé de perçage avec support total, l'objectif est tout d'abord d'analyser la qualité des trous percés et par la suite de choisir les conditions de coupe permettant les niveaux de qualité plus pertinents. Ces paramètres choisis seront utilisés dans l'étude du perçage avec support partiel.

Le plan d'expérience du tableau 4.7 a été établi à partir des paramètres de coupe du tableau 2.6. Ainsi, pour mettre en évidence l'impact de chacun des paramètres de coupe, ce plan factoriel complet a été développé sur la base d'une approche monoparamétrique qui consisterait à faire varier un seul facteur à la fois en gardant l'autre facteur constant.

Pour chaque condition de coupe du tableau 2.7, trois trous ont été percés soit un total de 36 trous sur l'éprouvette EPAS 00. Les valeurs de force de poussée ont été acquises à l'aide de la table dynamométrique 3 axes de la compagnie KISTLER, modèle 9255B (annexe II). Le foret a été changé après 2 conditions de coupe afin d'éliminer les effets d'usure d'outil. Un total de 6 outils a donc été utilisé.

Tableau 2.7 Plan d'expérience complet de 12 essais de perçage avec support

Essais	Vitesse de broche N (rpm)	Vitesse d'avance f (mm/rev)
1	3000	0.08
2	3000	0.16
3	3000	0.24
4	3000	0.32
5	6000	0.08
6	6000	0.16
7	6000	0.24
8	6000	0.32
9	9000	0.08
10	9000	0.16
11	9000	0.24
12	9000	0.32

2.2.3.2 Perçage avec support partiel

Dans le procédé de perçage des éprouvettes EPSS 0X, les objectifs sont de déterminer la distance d'appuis qui a le meilleur impact sur la qualité et de choisir les conditions de coupe qui permettent de conserver le niveau en qualité précédemment obtenu dans la configuration du perçage avec support total. La détermination des deux conditions de coupe permettant d'obtenir des trous de meilleure qualité dans le procédé de perçage avec support, a conduit à choisir ces conditions de coupe pour réaliser les essais de perçage avec support partiel. Pour chacune des deux conditions de coupe choisies (tableau 2.8), un seul trou a été percé au centre de chaque modèle des éprouvettes EPSS et la valeur de la force de poussée a été acquise puis enregistrée à l'aide de la table dynamométrique. Tel qu'illustré à la figure 2.3, un capteur de déplacement Keyence IL-030 avec un amplificateur Keyence IL-1000 a été monté sur cette table dynamométrique (annexe III).

Tableau 2.8 Combinaisons de paramètres à déterminer pour le perçage avec support partiel

Conditions de coupe choisies	Paramètres de coupe	
	Vitesse de broche N	Vitesse d'avance f
Condition 1	N_1	f_1
Condition 2	N_2	f_2

Le plan d'expérience du tableau 2.9 est établi à partir des conditions de coupe choisies (tableau 4.8) et des différentes distances des appuis partiels du tableau 4.5. Ainsi, pour mettre en évidence l'impact de chaque condition de coupe et celui de la distance d'appuis, ce plan factoriel complet a été développé sur la base d'une approche de type un facteur à la fois. Cette approche consiste à faire varier les conditions de coupe tout en conservant la distance d'appuis constant puis répéter cette séquence autant de fois qu'il y a de distance d'appuis.

Tableau 2.9 Plan d'expérience de 6 essais de perçage avec support partiel

Essais	Vitesse de broche (RPM)	Vitesse d'avance (mm/rev)	Distance des appuis (mm)
1	N_1	f_1	86
2	N_2	f_2	86
3	N_1	f_1	158
4	N_2	f_2	158
5	N_1	f_1	230
6	N_2	f_2	230

2.2.3.3 Essais de flexion

Pour mesurer la résistance à la flexion, quinze éprouvettes de plaque lin/époxy sont préparées selon les normes ASTM D7264/D7264M-15. Les dimensions des éprouvettes sont fixées par la norme suivant l'épaisseur « h » des plaques. Les quinze éprouvettes ont été divisées en trois groupes égaux dont deux ont subi une opération de perçage d'un trou centré (6 mm de diamètre) à l'aide des deux conditions de coupe du tableau 2.8 et les cinq autres n'ont subi aucune transformation. Les cinq éprouvettes avec trou au sein d'un même groupe ont été percées avec la même condition de coupe.

La norme ASTM mentionnée plus haut dispose d'une procédure A pour le test de flexion 3-points et d'une procédure B pour le test de flexion 4 points. Seule la procédure « A » est utilisée dans le cadre de cette étude.

Essais de flexion 3-points

Les essais de flexion 3-points sont réalisés en utilisant la machine de test MTS Alliance RF/200 (annexe IV) dont la sonde est calibrée à 1000 N et la vitesse d'avance à 1 mm/min pour fréquence d'acquisition est réglée à 10 Hz. La figure 2.7 montre les dimensions de découpe de toutes les éprouvettes. Les essais sont réalisés avec des rouleaux de diamètre 10 mm, soit un rouleau de chargement et deux rouleaux d'appuis simples visibles sur la figure 2.8 tirée de la norme.

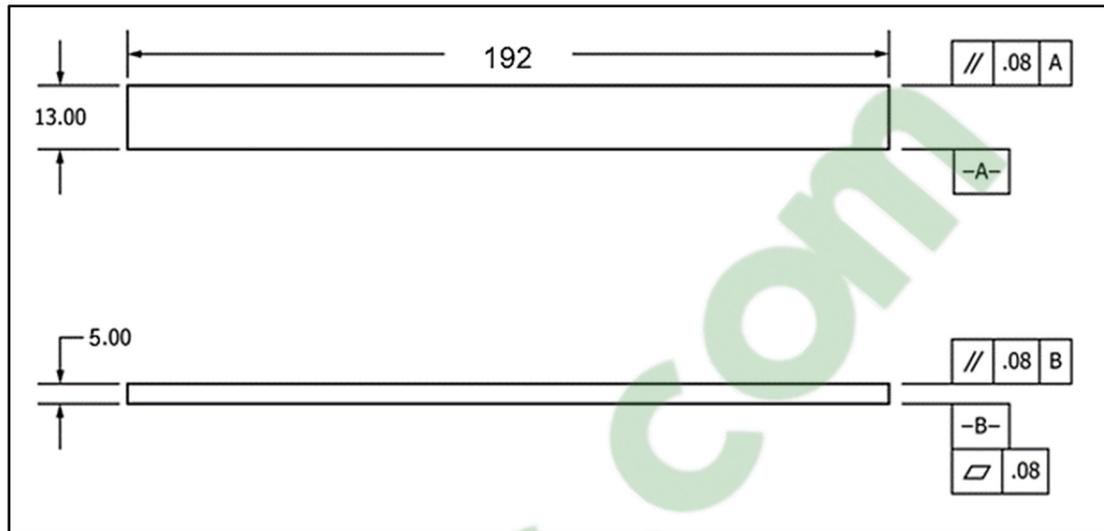


Figure 2.7 Dimensions des éprouvettes de flexion

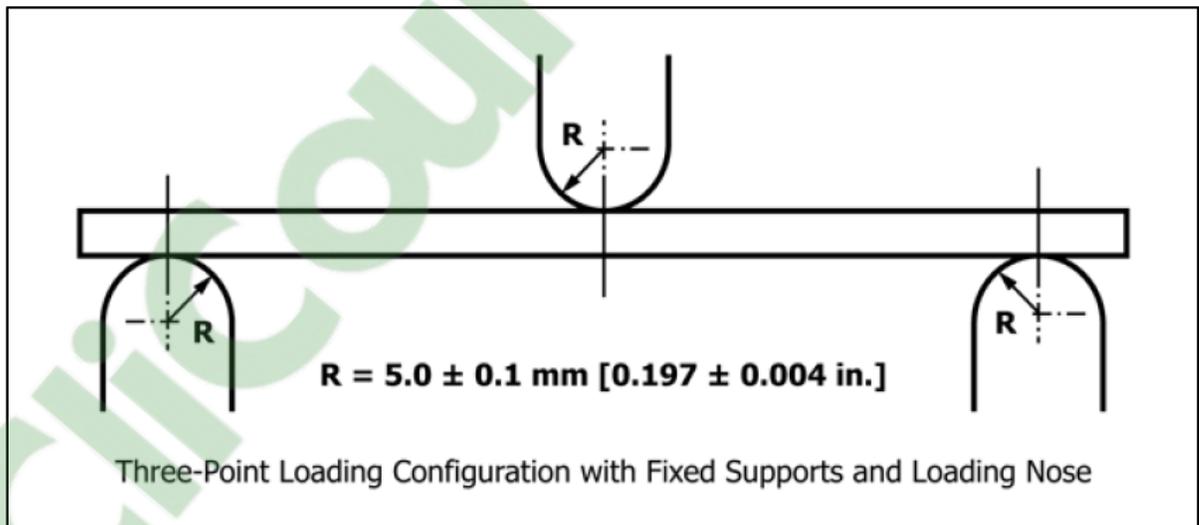


Figure 2.8 Montage de l'essai de flexion 3-points (ASTM D7264 / D7264M-15 procédure A)

Le tableau 2.10 récapitule les dimensions des éprouvettes et la valeur théorique de la distance entre les rouleaux inférieurs (Span) de l'essai de flexion 3-points.

Tableau 2.10 Dimensions des éprouvettes et Span pour les essais de flexion 3-points

Longueur L (mm)	Largeur b (mm)	Épaisseur h (mm)	Span S (mm)
$L = 1.2 \times S$	$b = 13$	h	$S = 32 \times h$
192	13	5.24	160

Cependant, la limite maximale du Span de la machine étant de 150 mm, l'entraxe des deux rouleaux inférieurs a été modifié à $S=150$ mm pour tous les essais.

Pour les calculs des contraintes maximales, des déformations maximales et des modules en flexion, la norme fournit les formules suivantes :

- L'équation (2.1) pour la formule de calcul de la contrainte maximale ;

$$\sigma_{max} = \frac{3 \times P_{max} \times L}{2 \times b \times h^2} \quad (2.1)$$

- L'équation (2.2) pour la formule de calcul de la déformation maximale ;

$$\varepsilon_{max} = \frac{6 \times \delta_{max} \times h}{L^2} \quad (2.2)$$

- L'équation (2.3) est la formule de calcul du module de flexion.

$$E_f^{chord} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} \quad (2.3)$$

Où σ_{max} est la contrainte maximale que supporte l'éprouvette (MPa), P_{max} est la charge maximale appliquée durant le test (N), L est l'entraxe des deux rouleaux inférieurs (mm), b est la largeur de l'éprouvette (mm), h est l'épaisseur de l'éprouvette (mm), ε_{max} est la déformation maximale (%), δ_{max} est la déflection maximale au point de charge (mm), E_f^{chord} est le module d'élasticité en flexion (MPa), $\Delta\sigma$ est la différence entre deux contraintes et $\Delta\varepsilon$ est la différence de déformation correspondante (normalement 0.002).

2.2.4 Précision des mesures

Une analyse statistique a été effectuée pour chacune des séries de données afin d'obtenir leur moyenne et leur écart-type. Ainsi, les graphes ont été tracés avec les moyennes et les écarts-types des différentes données.

- Pour l'analyse des données de la force de poussée, du facteur de délaminage et du taux de fibres non-coupées dans la configuration de montage avec support, l'opération de perçage a été répétée 3 fois pour chaque condition de coupe afin de prendre en compte la répétabilité des résultats ;
- Pour l'analyse des données de la force de poussée, du facteur de délaminage et des fibres non coupées dans la configuration de montage avec support partiel, l'opération de perçage a été unique pour chaque condition de coupe (distance d'appuis incluse) ;
- Pour l'analyse des données de l'état de surface, les mesures de rugosité ont été répétées 4 fois en des points différents du même trou.

2.3 Dispositif expérimental

2.3.1 Machine-outil

Tous les essais de perçage sur les éprouvettes ont été réalisés à sec avec la fraiseuse CNC 3 axes Huron K2X10 de la compagnie Huron Graffenstaden (annexe V). La vitesse de rotation maximale de la broche est de 28 000 tr/min avec une puissance de 30 kW. Cependant, seules les vitesses de 3000, 6000 et 9000 tr/min ont été utilisées dans cette étude. La force de poussée a été mesurée à l'aide de la table dynamométrique Kistler 9255B fixée sur la table de la fraiseuse et connectée à un amplificateur de charge Kistler® qui est quant à lui doté d'un module d'acquisition de données. Le signal obtenu a été converti et transmis à l'ordinateur via un convertisseur analogique-numérique et Matlab™ 2019 a été utilisé pour traiter les données mesurées.

2.3.2 Outil de coupe

Le choix de l'outil de coupe a été principalement fait sur la base des résultats expérimentaux de perçage des biocomposites renforcés de fibres de lin trouvés dans la littérature. Lotfi et al. (2019) ont conclu qu'un foret hélicoïdal HSS M2 (avec un angle de pointe de 118°) utilisé à une vitesse d'avance faible et à une vitesse de broche élevée provoque un délaminage minimal et permet une plus longue durée de vie de ce foret. Dans le perçage des FFRP, Abdul Nasir et al. (2015a), ont observé que le foret hélicoïdal HSS avec un angle de pointe de 118° et un angle d'hélice de 30° n'a pas d'impact sur les propriétés mécaniques (résistance en flexion et résistance en traction). De plus, Rezghi Maleki et al. (2018) ont conclu que le perçage des FFRP avec le foret hélicoïdal HSS permet un meilleur fini de surface.

Tenant compte des disponibilités sur le marché et de la littérature, le choix s'est arrêté sur le foret hélicoïdal HSS revêtu d'oxyde noir, de 6 mm de diamètre avec un angle de pointe de 118° et un angle d'hélice de 30° .

Afin de s'assurer de la qualité de l'usinage et d'éliminer les contraintes ou les interprétations liées à l'usure de l'outil, bien que le lin soit de nature non-abrasif selon Zimmiewska et al. (2013), des vérifications de l'usure de l'outil (figure 2.9) à l'aide du microscope digital séries VHX-500 KEYENCE ont été faites pour les forets utilisés dans cette étude.

À l'issue de ces observations, il a été décidé d'utiliser un foret pour deux essais (soit six trous) dans le procédé de perçage avec support et d'utiliser un foret pour chaque essai (soit un trou) dans le procédé de perçage avec support partiel. De ce fait, une douzaine de forets a été nécessaire.

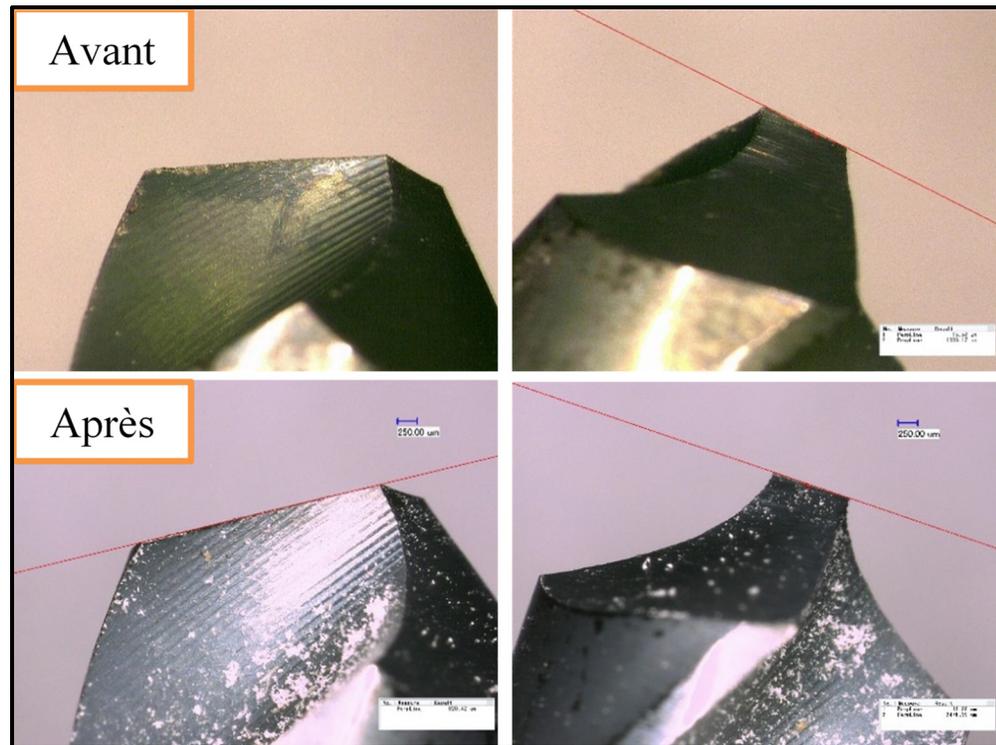


Figure 2.9 Forme de l'outil avant et après utilisation

2.3.3 Analyse des défauts

La qualité des trous a été caractérisée par la rupture des fibres, la rugosité et le délaminage qui sont les principaux défauts induits lors du perçage des éprouvettes. Aux fins d'une évaluation efficace de la qualité des trous, la méthode d'analyse de chaque défaut induit est présentée en détail dans les sous-sections suivantes.

2.3.3.1 Le délaminage et la rupture des fibres

Le délaminage correspond au décollement ou à la décohésion des plis du stratifié pendant l'opération de perçage et précisément lors des mouvements mécaniques du foret. La rupture des fibres correspond aux fibres libres cassées qui sont au bord du trou ouvert côté « entrée » et côté « sortie » du foret. La mesure de ces deux types de défauts a été faite grâce à l'utilisation d'un microscope et d'un logiciel de traitement d'image.

Délamination

Selon Feito et al. (2014), le serrage a un impact sur le facteur de délamination lorsque le diamètre de la surface libre est inférieur à 5 fois le diamètre du foret dans le procédé de perçage des CFRP. Cependant, le serrage des plaques est éloigné de la position des trous dans cette étude donc ne devrait pas être un problème. Le facteur de délamination dans les composites stratifiés a été calculé en mesurant la taille du trou et en évaluant la zone endommagée autour du trou après l'opération de perçage. Ces calculs basés sur les diamètres, ont été effectués en utilisant des méthodes de contrôle non destructif comme la microscopie et l'analyse d'image pour évaluer la zone endommagée.

Le facteur de délamination sur la base des diamètres a été calculé à l'aide de l'équation (2.4) :

$$F_d = \frac{D_{\max}}{D_{\text{nom}}} \quad (2.4)$$

Où F_d est le facteur de délamination, D_{\max} est le diamètre maximal de la zone endommagée et D_{nom} est le diamètre du trou (Davim & Reis, 2003).

Le logiciel Image J[®] et le microscope digital séries VHX-500 KEYENCE du LIPPS (annexe VI) ont été utilisés pour évaluer le diamètre maximal de la zone endommagée (figure 2.10). La machine à mesurer les coordonnées Crysta Apex C (annexe VI), a été utilisée pour mesurer les diamètres D_{nom} du trou percé. En fait, les diamètres D_{nom} en entrée et en sortie de chaque trou ont été évalués à des positions fixes sur la machine à mesurer les coordonnées (figure 2.11), c'est-à-dire :

- 1 mm en dessous de la face supérieure pour avoir le D_{nom} en entrée de trou ;
- 1 mm au-dessus de la face inférieure pour avoir le D_{nom} en sortie de trou.

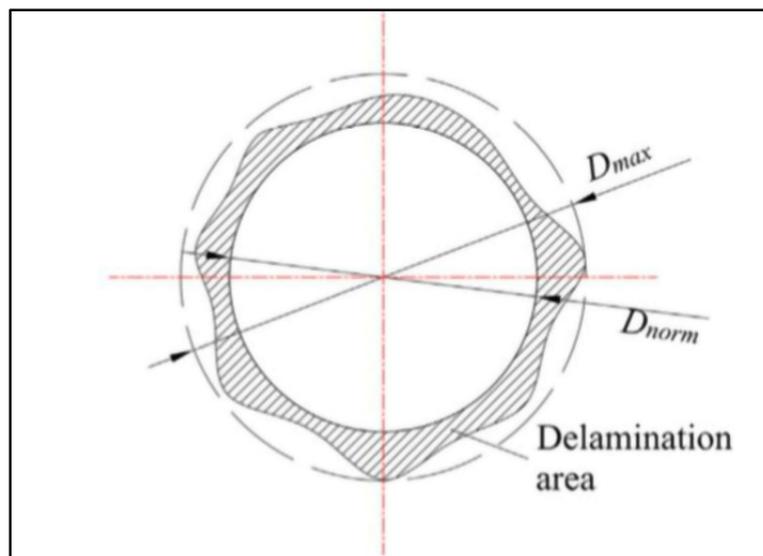


Figure 2.10 Mesure de la zone délaminée d'un trou à l'aide de l'image (Abdul Nasir et al., 2018)

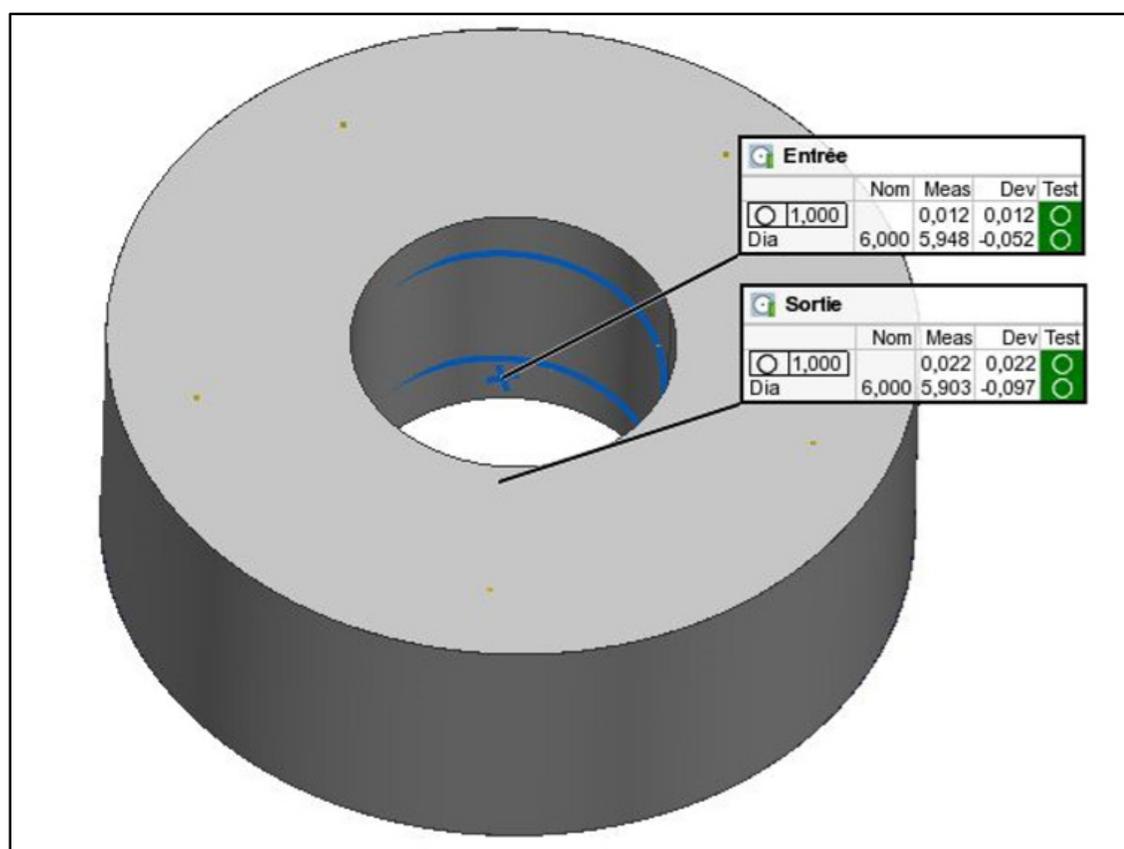


Figure 2.11 Évaluation du diamètre nominal sur la machine à mesurer les coordonnées

Rupture des fibres

Similairement au principe du délaminage, les fibres cassées des composites stratifiés ont été évaluées en utilisant la technique d'imagerie et d'analyse de pixels. L'aire de ces fibres est estimée en pixel par le logiciel Image J[®]. Le taux de fibres non-coupées dans les composites stratifiés a été calculé en mesurant l'aire du trou et en évaluant l'aire des paquets de fibres cassées de la zone endommagée autour du trou après l'opération de perçage. Ces calculs sur la base des superficies ou aires ont été faits en utilisant l'analyse d'image.

Le taux de fibres non-coupées sur la base des pixels a été calculé à l'aide de l'équation (2.5) :

$$F_{nc} = \frac{P_f}{P_{nom}} \quad (2.5)$$

Où F_{nc} est le taux de fibres non-coupées (%), P_f est le nombre de pixels de l'aire des fibres cassées et P_{nom} le nombre de pixels de l'aire du trou nominal.

Le logiciel Image J[®] a été utilisé pour évaluer le nombre de pixels P_f des fibres cassées et mesurer le nombre de pixels P_{nom} du trou percé.

En effet, les images initiales qui ont été traitées précédemment avec le logiciel Image J[®] pour quantifier le délaminage des trous, ont été traitées de nouveau pour étudier la rupture des fibres. L'analyse pixel (figure 2.12) consiste à mesurer en premier le nombre de pixels P_{nom} pour l'aire du trou, puis en second lieu mesurer le nombre pixels de l'aire d'une zone délimitée par les fibres et enfin faire une fonction logique AND des deux aires afin d'obtenir le nombre pixels $P = P_{nom} - P_f$ de l'aire de la zone délimitée par les bords du trou et les fibres cassées.

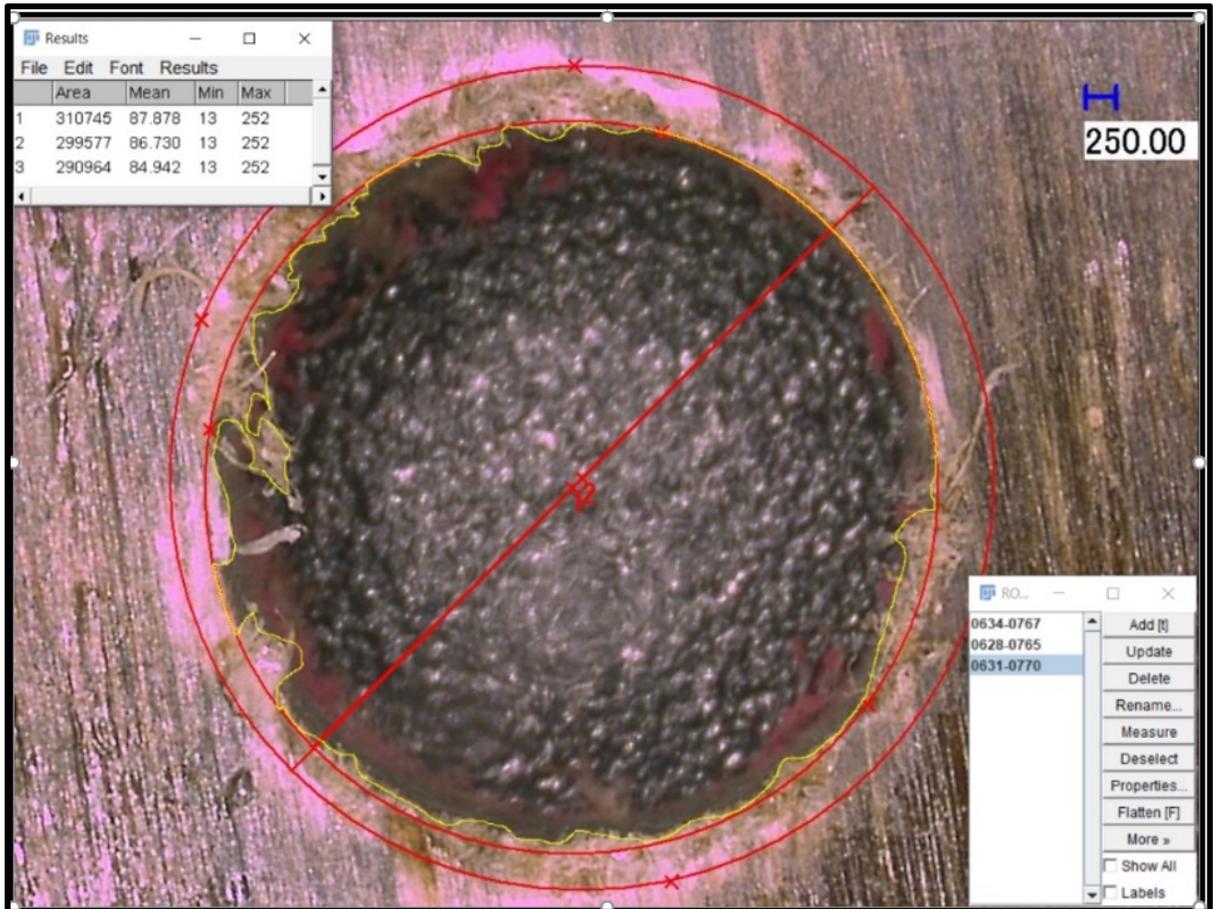


Figure 2.12 Illustration de l'analyse de pixels des fibres non coupées

2.3.3.2 La rugosité

Rugosité

La rugosité est une caractéristique de l'état de surface d'un matériau solide. Dans le cadre de cette étude, l'utilisation du rugosimètre MITUTOYO SJ-400 (annexe VII) va permettre d'apprécier les états de surface des trous percés. Cet appareil de mesure caractérisé par une résolution de 0,125 μm est lié à un logiciel d'acquisition SURFPAK-SJ pour permettre le traitement et la conversion des données. Le rugosimètre possède un pointeur sphérique en diamant de 2 μm de rayon avec une pointe de 90°.

Cette procédure de mesure sera réalisée après les prises d'images aux fins de l'analyse pixel. Avant de commencer la procédure de mesure, les surfaces des trous ont été soufflées à l'air comprimé pour éliminer les poussières et copeaux pouvant biaiser les résultats. Ensuite, des mesures préliminaires ont été réalisées afin d'identifier le meilleur filtre à appliquer. Le critère de rugosité mesurée a été la rugosité arithmétique (Ra) reprenant la valeur maximale entre les creux et les saillies sur la paroi cylindrique du trou. La longueur d'onde de coupure (λ_c) est finalement sélectionnée (tableau 4.11) selon les recommandations de la norme ISO 4287-1997.

Tableau 2.11 Paramètres du rugosimètre

Mesure de Ra (μm)	$2 < \text{Ra} \leq 10$
Valeur du Cut-off λ_c (mm)	0,8
Longueur de base λ_s (mm)	4
Nombre d'échantillons	5
Critère de sortie	Ra
Filtre	GAUSS

CHAPITRE 3

RÉSULTATS ET ANALYSES

Dans l'ensemble de la section des résultats, la technique de comparaison à partir de la valeur moyenne est utilisée afin de comparer les conditions de coupe les unes aux autres en termes de niveau de qualité produite (rugosité, délaminage et ruptures des fibres). La moyenne globale $\overline{M(X)}$ et l'écart type $S(X)$ de la série de mesures d'un dommage X (niveaux de qualité) sont calculés sur la base de toutes les conditions de coupe de l'expérience de perçage, soit 12 conditions pour le perçage avec support total d'une part et 6 conditions pour le perçage avec support partiel d'autre part. Le graphe représentant le dommage X en fonction des conditions de coupe a une zone verte qui recouvre entièrement les niveaux de qualité les plus pertinents. Ces niveaux pertinents de qualité se composent de l'ensemble des mesures expérimentales inférieures au premier niveau seuil $S_{i1}(X)$ du dommage X . Dans le souci de classer les mesures expérimentales du dommage X en 4 groupes de pertinence, un autre niveau seuil est introduit en plus de la moyenne qui a été calculée plus haut. De ce fait, l'équation 3.1 est la formule de calcul du premier niveau seuil tandis que l'équation 3.2 est celle du calcul second niveau seuil $S_{i2}(X)$.

$$S_{i1}(X) = \overline{M(X)} - S(X) \quad (3.1)$$

$$S_{i2}(X) = \overline{M(X)} - 0.5 \times S(X) \quad (3.2)$$

3.1 Analyse du perçage avec support

L'analyse du perçage avec support total se fonde sur un total de 36 trous percés à partir de 12 conditions de coupe soit 3 trous répétés par condition de coupe. Les résultats expérimentaux des effets des paramètres de coupe sur la force de poussée et sur le niveau de qualité en perçage sont présentés dans les sections suivantes.

3.1.1 Force de poussée

Le traitement du signal de la force de poussée permet d'obtenir ses composantes suivant les trois directions (x, y et z) de la table dynamométrique. Seule sa composante z est considérée dans cette étude car les deux autres restaient très faibles devant elle. Dans le reste du texte on référera au terme « force de poussée » faisant référence à cette composante z.

Un programme a été écrit dans Matlab TM pour traiter les signaux des forces de poussée et exporter les données traitées vers un fichier Excel qui a été créé à cette effet. La décrémentation ou échantillonnage du signal et le calcul de sa moyenne de la force de poussée sont faits dans l'environnement Matlab tandis que l'analyse de variance (ANOVA) et la construction des graphes sont faites avec le logiciel Excel.

En référence à la figure 3.1, la portion appelée zone de calcul, dont son début est maintenu un peu après le point B tandis que sa fin est maintenue un peu avant le point D, est le lieu de calcul de la moyenne de la force de poussée. Sur cette figure, « A » est le contact pièce-outil, « B » est le début du perçage, « C » est le plein perçage ou point de la force de poussée, « D » est la perforation du pli inférieur, « E » est la fin de course du perçage ou le début de la remontée du foret et « F » est la sortie du foret de la pièce.

À titre d'exemple, la figure 3.2 montre le signal et la zone de calcul de la force de poussée moyenne en fonction d'une condition de coupe fixée (6000 rpm et 0.08 mm/rev).

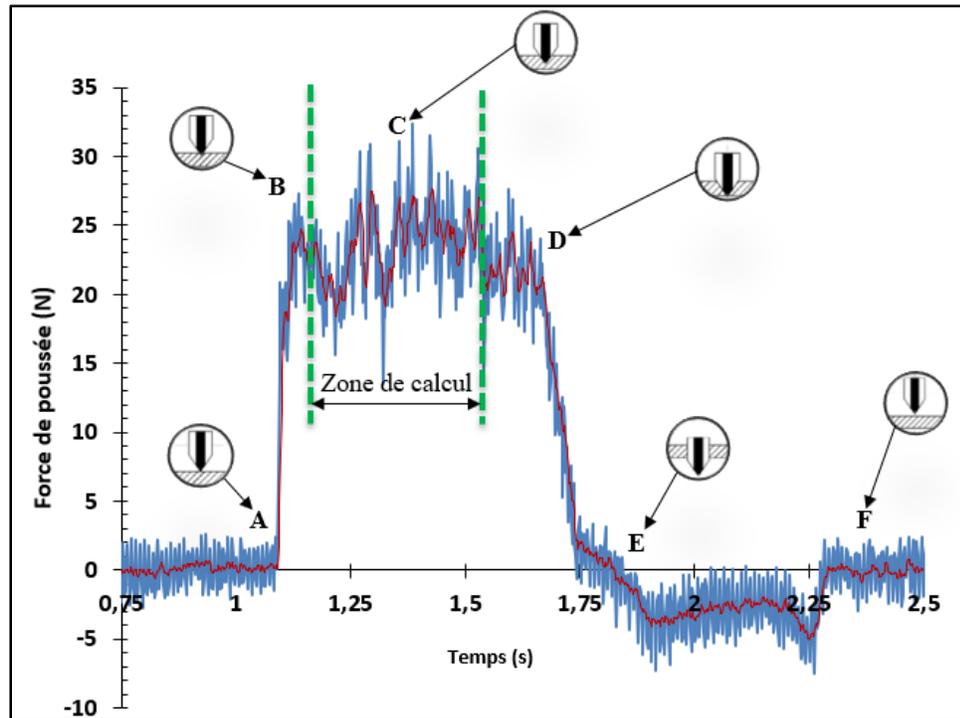


Figure 3.1 Différentes étapes du perçage sur le signal de la force de poussée

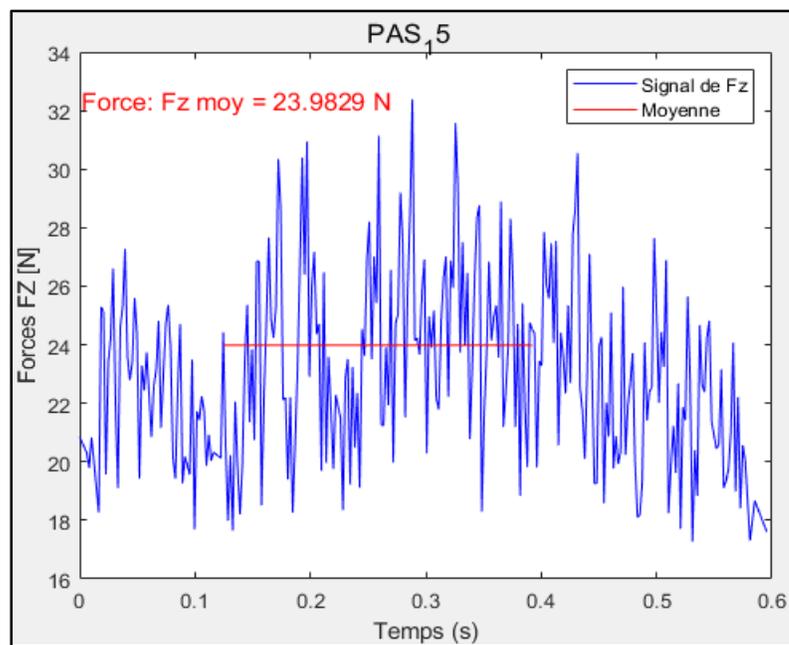


Figure 3.2 Résultat du calcul de la force de poussée moyenne

Effets de la vitesse d'avance sur la force de poussée

La figure 3.3 représente la variation de la force de poussée en fonction de la vitesse d'avance au cours de chacune des vitesses de coupe. Elle permet de conclure que la force de poussée moyenne croît avec la vitesse d'avance, ce qui correspond aux résultats d'Abdul Nasir et al. (2018) dans leurs études sur le perçage des FFRP avec une vitesse de broche de 3000 rpm. De plus, la même figure montre que la force de poussée moyenne décroît avec l'augmentation de la vitesse de broche pour toutes les vitesses d'avance sauf la plus petite de 0.08 mm/rev.

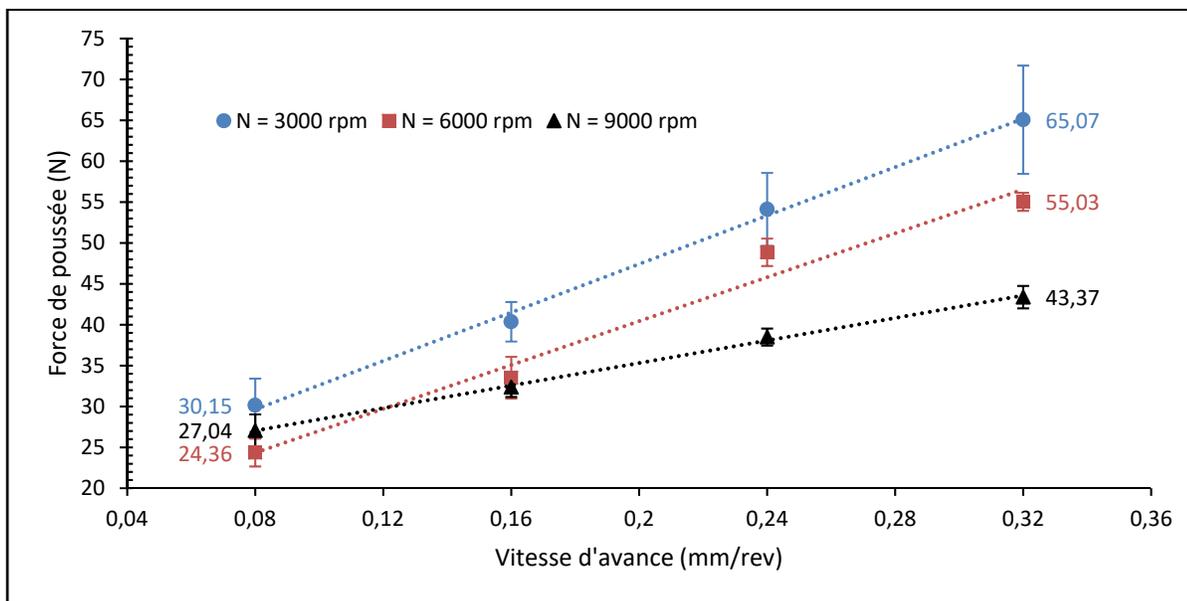


Figure 3.3 Effet de la vitesse d'avance sur la force de poussée moyenne

Effets de la vitesse de coupe sur la force de poussée

La figure 3.4 montre que la force de poussée moyenne décroît avec l'augmentation de la vitesse de broche pour chacune des vitesses d'avance, ce qui correspond aux résultats qui ont été rapportés par Lotfi et al. (2019) dans leurs études sur les effets de paramètres de coupe en perçage des biocomposites à fibres de lin. Tel qu'observé à la figure 3.3, cette figure indique que la force de poussée moyenne croît avec la vitesse de d'avance.

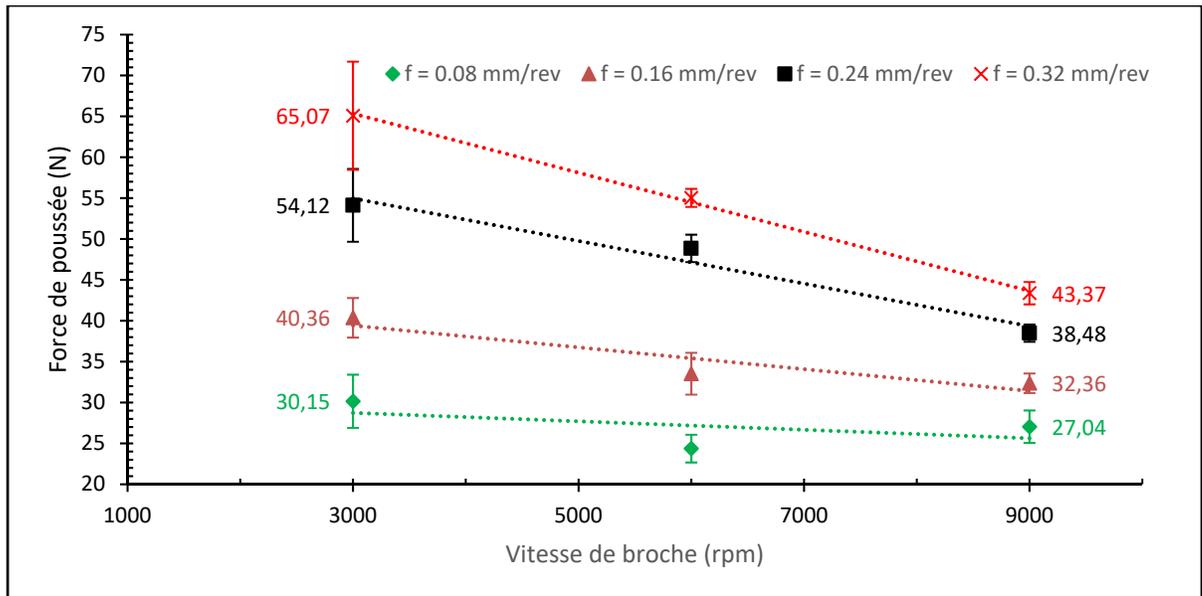


Figure 3.4 Effet de la vitesse de broche sur la force de poussée moyenne

Relation empirique entre les paramètres de perçage et la force moyenne de poussée

L'analyse de régression linéaire multiple a permis d'obtenir l'équation (3.3) de la force de poussée moyenne prédite en fonction de la vitesse d'avance et de la vitesse de broche.

$$F = 117.075f - 0.002N + 29.756, \quad R^2 = 0,924 \quad (3.3)$$

Où F est la force de poussée moyenne en newton (N), f est la vitesse d'avance en mm/rev et N est la vitesse de la broche en rpm.

Le coefficient R^2 de la régression linéaire multiple est assez proche de la valeur 1, ce qui permet de considérer cette équation comme un modèle de prédiction de la force de poussée. Les coefficients des paramètres de perçage (117.075 pour la vitesse d'avance et -0.002 pour la vitesse de broche) montrent que la vitesse d'avance a une très grande influence sur la force de poussée moyenne comparativement à la vitesse de broche. Abdul Nasir et al. (2019) ont tiré la même conclusion dans leurs études sur la force de poussée critique dans le perçage des FFRP.

Les résultats de l'ANOVA de la fonction de régression linéaire multiple, avec un niveau de confiance de 95 % sur sont présentés au tableau 3.1.

Tableau 3.1 Résultats de l'ANOVA de la régression linéaire multiple

<i>Statistiques de la régression</i>					
R	0.96101194				
R ²	0.92354395				
R ² Ajusté	0.90655371				
Erreur-type	3.84736049				
Observations	12				
ANALYSE DE VARIANCE					
	<i>Degré de liberté</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>Moyenne des carrés</i>	<i>F</i>	<i>Valeur critique de F</i>
Régression	2	1609.21456	804.607279	54.3573399	9.4483E-06
Résidus	9	133.219645	14.8021828		
Total	11	1742.4342			

3.1.2 Rugosité Ra

La rugosité arithmétique Ra de chaque trou a été mesurée en 4 points, pour un total de 12 mesures par condition de coupe (3 répétitions de trou par condition de coupe, chacun mesuré en 4 points). La rugosité moyenne et l'écart type de la rugosité ont été calculés sur la base des 12 mesures. À titre d'exemple, La figure 3.5 montre les signaux de mesure de la rugosité arithmétique Ra en deux points d'un même trou.

Concernant la rugosité, le calcul de la moyenne globale $\overline{M(Ra)}$ et de l'écart type $S(Ra)$ des rugosités est effectué sur la base des 12 rugosités moyennes calculées (soit à partir de 144 mesures). La zone verte recouvre entièrement les rugosités les plus pertinentes, c'est-à-dire les rugosités qui sont inférieures au premier niveau seuil $S_{i1}(Ra) = 3.74 \mu m$.

La figure 3.6 montre la rugosité moyenne en fonction des conditions de coupe ainsi que sa position par rapport à la moyenne globale des rugosités. Elle indique que la rugosité est en dessous de la moyenne globale pour la plupart des conditions de coupe.

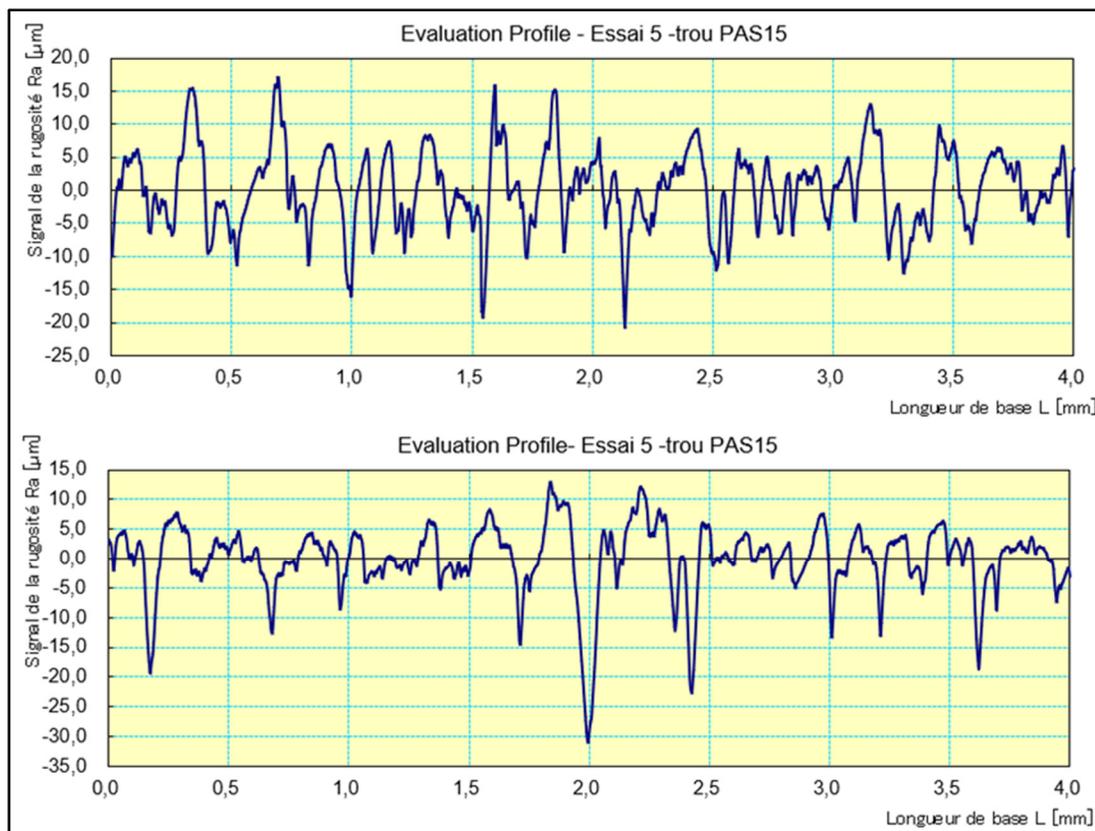


Figure 3.5 Signaux de mesures de rugosités en deux points d'un même trou

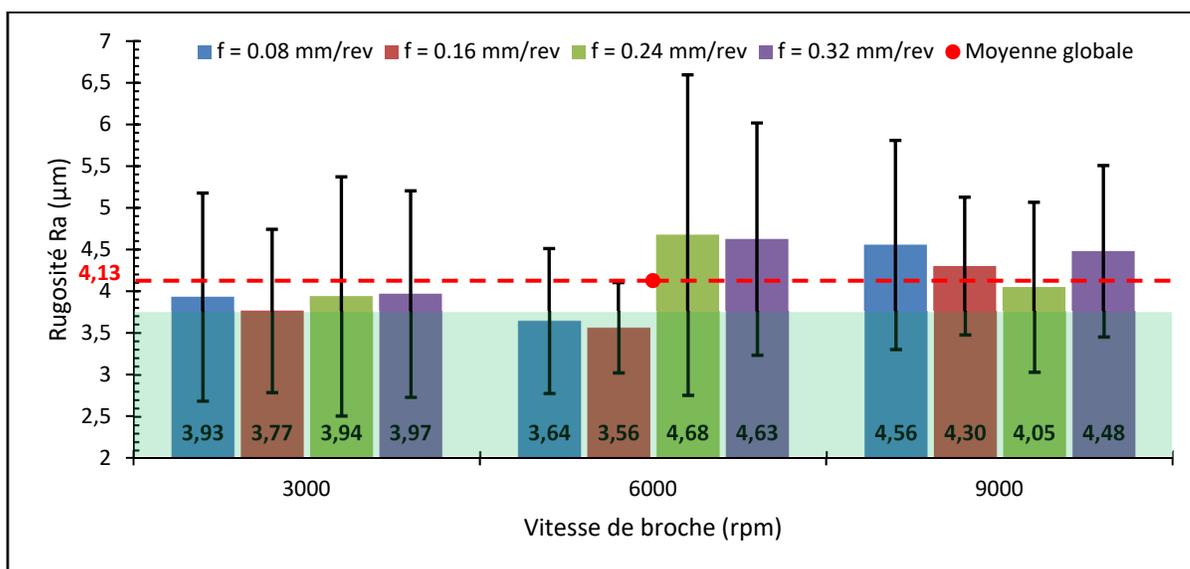


Figure 3.6 Rugosité en fonction des conditions de coupe - $\overline{M(Ra)} = 4.13 \mu\text{m}$

De meilleures rugosités sont observées pour des conditions de coupe proposant une vitesse de broche moyenne et une des deux plus faibles vitesse d'avance. Pour être plus explicite, il s'agit d'une vitesse de broche de 6000 rpm et une vitesse d'avance de 0.08 mm/rev ou de 0.16 mm/rev.

Par ailleurs, les écarts types de cette figure sont très significatifs, ce qui montre que les signaux de rugosité sont difficilement répétables. Ceci est généralement observé dans la littérature sur les composites malgré l'utilisation des meilleurs instruments de mesure disponibles. Donc cette analyse est limitée par la technologie actuelle de mesure de rugosité des composites.

Effets des paramètres de perçage sur la rugosité

La figure 3.7 montre que la rugosité n'est pas clairement une interprétation quant à l'influences des paramètres de coupe, ce qui correspond aux résultats de Rezghi Maleki et al. (2018). Ces auteurs ont ajouté que la rugosité de surface des FFRP était essentiellement influencée par le type de foret.

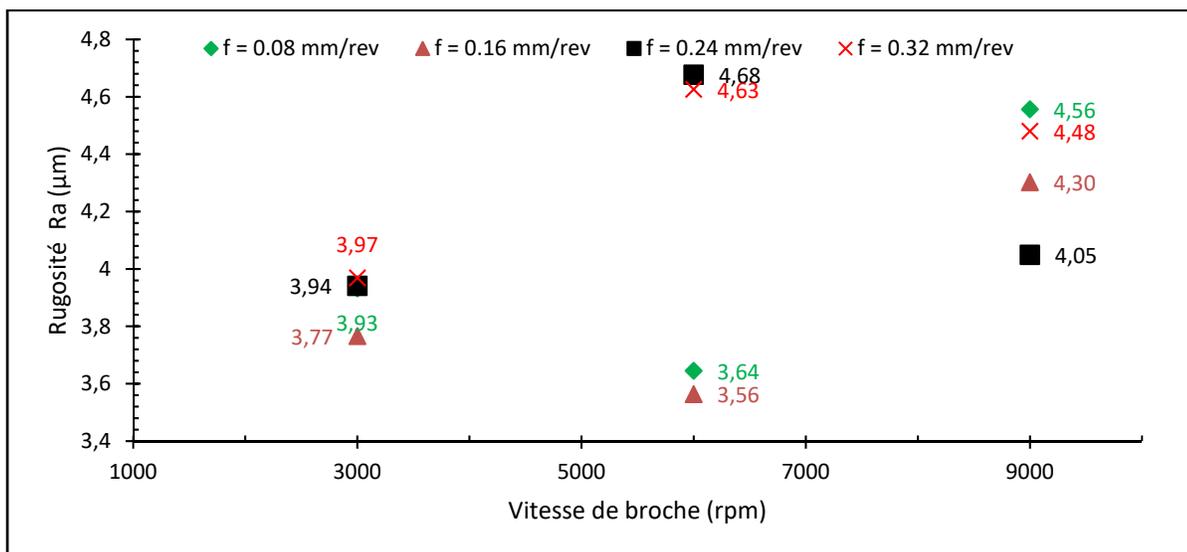


Figure 3.7 Effet de la vitesse de broche sur la Ra moyenne

La figure 3.8 montre que les rugosités moyennes induites lors du perçage avec une vitesse de broche faible (3000 rpm) sont meilleures en comparaison à toutes celles avec une vitesse de broche la plus élevée (9000 rpm). Cependant, lors du perçage avec la vitesse de broche moyenne, il est observé que les rugosités pour les deux plus petites vitesses d'avance sont significativement éloignées des autres.

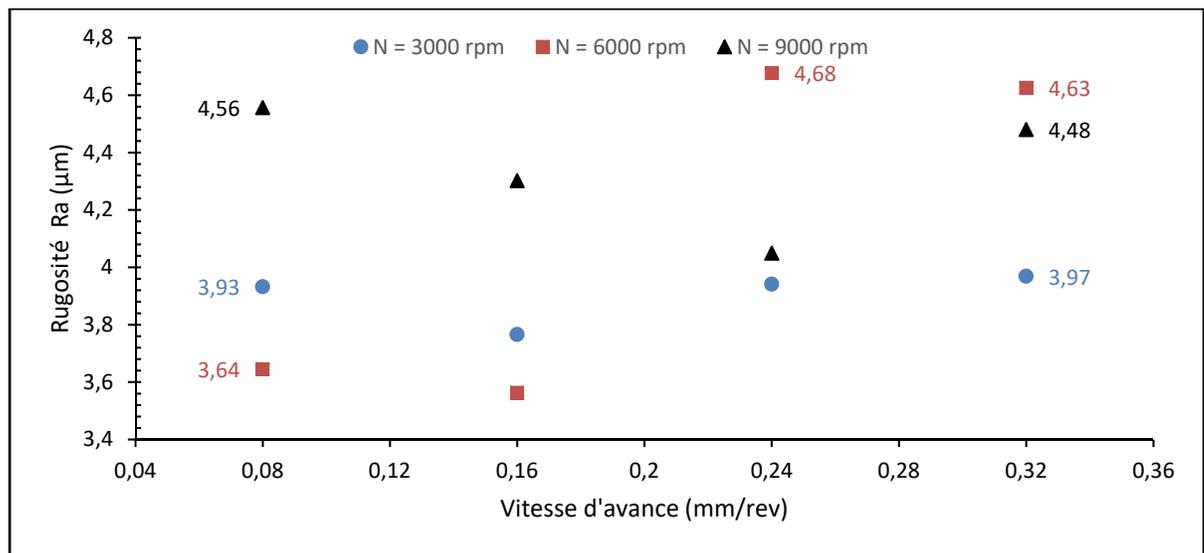


Figure 3.8 Effet de la vitesse d'avance sur la Ra moyenne

3.1.3 Facteur de délaminage

Le facteur de délaminage se calcule sur la base des diamètres comme mentionné dans le chapitre précédent. Puisque le perçage est répété trois fois par condition de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance), le délaminage moyen obtenu de la condition de coupe est la moyenne des trois délaminages qu'elle induit.

La figure 3.9 montre les images des mesures du diamètre des différents trous percés à partir de quatre conditions de coupe en fixant la vitesse de coupe et, de ne faire varier que la vitesse d'avance pour les 4 conditions. On observe que le délaminage en entrée de trou est minimal sous la plus faible vitesse d'avance. Le délaminage côté « entrée » est minimisé pour les trous percés à 6000 rpm sous 0.08 mm/rev.

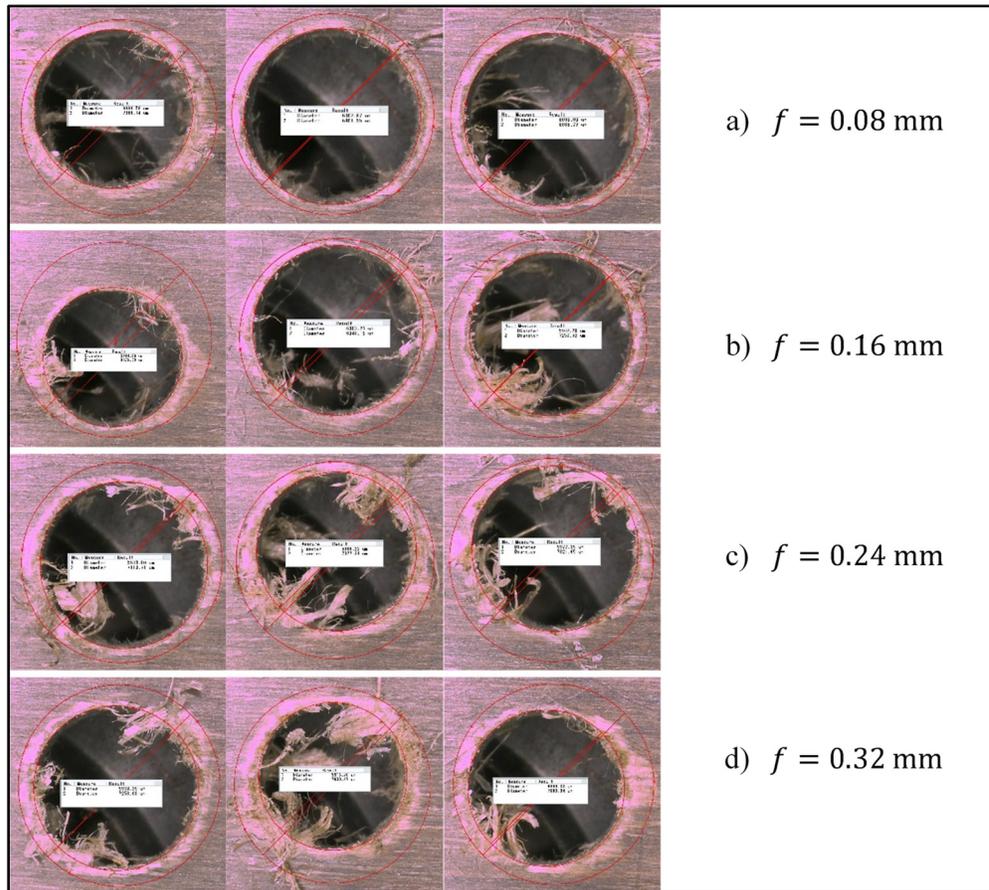


Figure 3.9 Délaminage en entrée des trous percés à 6000 rpm en fonction de l'avance

Les facteurs de délaminage moyens obtenus à l'entrée des trous en fonction des conditions de coupe sont représentés sur la figure 3.10. Celle-ci indique que la moitié des conditions de coupe a permis d'obtenir des facteurs de délaminage en dessous de la moyenne globale.

Le calcul de la moyenne globale $\overline{M(Fd_i)}$ et de l'écart type $S(Fd_i)$ des facteurs de délaminage est effectué sur la base des 12 facteurs de délaminage moyens calculés (soit à partir de 36 valeurs de Fd). La zone verte recouvre entièrement les facteurs de délaminage les plus pertinents, c'est-à-dire les facteurs de délaminage qui sont inférieurs aux premiers niveaux seuils $S_{i1}(Fd_e) = 1.206$ et $S_{i1}(Fd_s) = 1.160$ respectivement pour le côté « entrée » et le côté « sortie » de trou.

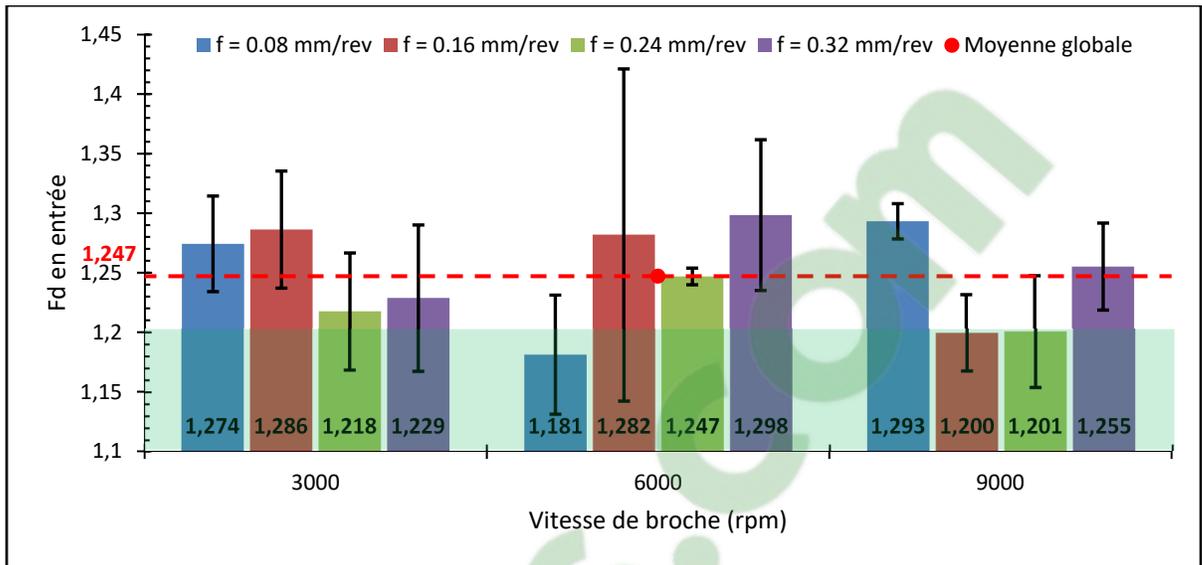


Figure 3.10 Facteurs de délaminage côté « entrée » en fonction des conditions de coupe - $\overline{M(Fd_e)} = 1.247$

Pour montrer les effets des différents paramètres de coupe sur le délaminage côté « entrée », les figures 3.11 et 3.12 sont dessinées. Ces figures restent mouettes quant à leur interprétation sur l'effet de chacun des paramètres. On observe que la vitesse d'avance critique pour un délaminage minimal est liée à la vitesse de coupe utilisée.

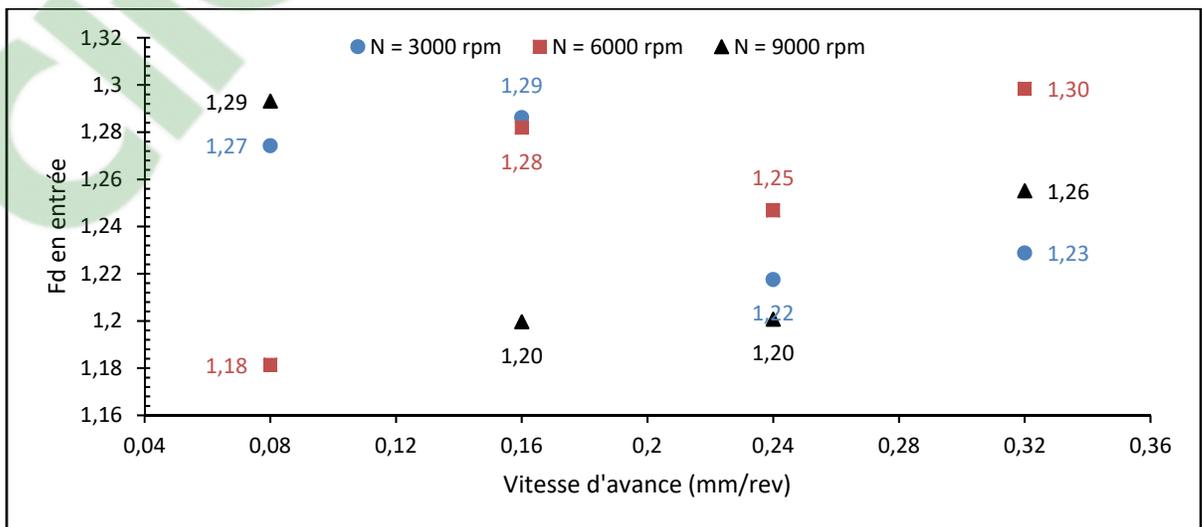


Figure 3.11 Effet de la vitesse d'avance sur le facteur de délaminage côté « entrée »

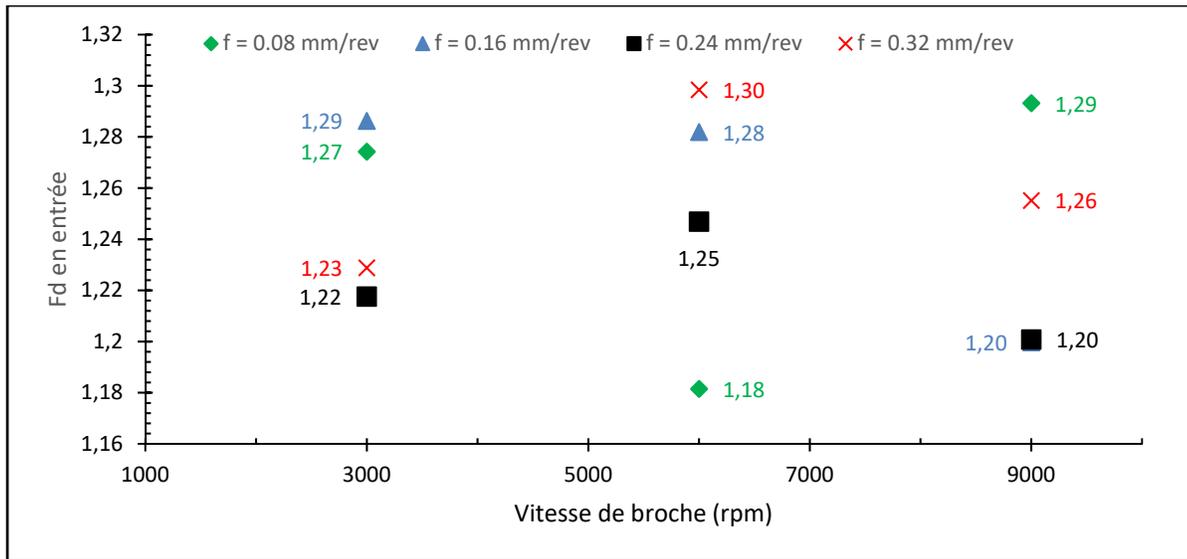


Figure 3.12 Effet de la vitesse de broche sur le facteur de délaminage côté « entrée »

L'aspect visuel selon lequel le délaminage côté « entrée » est minimisé pour les trous percés à la vitesse de broche de 6000 rpm sous la vitesse d'avance de 0.08 mm/rev est confirmé par ces figures.

Pailleurs, la figure 3.13 montre les facteurs de délaminage moyens obtenus en sorti en fonction des conditions de coupe. Cette figure montre que le délaminage côté « sortie » croît avec la vitesse d'avance lors du perçage avec des vitesses de coupe élevées (6000 rpm et 9000 rpm).

Dans l'objectif d'analyse de l'impact de la vitesse d'avance sur délaminage côté « sortie », la figure 3.14 montre que le facteur de délaminage côté « sortie » est minimisé pour la plus faible vitesse d'avance (0.08 mm/rev). L'augmentation de la vitesse de broche sous cette faible vitesse d'avance diminue d'avantage le facteur de délaminage côté « sortie ».

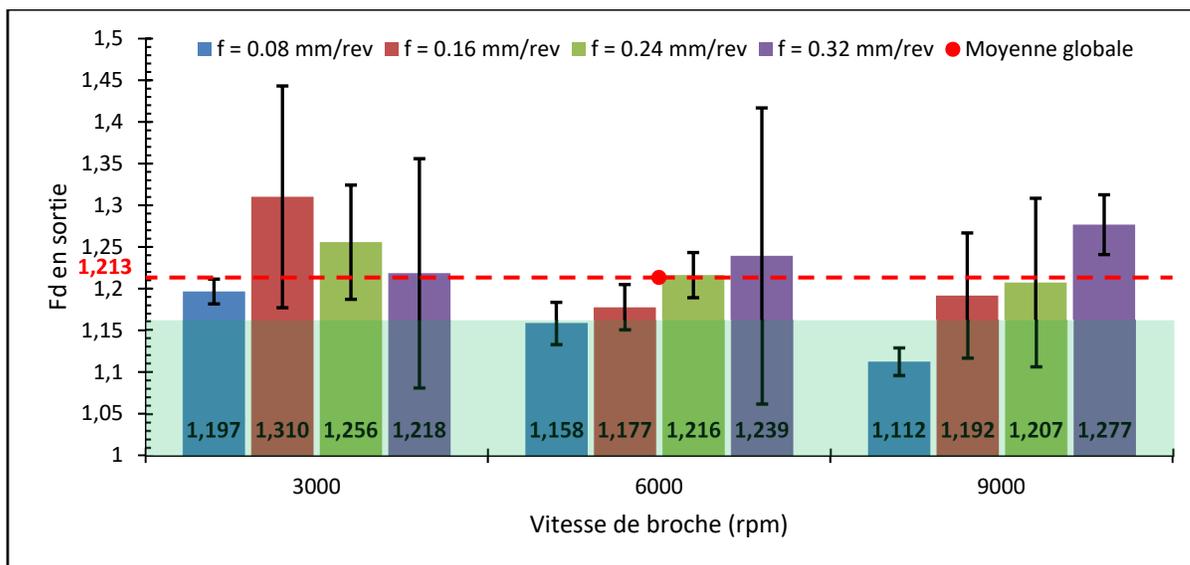


Figure 3.13 Facteurs de délaminage côté « sortie » en fonction des conditions de coupe -
 $\overline{M(Fd_s)} = 1.213$

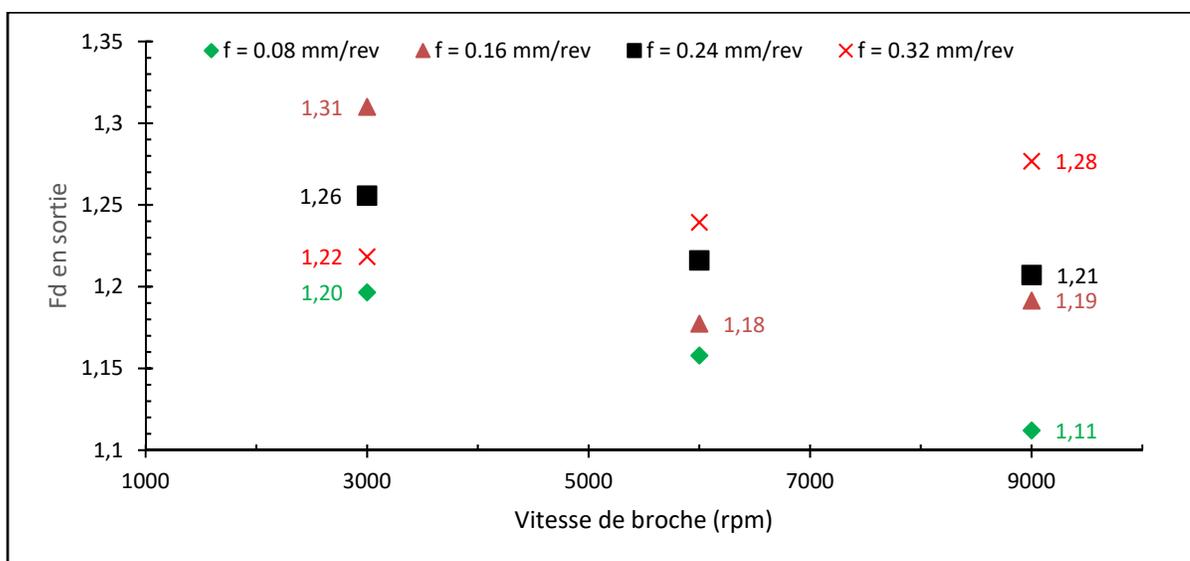


Figure 3.14 Effet de la vitesse d'avance sur le facteur de délaminage côté « sortie »

Les figures 3-15 et 3-16 montrent qu'il semble y avoir un lien direct entre force de poussée, vitesse d'avance et délaminage en sortie. Notamment pour la vitesse de broche de 3000 rpm mais aussi pour les autres vitesses de broche (6000 rpm et 9000 rpm), la forme des courbes est très similaire.

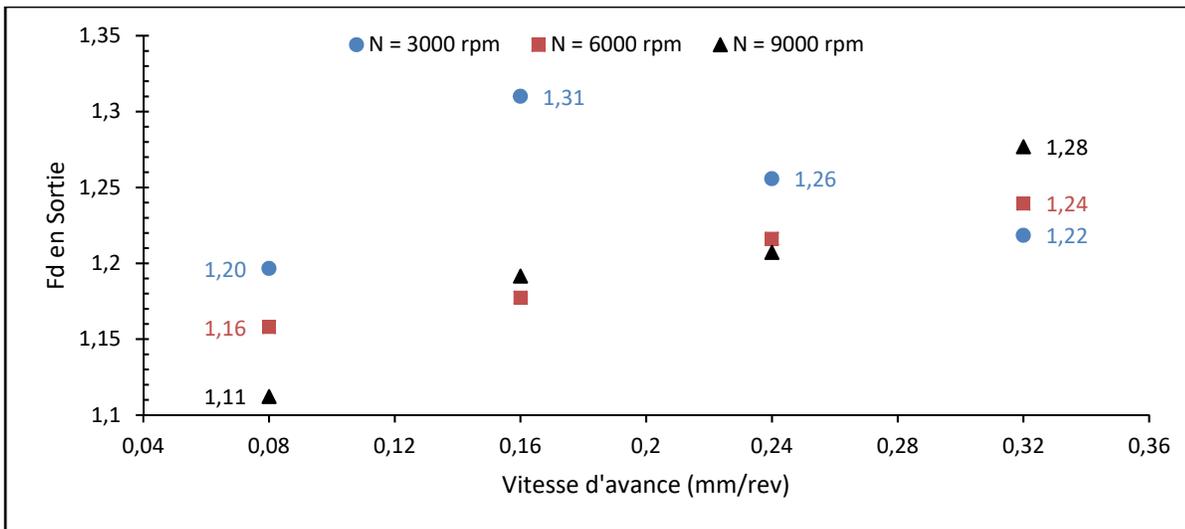


Figure 3.15 Effet de la vitesse de broche sur le facteur de délaminage côté « sortie »

Les études de Zitoune et Collombet (2007) et celles d'Al-wandi et al. (2017) ont démontré que la force de poussée cause le délaminage côté « sortie ». Ainsi, la figure 3.16 montre que le délaminage côté « sortie » croît avec la force de poussée à des vitesses de broche élevées.

Typiquement, pour les composites à fibres de lin, le délaminage est de cet ordre de grandeur. Ceci est confirmé par les résultats d'Abdul Nasir et al. (2019) dans leurs études sur le perçage des FFRP. Ces chercheurs ont constaté que les facteurs de délaminage en sortie de trou se situent entre 1.12 et 1.20 dans leurs expériences de perçage à une vitesse de broche de 6000 RPM sous des vitesses d'avance différentes (0.08, 0.16, 0.24 et 0.32 mm/rev).

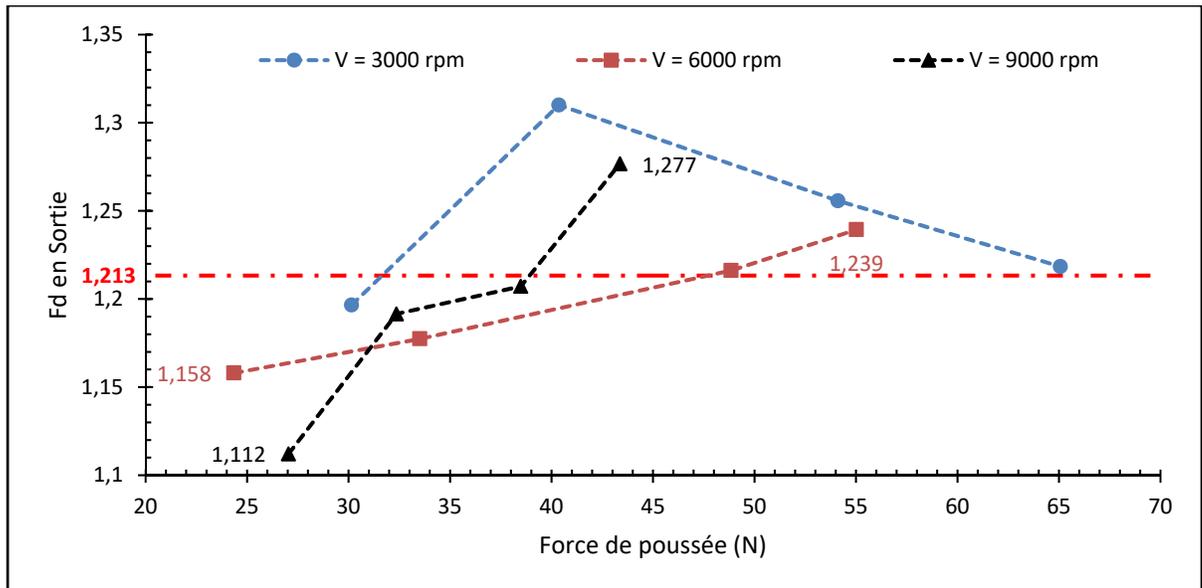


Figure 3.16 Impact de la force de poussée moyenne sur le délaminage côté « sortie »

3.1.4 Rupture des fibres

Dans la même démarche que le calcul du facteur de délaminage, le taux moyen de rupture des fibres obtenu à d'une condition de coupe est calculé sur la base des trois taux de fibres non-coupées obtenus pour la même condition de coupe (trois trous percés par condition de coupe).

La figure 3.17 montre les images de mesure des aires de fibres non-coupées des différents trous percés à partir de quatre conditions de vitesse d'avance à vitesse de coupe fixe de 6000 rpm. Il n'est pas évident d'observé les différences au niveau des ruptures des fibres en sortie du trou.

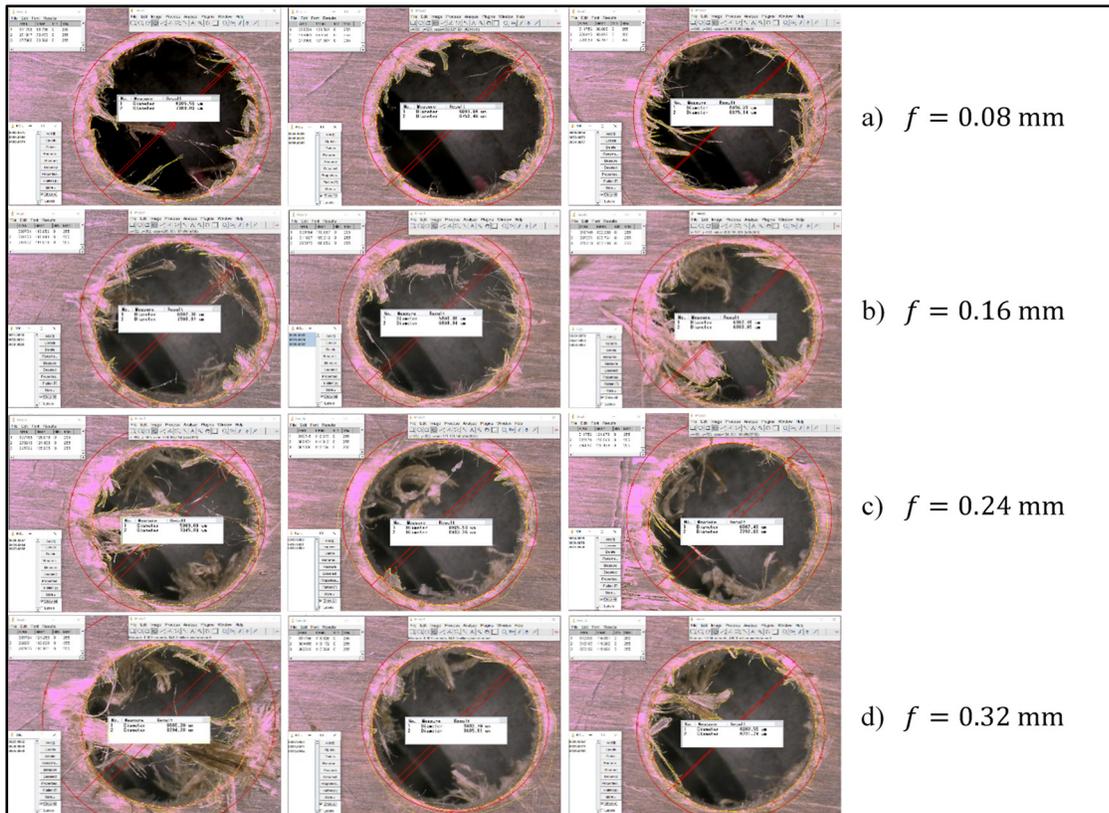


Figure 3.17 Rupture des fibres en sortie du trou à 6000 rpm en fonction de l'avance

Les taux moyens de rupture des fibres en sortie de trous obtenus en fonction des conditions de coupe sont représentés sur la figure 3.18 qui montre que le taux des fibres côté « sortie » est minimisé à une vitesse de broche élevée (9000 rpm) sous une vitesse d'avance faible (0.08 mm/rev). Elle montre également qu'à cette vitesse de broche élevée, la rupture des fibres côté « sortie » croît avec la vitesse d'avance.

Le calcul de la moyenne globale $\overline{M(Fnc_i)}$ et de l'écart type $S(Fnc_i)$ des taux de fibres non-coupées est effectué sur la base des 12 taux moyens calculés (soit 36 valeurs de Fnc). La zone verte recouvre entièrement les taux de fibres non-coupées les plus pertinents, c'est-à-dire les taux de fibres non-coupées qui sont inférieurs aux premiers niveaux seuils $S_{i1}(Fnc_e) = 6.35\%$ et $S_{i2}(Fnc_s) = 7.43\%$ respectivement pour les côtés « entrée » et « sortie » du trou.

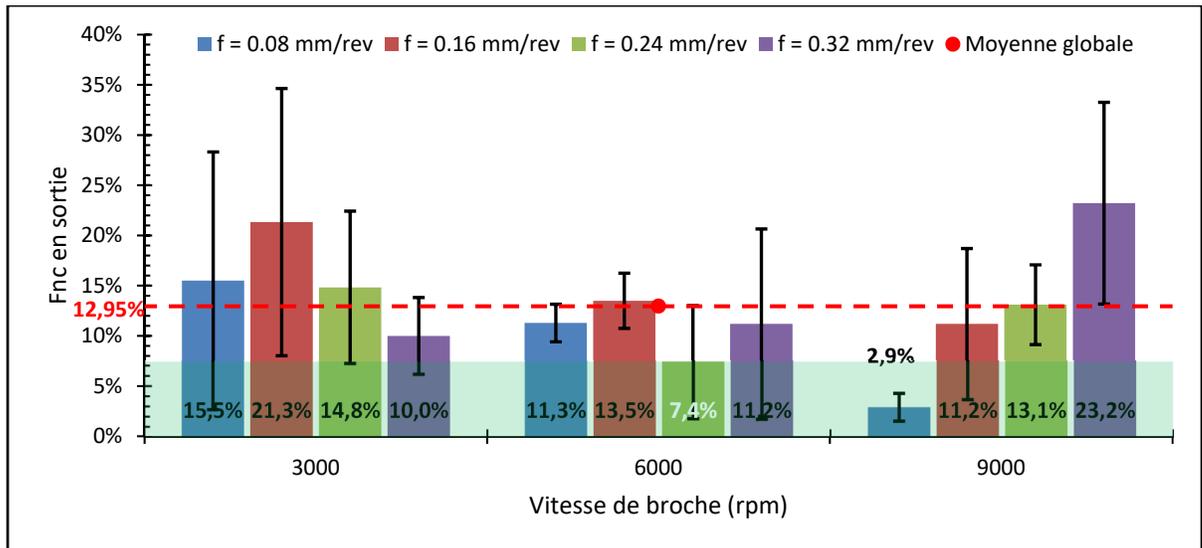


Figure 3.18 Taux de fibres non-coupées côté « sortie » en fonction des conditions de coupe - $\overline{M(Fnc_e)} = 12.95\%$

Pour montrer les effets des paramètres de coupe sur la rupture des fibres côté « sortie », les figures 3.19 et 3.20 sont présentées. Ces figures montrent que le taux de fibres non-coupées côté « sortie » décroît avec l'augmentation de la vitesse de la broche pour les faibles vitesses d'avance (0.08mm/rev et 0.16 mm/rev). Elles montrent également qu'à la vitesse de broche élevée, la rupture des fibres côté « sortie » croît avec la vitesse d'avance.

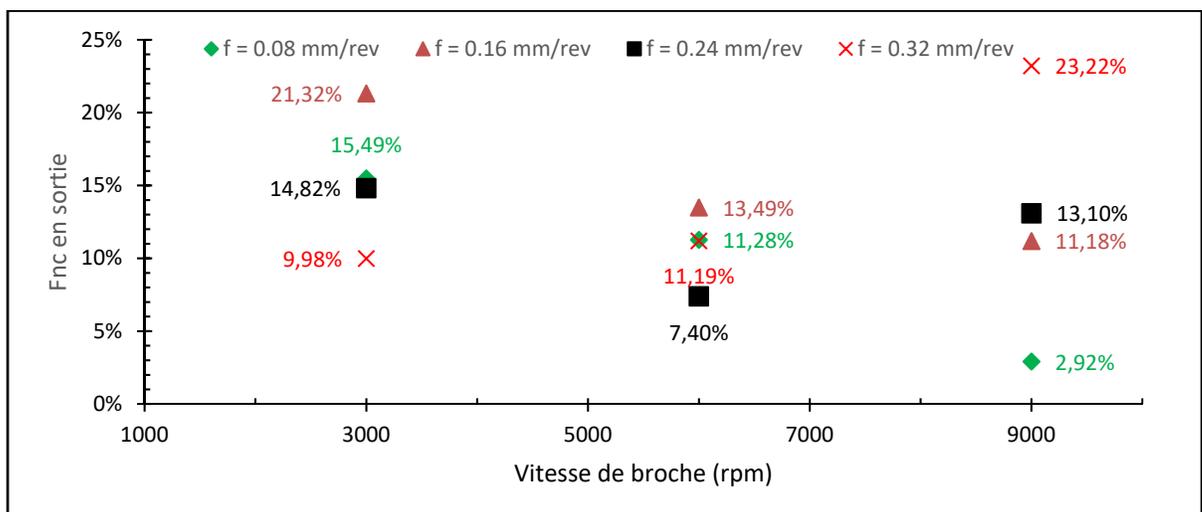


Figure 3.19 Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « sortie »

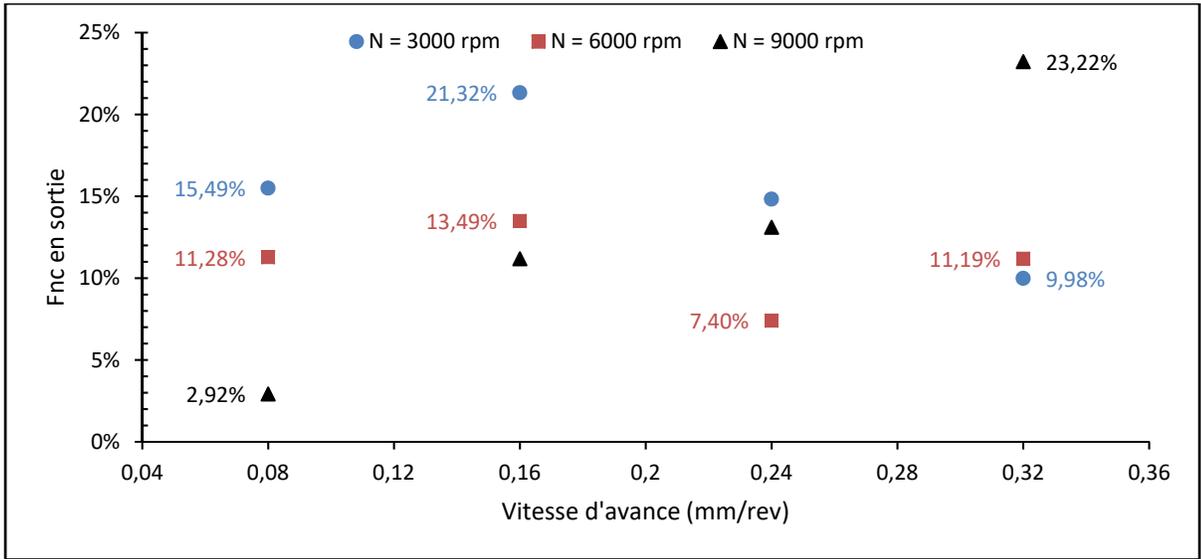


Figure 3.20 Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « sortie »

Pailleurs, les taux moyens de rupture des fibres en entrée de trous obtenus en fonction des conditions de coupe sont représentés sur la figure 3.21 qui indiquent que le taux de fibres non-coupées côté « entrée » croît avec la vitesse d'avance.

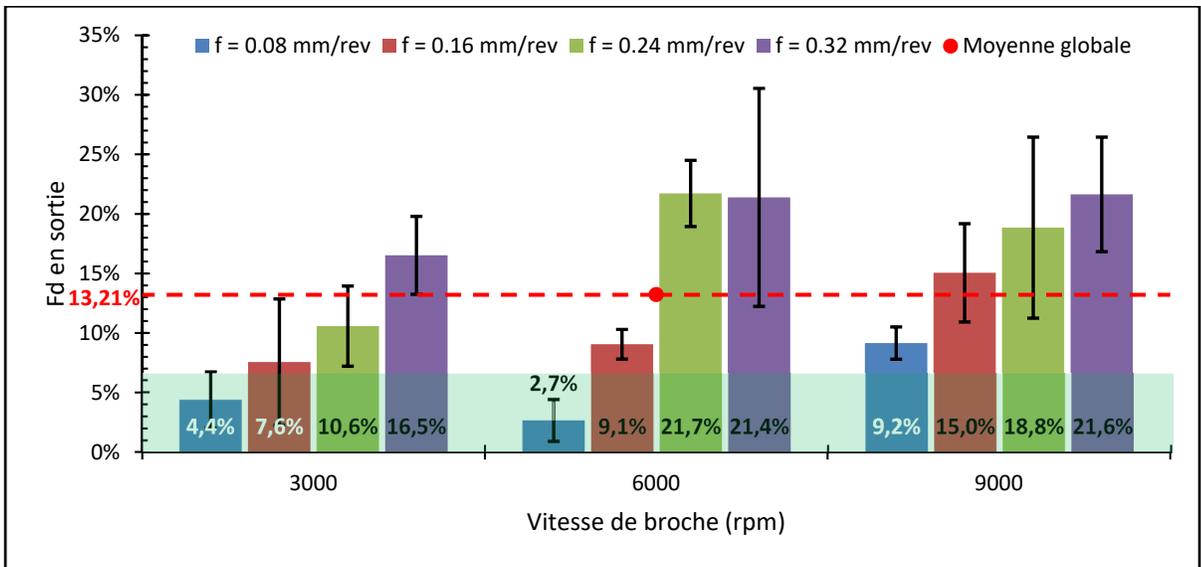


Figure 3.21 Taux de fibres non-coupées côté « entrée » en fonction des conditions de coupe - $\overline{M(Fnc_s)} = 13.21 \%$

Les figure 3.21 montre que le taux de fibres non-coupées côté « entrée » est minimisé à une vitesse de broche moyenne (6000 rpm) sous une vitesse d'avance faible (0.08 mm/rev).

Les figures 3.22 et la figure 3.23 montrent respectivement l'effet de la vitesse de broche et de la vitesse d'avance sur la rupture des fibres côté « entrée ».

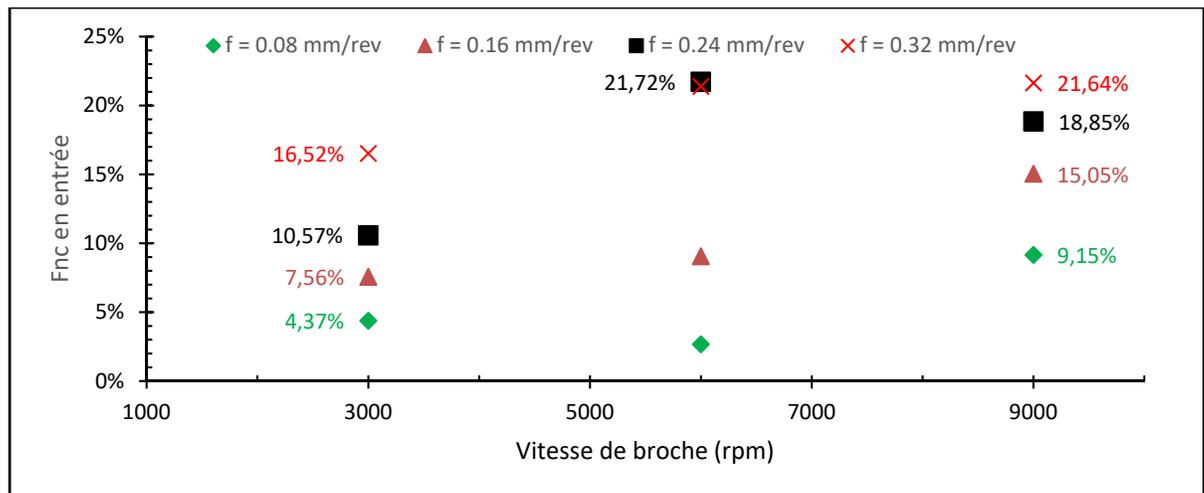


Figure 3.22 Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « entrée »

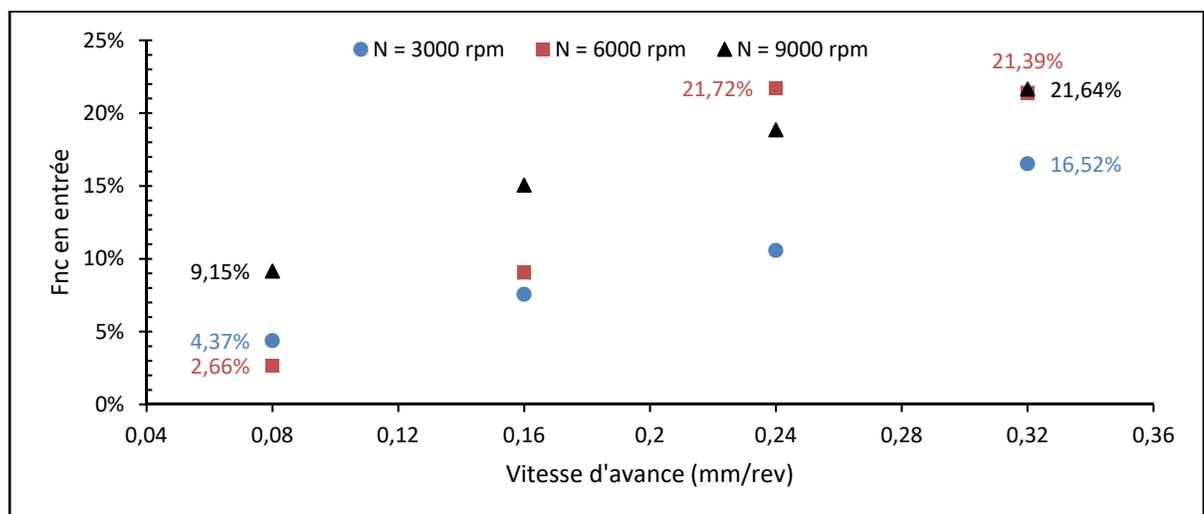


Figure 3.23 Effet de la vitesse de broche sur le taux de fibres non-coupées côté « entrée »

On observe une cassure de tendance pour les grandes vitesses d'avance (0.24 et 0.32 mm/rev) qui se comportent de façon différente des cas de faibles vitesses d'avance 0.08 et 0.16 mm/rev. Ceci peut être dû au ratio vitesse de broche sur vitesse d'avance devenant supérieure à une valeur critique.

3.1.5 Choix des paramètres optimaux de coupe pour le perçage avec support partiel

Pour évaluer la pertinence des conditions de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance), la moyenne pondérée des niveaux de qualité produite (rugosité, délaminage et rupture des fibres) par condition de coupe est calculée à l'aide d'une approche par pointage. Le classement est fait à travers 4 groupes de couleurs auxquels des pointages ont été attribués. Ainsi, les couleurs sont classées par ordre de pertinence du niveau de qualité produite (X) comme suit :

- La couleur verte (4 points) pour le niveau très pertinent ($X < S_{i1}(X)$) ;
- La couleur bleue (3.5 points) pour le niveau pertinent ($S_{i1}(X) \leq X < S_{i22}(X)$) ;
- La couleur orange (3-points) pour le niveau moins pertinent ($S_{i1}(X) \leq X < \overline{M(X)}$) ;
- La couleur rouge (2.5 points) pour les non pertinents ($\overline{M(X)} \leq X$).

Le tableau 3.2 montre le récapitulatif du classement coloré des niveaux de qualité produite dans les expériences de perçage avec support total suivant toutes les conditions de coupe. On observe que les niveaux de qualité ont une tendance non pertinente pour la faible vitesse de coupe (3000 rpm) et ont une tendance pertinente pour les faibles vitesses d'avance dans les autres cas.

Tableau 3.2 Classement coloré des niveaux de qualité en fonction de leur pertinence

Vitesse de broche (RPM)	Vitesse d'avance (mm/rev)	Rugosité (μm)	Fd en sortie	Fd en entree	Fnc en sortie	Fnc en entree
3000	0.08	3.93	1.20	1.27	15.49%	4.37%
3000	0.16	3.77	1.31	1.29	21.32%	7.56%
3000	0.24	3.94	1.26	1.22	14.82%	10.57%
3000	0.32	3.97	1.22	1.23	9.98%	16.52%
6000	0.08	3.64	1.16	1.18	11.28%	2.66%
6000	0.16	3.56	1.18	1.28	13.49%	9.05%
6000	0.24	4.68	1.22	1.25	7.40%	21.72%
6000	0.32	4.63	1.24	1.30	11.19%	21.39%
9000	0.08	4.56	1.11	1.29	2.92%	9.15%
9000	0.16	4.30	1.19	1.20	11.18%	15.05%
9000	0.24	4.05	1.21	1.20	13.10%	18.85%
9000	0.32	4.48	1.28	1.26	23.22%	21.64%

Le tableau 3.3 montre le pointage des différentes couleurs du classement et la moyenne pondérée des couleurs des niveaux de qualité produite par condition de coupe. Il indique que la vitesse de broche de 6000 RPM et la vitesse d'avance de 0.08 mm/rev sont les paramètres optimaux de coupe dans le perçage avec support total des FFRP. La condition de coupe, dont la vitesse de broche est 9000 RPM et la vitesse d'avance est 0.08 mm/rev, est la deuxième plus pertinente sur la base des moyennes calculées du tableau. Il faut noter ici que les pointages, l'écart entre les pointages, et les couleurs attribuées aux niveaux de qualité n'affectent pas les résultats. Le pointage a pour objectif la quantification des niveaux de pertinence et la couleur a pour objectif d'observer visuellement les différentes pertinences définies dans cette étude.

Tableau 3.3 Évaluation des paramètres de perçage en fonction du pointage

Vitesse de broche (RPM)	Vitesse d'avance (mm/rev)	Moyenne pondérée	Pointage			
			Couleur	Point	Point	Point
3000	0.08	3				
3000	0.16	2.9				
3000	0.24	2.9				
3000	0.32	2.9				
6000	0.08	3.8				
6000	0.16	3.2				
6000	0.24	2.9				
6000	0.32	2.6				
9000	0.08	3.3				
9000	0.16	3				
9000	0.24	3				
9000	0.32	2.5				

Dû à la limitation des conditions matériel (échantillons de plaque lin/époxy) et au procédé de perçage avec support partiel qui impose de ne percer qu'un seul trou par condition de coupe, il est décidé de choisir les deux conditions de coupe du tableau 3.4. Ces conditions de coupe choisies par une approche du nombre de points sont les plus pertinents du tableau 3.3.

Tableau 3.4 Conditions de coupe choisies pour le perçage avec support partiel.

Conditions de coupe sélectionnées	Paramètres de coupe	
	Vitesse de broche N	Vitesse d'avance f
Condition 1	$N_1 = 6000$ rpm	$f_1 = 0.08$ mm/rev
Condition 2	$N_2 = 9000$ rpm	$f_2 = 0.08$ mm/rev

3.2 Analyse du perçage avec support partiel

L'analyse du perçage avec support partiel se fonde sur un total de 6 trous percés avec 2 conditions de coupe dans une configuration type de montage flexible ayant 3 distances d'appui. Les résultats expérimentaux des effets de la distance d'appuis (support partiel) sur la force de poussée et sur la qualité des trous sont présentés dans les sections suivantes.

3.2.1 Force de poussée et déflexion

La déflexion de la plaque est due à l'application de la force de poussée. Le calcul de la déflexion moyenne est fait avec le logiciel Matlab suivant la démarche de calcul de la force de poussée moyenne qui a été montrée plus haut dans la section d'analyse du perçage avec support total.

Force de poussée

La figure 3.24 montre que dans le perçage avec support partiel, la force de poussée moyenne croît avec la vitesse de broche. Pour la vitesse de broche de 6000 RPM, elle croît avec la distance d'appuis. Elle indique que la vitesse de broche a un grand impact sur la force de poussée. Les écart-types permettent de conclure que la force de poussée est plus prédictive à grande vitesse de coupe.

L'analyse de régression linéaire multiple a permis d'obtenir l'équation (3.4) de la force de poussée moyenne prédite en fonction de la vitesse de broche et la distance d'appuis.

$$F = 0.003514 \times N + 0.001044 \times D + 14.759, \quad R^2 = 0.920 \quad (3.4)$$

Où F est la force de poussée en newton (N), N est la vitesse de broche en RPM et D est la distance entre les appuis en millimètre (mm) dans le perçage avec support partiel à vitesse d'avance faible (0.08 mm/rev).

Le coefficient R^2 du modèle de régression linéaire multiple est assez proche de la valeur 1, ce qui permet de considérer l'équation (3.4) comme un modèle de prédiction de la force de poussée en perçage sous une vitesse d'avance de 0.08 mm/rev.

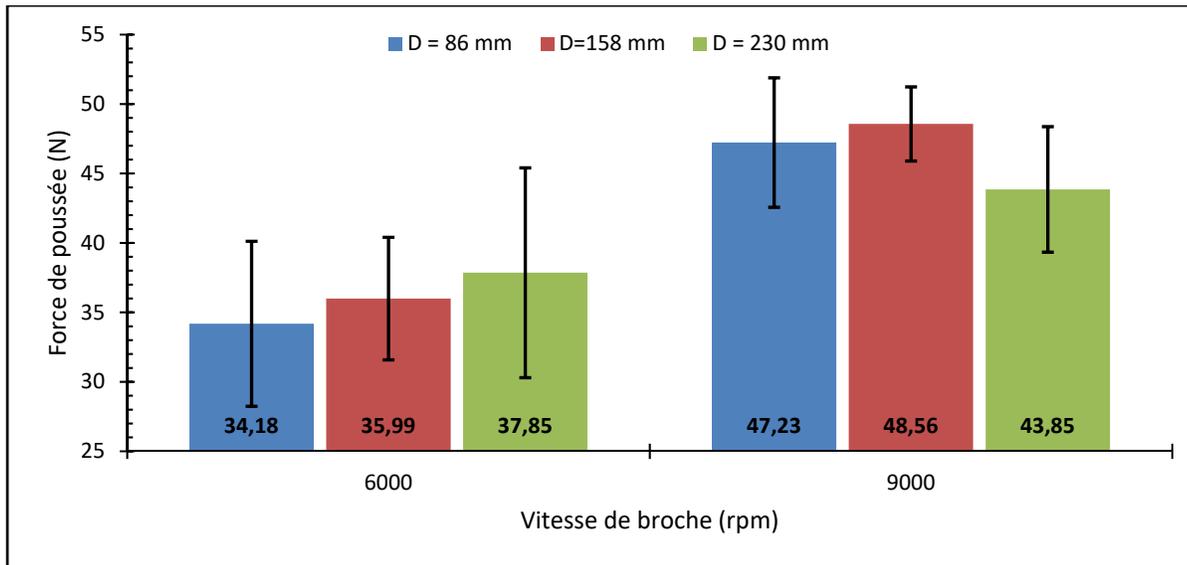


Figure 3.24 Impact de la distance d'appuis sur la force de poussée

Les résultats de l'ANOVA réalisée avec un niveau de confiance de 95 % sur la fonction de régression linéaire multiple de la force de poussée sont présentés au tableau 3.5.

Tableau 3.5 Résultats de l'ANOVA de la régression linéaire multiple de la force de poussée

<i>Statistiques de la régression</i>					
R	0.958952391				
R ²	0.919589688				
R ² Ajusté	0.798974221				
Erreur-type	2.728946043				
Observations	6				
ANALYSE DE VARIANCE					
	<i>Degré de liberté</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>Moyenne des carrés</i>	<i>F</i>	<i>Valeur critique de F</i>
Régression	3	170.334351	56.7781171	7.62414396	0.11815727
Résidus	2	14.894293	7.44714651		
Total	5	185.228644			

Déflexion

La figure 3.25 montre que la déflexion croît avec la distance d'appuis pour une vitesse de broche de 6000 rpm dans le procédé de perçage. Elle indique que la déflexion moyenne croît avec l'augmentation de la vitesse de coupe pour la moyenne distance d'appui (158 mm).

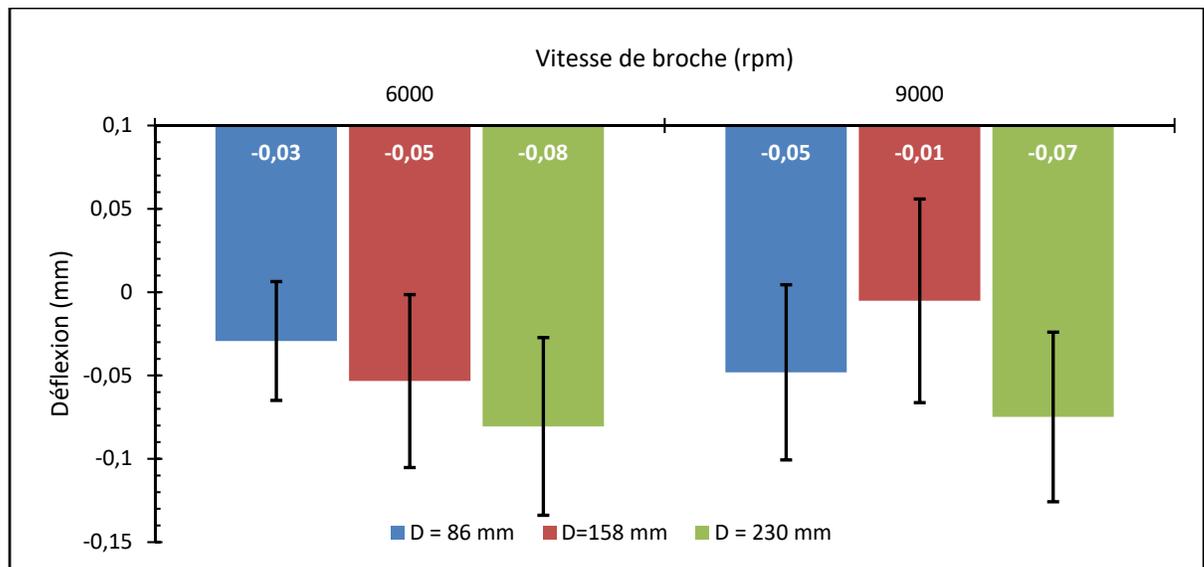


Figure 3.25 Déflexion en fonction des conditions de coupe

L'analyse de la régression linéaire multiple a permis d'obtenir l'équation (3.5) de la déflexion moyenne en fonction de la vitesse de broche et la distance d'appuis.

$$U = 3.896 \cdot 10^{-6} \times N - 270.944 \cdot 10^{-6} \times D + 0.03499, \quad (3.5)$$

$$R^2 = 0.973$$

Où U est la déflexion en millimètre (mm), N est la vitesse de broche en RPM et D est la distance entre les appuis en millimètre (mm) dans le perçage avec support partiel à vitesse d'avance faible (0.08 mm/rev).

Le coefficient R^2 du modèle de régression linéaire multiple est assez proche de la valeur 1, ce qui permet de considérer l'équation (3.5) comme un modèle de prédiction de la déflexion en perçage sous une vitesse d'avance de 0.08 mm/rev. Les coefficients de cette équation montrent

que la distance d'appuis à une très grande influence sur la déflexion comparativement à la vitesse de broche lors du perçage avec support partiel des FFRP.

Les résultats de l'ANOVA réalisée avec un niveau de confiance de 95 % sur cette fonction de régression linéaire multiple de la déflexion sont présentés au tableau 3.6.

Tableau 3.6 Résultats de l'ANOVA de la régression linéaire multiple de la déflexion

<i>Statistiques de la régression</i>					
R	0.986372412				
R ²	0.972930535				
R ² Ajusté	0.932326338				
Erreur-type	0.007349047				
Observations	6				
ANALYSE DE VARIANCE					
	<i>Degré de liberté</i>	<i>Somme des carrés</i>	<i>Moyenne des carrés</i>	<i>F</i>	<i>Valeur critique de F</i>
Régression	3	0.003882346	0.00129412	23.961329	0.04032816
Résidus	2	0.000108017	5.4008E-05		
Total	5	0.003990363			

3.2.2 Rugosité Ra

La figure 3.26 montre que la rugosité décroît avec l'augmentation de la vitesse de broche uniquement pour la distance d'appuis moyenne (158 mm). Elle indique que la moitié des conditions de coupe a permis d'obtenir une rugosité en dessous de la moyenne globale mais n'est pas tout à fait claire quant à l'effet des conditions de coupe sur la rugosité Ra.

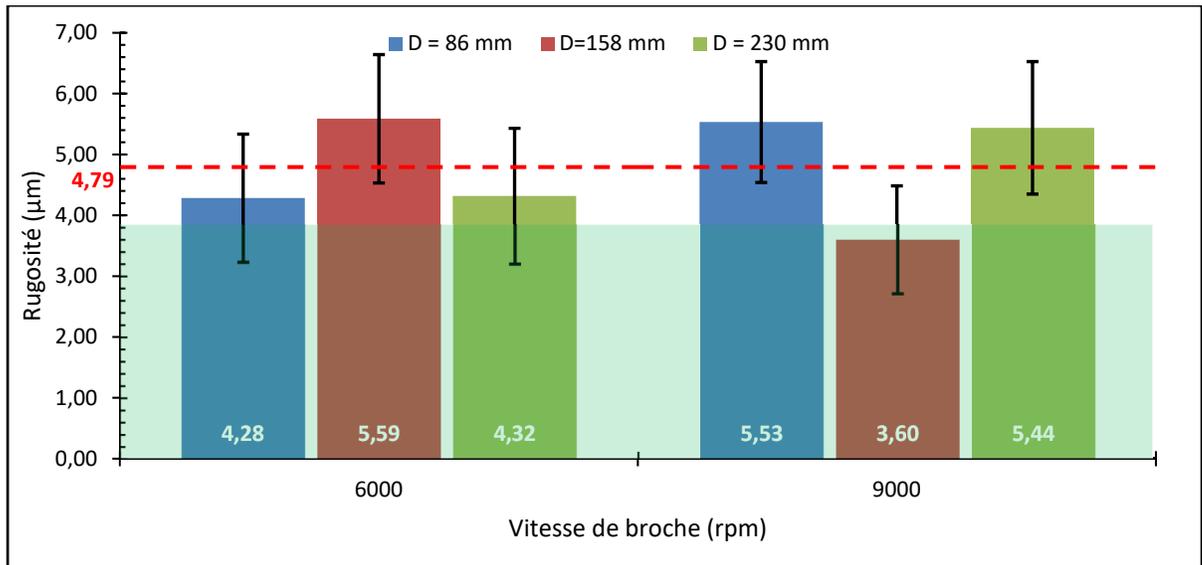


Figure 3.26 Rugosité en fonction des conditions de coupe - $\overline{M(Ra)} = 4.79 \mu m$

3.2.3 Facteur de délaminage

Nous n'avons pas des répétitions de trou avec la même condition de coupe dans cette expérience, c'est en ce sens que nous n'avons pas de variation des facteurs de délaminage par condition de coupe.

Le facteur de délaminage a été influencé par la distance d'appuis et par la vitesse de broche dans cette étude. À travers la figure 3.27, il est observé que le facteur de délaminage côté « entrée » croît avec la vitesse de broche et décroît avec l'augmentation de la distance pour une vitesse de broche de moyenne (6000 rpm). Elle indique que plus de la moitié des conditions de coupe ont provoqué un délaminage en dessous de la moyenne globale.

Cependant, le facteur de délaminage côté « sortie » (figure 3.28) croît avec la vitesse de broche uniquement pour la grande distance d'appuis (230 mm) mais décroît avec l'augmentation de la vitesse de broche pour les deux autres distances d'appui. Cette figure permet également d'observer les facteurs de délaminage côté « sortie » par rapport à leur moyenne globale.

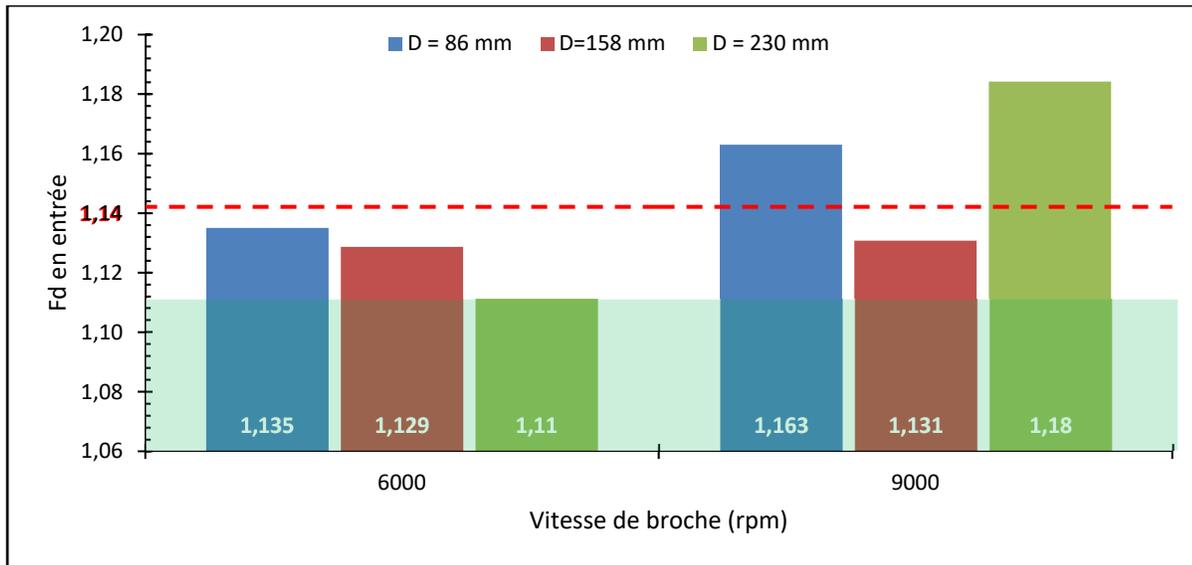


Figure 3.27 Facteur de délaminage côté « entrée » en fonctions des conditions de coupe -
 $\overline{M(Fd_e)} = 1.14$

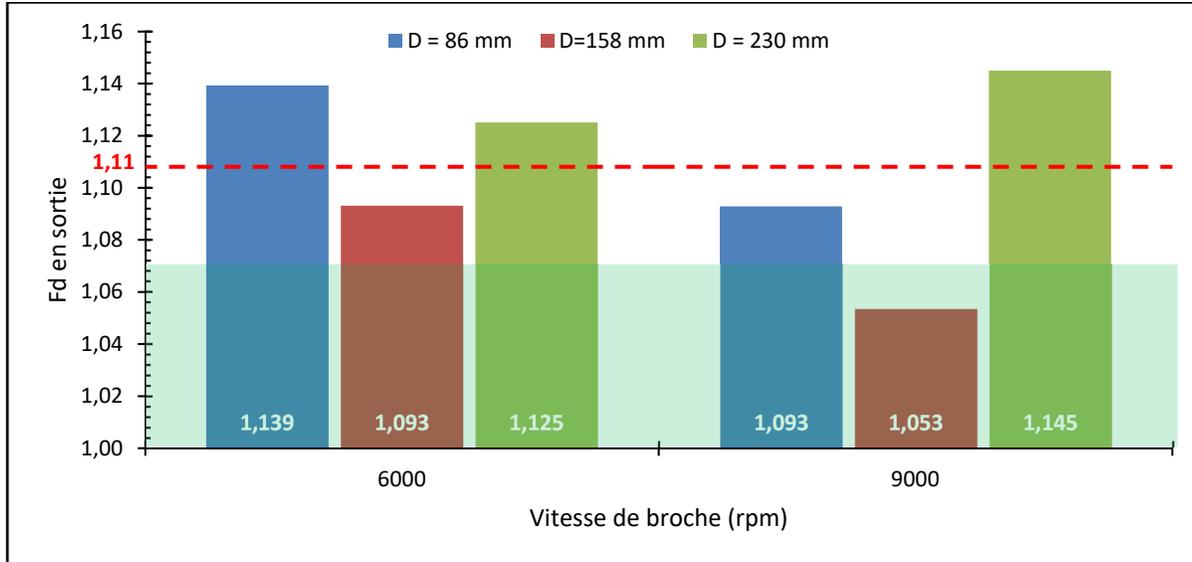


Figure 3.28 Facteur de délaminage côté « sortie » en fonction des conditions de coupe -
 $\overline{M(Fd_s)} = 1.11$

3.2.4 Rupture des fibres

Pareillement, nous n'avons pas des répétitions de trou dans cette expérience, c'est en ce sens que nous n'avons pas de variation des taux fibres non-coupées par condition de coupe.

La figure 3.29 montre que les taux de fibres non-coupées côté « entrée » sont minimisés pour la vitesse de coupe élevée (9000 RPM). Par ailleurs, à la distance d'appuis moyenne (158 mm), ce taux est pratiquement constant. Donc, la vitesse de broche n'a pas un impact significatif sur le taux de fibres non-coupées en perçage avec support partiel de distance d'appuis moyenne (158 mm).

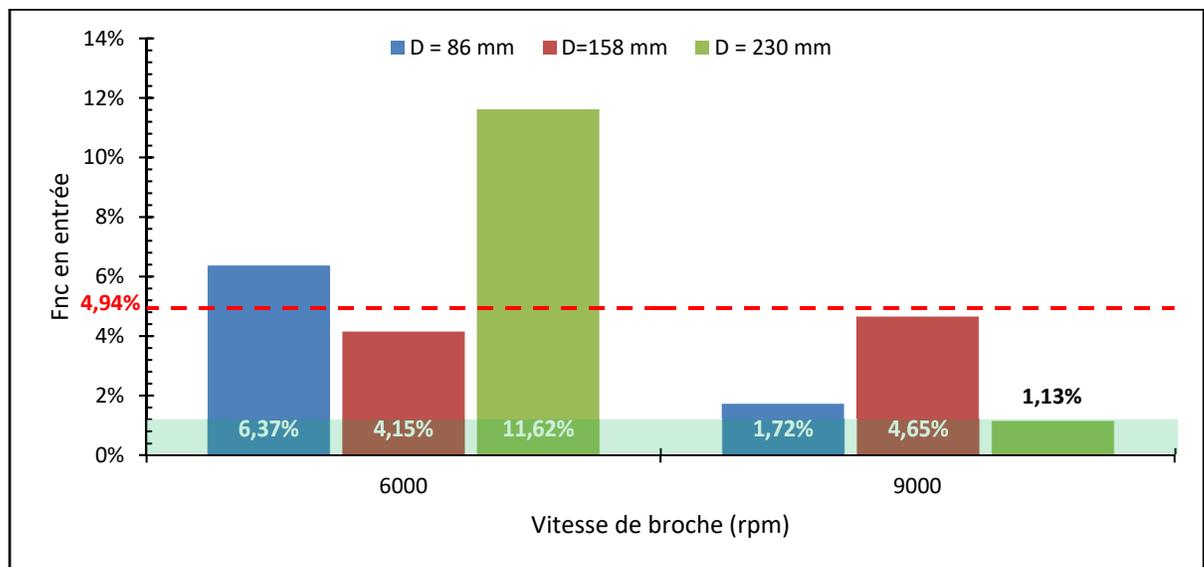


Figure 3.29 Taux de fibres non-coupées côté « entrée » en fonction des conditions de coupe - $\overline{M(Fnc_e)} = 4.94\%$

Cependant, les taux de fibres non-coupées côté « sortie » (figure 3.30) sont minimisés pour la vitesse de coupe moyenne (6000 RPM) sauf dans les procédés de perçage ayant une petite distance d'appuis (86 mm). Cette figure indique que la moitié des conditions de coupe a permis d'obtenir des taux de fibres non-coupées côté « sortie » en dessous de la moyenne globale.

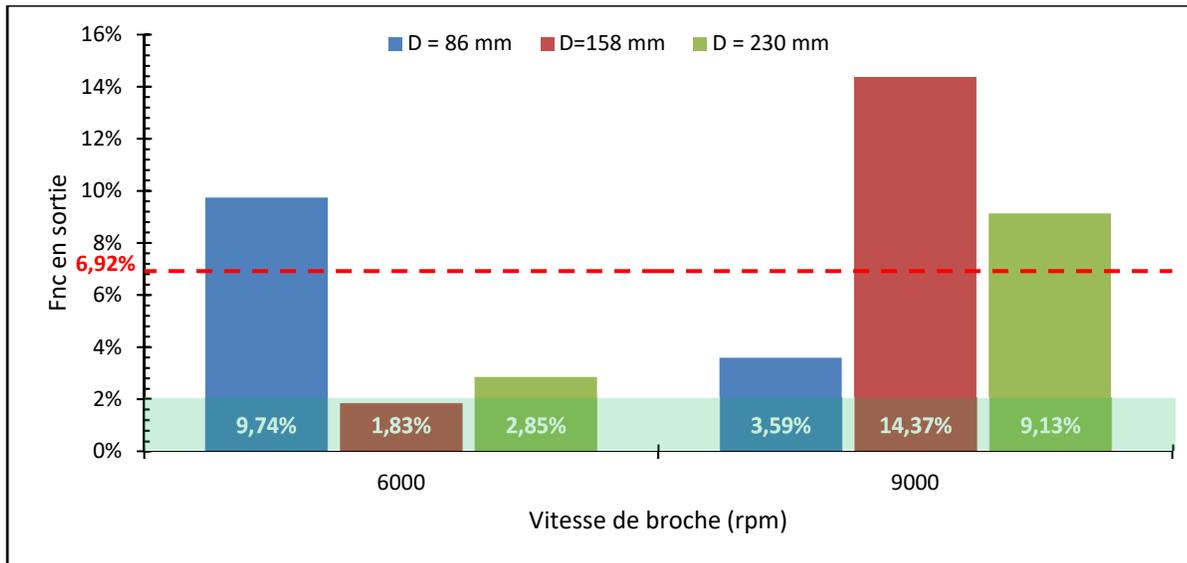


Figure 3.30 Taux de fibres non-coupées côté « sortie » en fonction des conditions de coupe - $\overline{M(Fnc_s)} = 6.92 \%$

3.2.5 Paramètres de coupe et distance d'appuis les plus pertinents

La démarche de l'évaluation dans cette expérience est similaire à celle de l'expérience de perçage avec support total plus haut. Il faut noter que la vitesse d'avance reste pertinente parce qu'elle a été constante (0.08 mm/rev) pour toutes les conditions de coupe. Le classement est maintenu à travers 4 groupes de couleurs mentionnés plus haut comme suites :

- La couleur verte (4 points) pour le niveau très pertinent ($X < S_{i1}(X)$) ;
- La couleur bleue (3.5 points) pour le niveau pertinent ($S_{i1}(X) \leq X < S_{i22}(X)$) ;
- La couleur orange (3-points) pour le niveau moins pertinent ($S_{i1}(X) \leq X < \overline{M(X)}$) ;
- La couleur rouge (2.5 points) pour les non pertinents ($\overline{M(X)} \leq X$).

Le tableau 3.7 montre le récapitulatif du classement coloré des niveaux de qualité produite dans l'expérience de perçage avec support partiel suivant toutes les conditions de coupe. On observe que les niveaux de qualité ont une tendance non pertinente pour la faible distance d'appuis (86 mm) et ont une tendance pertinente pour la distance moyenne d'appui de même que pour la vitesse moyenne de broche (6000 rpm) dans les autres cas.

Tableau 3.7 Classement coloré des différents défauts en fonction de leur pertinence

Vitesse de broche (RPM)	Distance d'appuis (mm)	Rugosité (μm)	Fd en sortie	Fd en entree	Fnc en sortie	Fnc en entree
6000	86	4.28	1.14	1.14	9.74%	6.37%
9000	86	5.53	1.09	1.16	3.59%	1.72%
6000	158	5.59	1.09	1.13	1.83%	4.15%
9000	158	3.60	1.05	1.13	14.37%	4.65%
6000	230	4.32	1.13	1.11	2.85%	11.62%
9000	230	5.44	1.14	1.18	9.13%	1.13%

Il faut noter que la vitesse d'avance reste pertinente parce qu'elle a été constante (0.08 mm/rev) pour toutes les conditions de coupe.

Le tableau 3.8 montre le pointage des différentes couleurs du classement similaire à celui de l'expérience de perçage avec support total plus haut et la moyenne pondérée des couleurs des niveaux de qualité produite par condition de coupe. Il indique que la condition de coupe ayant la vitesse de broche élevée (9000 RPM), la vitesse d'avance faible (0.08 mm/rev) et la distance d'appuis moyenne (158 mm) est la plus pertinente en perçage avec support partiel. Les deux conditions de coupe suivantes dans l'ordre de pertinence des moyennes pondérées ont la même valeur. Vu que ces deux conditions ont les mêmes paramètres (vitesse de coupe et vitesse d'avance), la distance d'appuis la plus grande va être privilégiée parce qu'elle est économique. En effet, plus la distance d'appuis est grande, moins sera le nombre d'appuis à utiliser par unité de surface pour usiner.

Pour l'expérience de perçage des composites lin/époxy dans une configuration de type montage avec support partiel, les conditions de coupe les plus pertinentes par ordre croissant sont celles définies dans le tableau 3.9. Ces conditions de coupe choisies par une approche du nombre de point sont les plus pertinents du tableau 3.8.

Tableau 3.8 Évaluation des distances et paramètres de perçage en fonction du pointage

Vitesse de broche (RPM)	Distance d'appuis (mm)	Moyenne pondérée	Pointage				
			Couleur				
6000	86	2.8					
9000	86	3					
6000	158	3.2					
9000	158	3.3					
6000	230	3.2					
9000	230	2.8					
			Point	4	3.5	3	2.5

Tableau 3.9 Conditions de coupe préférées en perçage avec supports partiels

Distance d'appuis	Paramètres de coupe	
	Vitesse de broche N	Vitesse d'avance f
158 mm	$N_1 = 9000$ rpm	$f_1 = 0.08$ mm/rev
230 mm	$N_2 = 6000$ rpm	$f_2 = 0.08$ mm/rev
158 mm	$N_3 = 6000$ rpm	$f_3 = 0.08$ mm/rev

3.2.6 Modélisation par éléments finis

Visuellement, aucune déflexion n'a été observée durant les opérations de perçage avec support partiel mais de très faibles déflexions ont été mesurées à l'aide du capteur de déplacement. Surpris de ce comportement, il a été décidé de le vérifier cela par une approche numérique. Dans le but de prédire la déformation, un modèle simplifié par élément finis est développé avec le logiciel ANSYS Workbench (ANSYS, 2019). Ce modèle a pour objectif de prédire la déflexion des plaques en composite lin/époxy mais seules les déflexions expérimentales sont prédites dans cette étude. La vérification du modèle est faite en deux étapes. La première est de prédire la déflexion des différentes éprouvettes modélisées. La seconde est de comparer la déflexion par ÉF et la déflexion expérimentale.

3.2.6.1 Création de la géométrie

Matériau

Pour définir le matériau, toutes les propriétés mécaniques contenues dans les tableaux 2.1 à 2.3 sont introduites dans les données matériaux du simulateur Workbench comme suit :

- Matériau : Lin/Époxy
- Linéaire élastique : Élasticité orthotrope
 - o Propriétés mécaniques en traction ;
 - o Propriétés mécaniques en compression ;
 - o Propriétés mécaniques en cisaillement.
- Propriété physique : Type de pli ordinaire

Géométrie

Des géométries sont modélisées afin d'être représentatives des éprouvettes utilisées dans le cadre des expériences de perçage avec supports partiels. Les éprouvettes étant des plaques carrées, les esquisses géométriques sont réalisées dans le plan XY avec la même épaisseur de 5,2 mm suivant la direction Z. Cependant, les dimensions indiquées dans les directions X et Y sont définies en fonction des 3 esquisses d'éprouvettes suivantes :

- EPSS 01 a des côtés de 130 mm suivant les directions X et Y ;
- EPSS 02 a des côtés de 200 mm suivant les directions X et Y ;
- EPSS 03 a des côtés de 300 mm suivant les directions X et Y ;

Quatre trous ont été repartis en forme de carré sur chacune des esquisses en respectant les distances d'appuis qui ont été considérées dans l'étude expérimentale.

3.2.6.2 Maillage

Le maillage est fait avec une méthode quadratique et le dimensionnement du maillage sur les faces de 1 mm comme taille d'élément est retenu après plusieurs tentatives avec différentes tailles. Un système de coordonnées local parallèle au système de coordonnées global a été attribué à chaque pli de sorte que l'axe X représente la direction des fibres (unidirectionnelle) et l'axe Y la direction perpendiculaire aux fibres contenues dans le plan du pli. Le type d'élément de

code SHELL281 est quadratique et chaque élément est défini par les informations de section de coque et par huit nœuds. La figure 3.31 montre un aperçu de la génération du maillage de tous les modèles EPSS 0X.

Les propriétés des différents plis sont définies avec le matériau lin/époxy précédemment importé dans les données du matériau. Deux épaisseurs de plis sont dimensionnées afin que le stratifié reste symétrique et que sa fabrication numérique soit faite sur un côté du plan moyen géométrique. En effet, les éprouvettes sont modélisées du haut vers le bas (plan moyen géométrique du stratifié) par 7 plis de 0.35 mm suivis d'un pli de 0.15 mm tout en s'assurant qu'il s'agit de la fabrication d'une partie du stratifié symétrique.

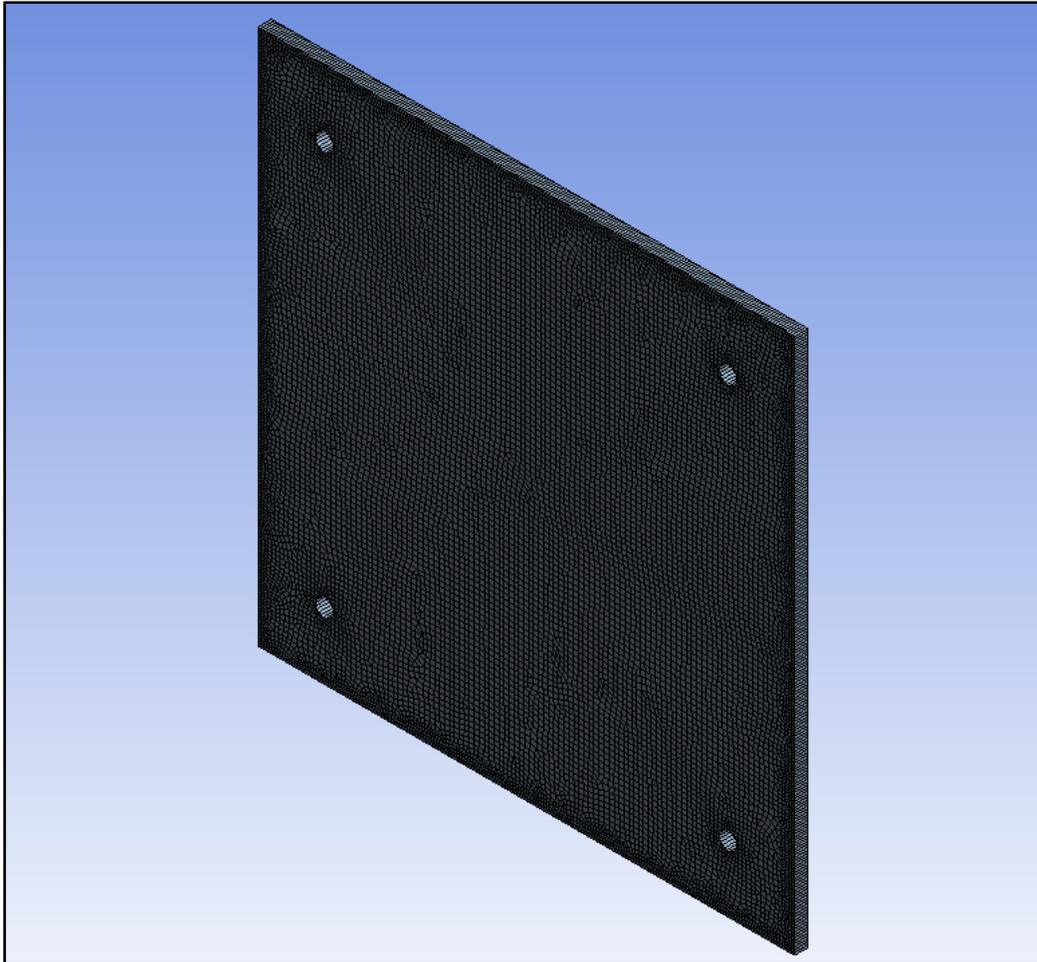


Figure 3.31 Maillage des modèles d'éprouvettes sur Workbench Ansys 2019

L'épaisseur total du stratifié est de 5.2 mm pour un 16 plis numérique dont les 2 plis au centre représente le pli central du stratifié [0]₁₅ de cette étude. Ce pli central a été divisé en deux dans la modélisation juste pour un souci de fabrication numérique car un seul côté de stratifié est fabriqué dans le logiciel et l'autre est généré automatiquement.

3.2.6.3 Paramètres d'analyse

Condition aux frontières

Les quatre trous de fixation représentés sur les modèles sont fixés à l'aide de l'outil support fixe (Translations et rotations bloquées) dans le module « structure statique Mechanical ».

Chargement

L'action du foret sur l'éprouvette lors du perçage est représentée par une force ponctuelle équivalente à la force de poussée. Pour chaque condition de coupe de l'expérience de perçage avec support partiel plus haut, une force de poussée a été générée. La force ponctuelle a été affectée de la valeur de chaque force de poussée moyenne suivant la géométrie de l'éprouvette.

3.2.6.4 Déplacement

Les différentes déflexions sont obtenues en simulant l'action de chaque force ponctuelle sur le modèle géométrique correspondant de l'étude expérimentale. La vitesse de coupe et la vitesse d'avance liées à la force de poussée sont considérées liés à la force ponctuelle équivalente. À titre d'exemple, la figure 3.32 montre le déplacement directionnel suivant l'axe Z du modèle géométrique de la moyenne éprouvette (EPSS 02) en composite lin/époxy.

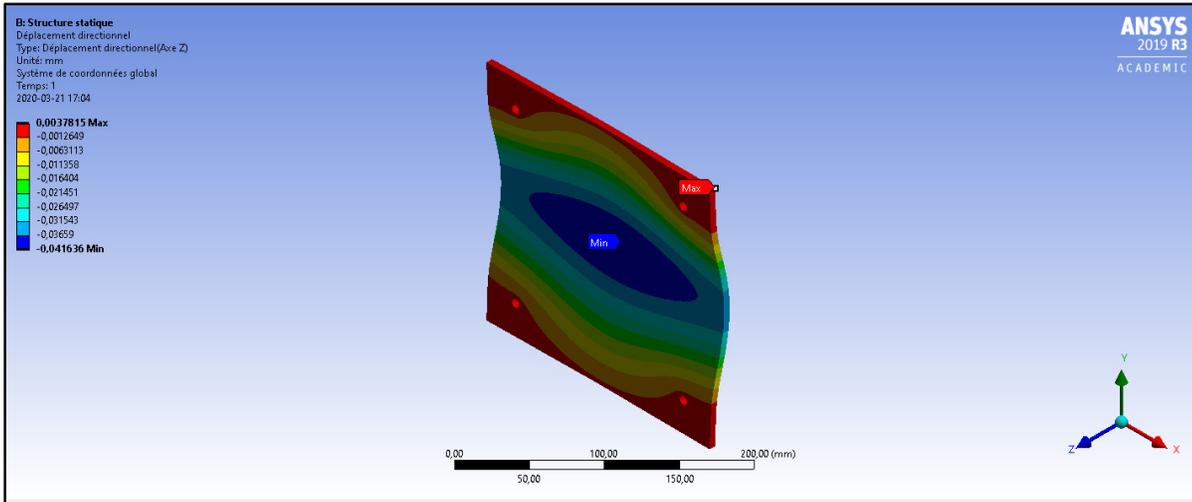


Figure 3.32 Déplacement sous l'action d'une charge de 36 N

La figure 3.33 montre que la déflexion du modèle géométrique croît avec l'augmentation de la distance des trous (4 supports fixes du modèle). Elle indique que la force de poussée est plus élevée pour les vitesses de broche plus élevées. La dureté du stratifié pourrait expliquer la faible déflexion à 9000 rpm pour des Forces de poussées élevées.

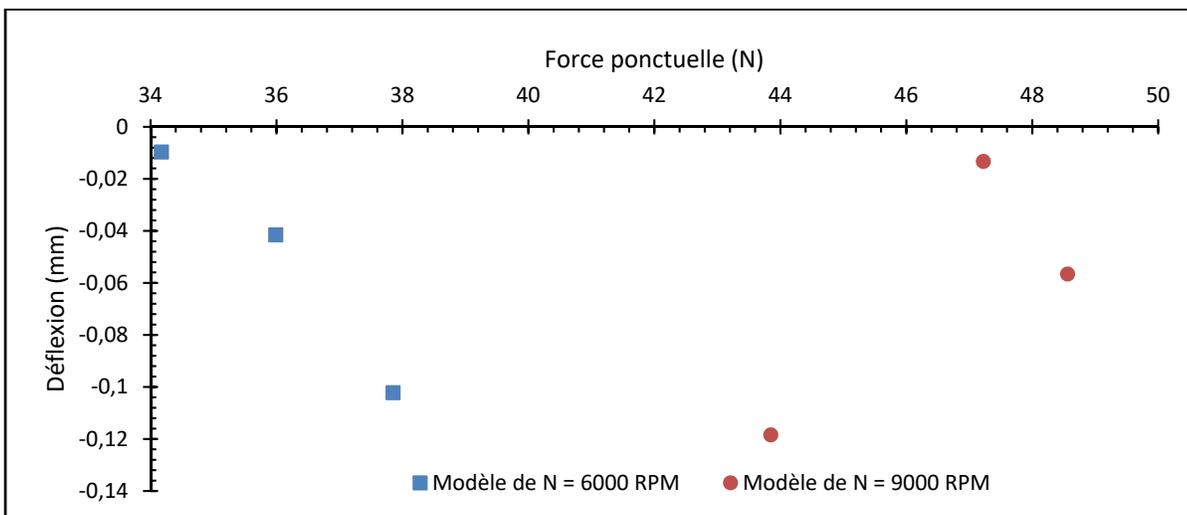


Figure 3.33 Déplacements sous l'action des forces ponctuelles

Comparaison des déflexions

La figure 3-34 compare les déflexions du modèle ÉF et les déflexions expérimentales. Elle montre que les déflexions du modèle ÉF ont le même ordre de grandeur que les déflexions expérimentales (dixième de millimètre). La dureté du stratifié pourrait expliquer cette faible déflexion à 9000 rpm pour les forces de poussées élevées. À titre d'exemple, l'erreur de prédiction est 7.55 % pour la force de poussée de 36 N générée par la condition optimale de l'expérience de perçage avec support partiel plus haut. Une grande erreur est observée dans la prédiction des déflexions produites à la vitesse de coupe élevée.

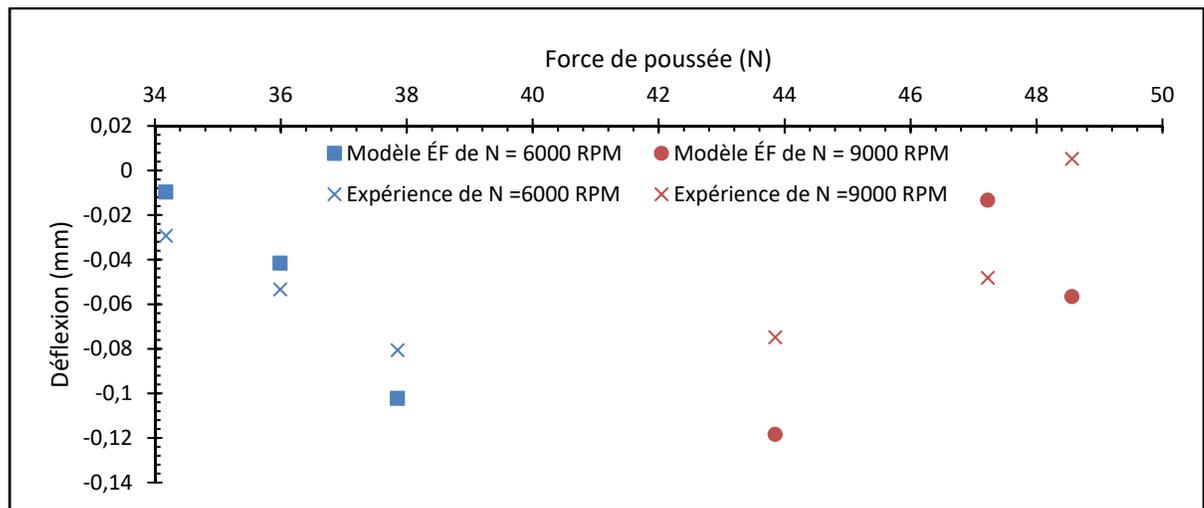


Figure 3.34 Comparaison théorique – expérimentale en déflexion

L'écart entre les déflexions prédites et les déflexions expérimentales obtenues à la vitesse de coupe élevée peut être dû à l'ordre de grandeur des vibrations très proche de celui du déplacement (dixième de millimètre). La vitesse de coupe ayant la plus grande influence sur la force de poussée, il est alors supposé que l'augmentation de la vitesse de broche puisse être à l'origine des vibrations élevées. Par ailleurs, la distance d'appuis ayant la moindre influence sur la force de poussée, il est alors supposé que l'augmentation de la distance d'appuis puisse être à l'origine de vibrations plus faibles. Ces vibrations pourraient avoir été prises en compte dans les mesures expérimentales de la déflexion par le capteur Keyence et pourrait justifier ces grandes erreurs.

3.3 Essais de flexion en 3-points

La vitesse d'avance $f = 0.08$ mm/rev et deux vitesses de broche (6000 RPM et 9000 RPM) ont été utilisées comme paramètres de coupe lors du perçage des trous de 6 mm de diamètre sur une dizaine d'éprouvettes. Ainsi, les éprouvettes ont été regroupées en trois catégories à savoir :

- Les éprouvettes sans trou (EST-0X) ;
- Les éprouvettes avec trou N1, ayant subi un perçage à 6000 rpm (EAT-1X) ;
- Les éprouvettes avec trou N2, ayant subi un perçage à 9000 rpm (EAT-2X).

Les éprouvettes de cette étude sont référencées par une désignation alphanumérique AAA-NX dans laquelle, les trois premières lettres A et le chiffre N informe sur la catégorie de l'éprouvette pendant que l'inconnue X variant de 1 à 5 donne le numéro de l'éprouvette dans cette catégorie. À titre d'exemple, EAT 13 est la 3^e éprouvettes avec trou N1.

Les essais de flexion ont pris une quinzaine de minutes pour les éprouvettes sans trou et une dizaine de minutes pour les éprouvettes avec trou. Les courbes de flexion sont tracées pour toutes les éprouvettes de chaque catégorie.

3.3.1 Courbes de flexion 3-points des éprouvettes sans trou (EST)

La figure 3.35 montre les courbes contrainte - déformation en flexion de chacune des éprouvettes de la catégorie EST 0X. Toutes les éprouvettes ont les mêmes tendances dans l'intervalle de calcul du module d'élasticité en flexion.

Les courbes de cette figure indiquent que les éprouvettes 2 et 5 ont des ruptures plus rapides comparativement aux trois autres. Elles montrent également que les contraintes maximales de ces deux éprouvettes sont légèrement différentes. Cependant, les autres éprouvettes (1, 3 et 4) ont des déformations très semblables l'une de l'autre et des contraintes maximales très proches de la contrainte maximale de l'éprouvette 5.

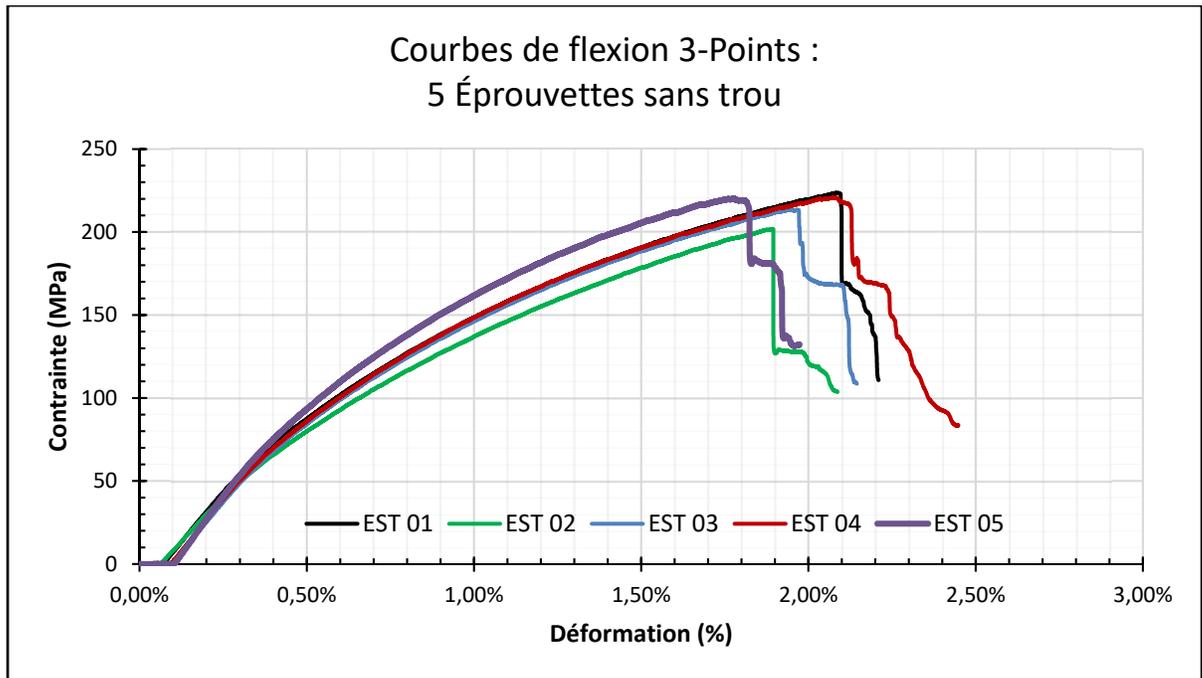


Figure 3.35 Courbes des contraintes - déformations en flexion des EST 0X

3.3.2 Courbes de flexion 3-points des éprouvettes avec trou (EAT)

Courbes de flexion 3-points des éprouvettes avec trou N1

La figure 3.36 montre les courbes contrainte - déformation en flexion de chacune des éprouvettes de la catégorie EAT 1X. Toutes les éprouvettes ont les mêmes tendances dans l'intervalle de calcul du module d'élasticité en flexion.

Les courbes de cette figure indiquent que toutes les éprouvettes ont des ruptures et contraintes maximales très proches l'une de l'autre tout en ayant des déformations très semblables. La répétition des résultats est très bonne pour le test de ces éprouvettes EAT 1X.

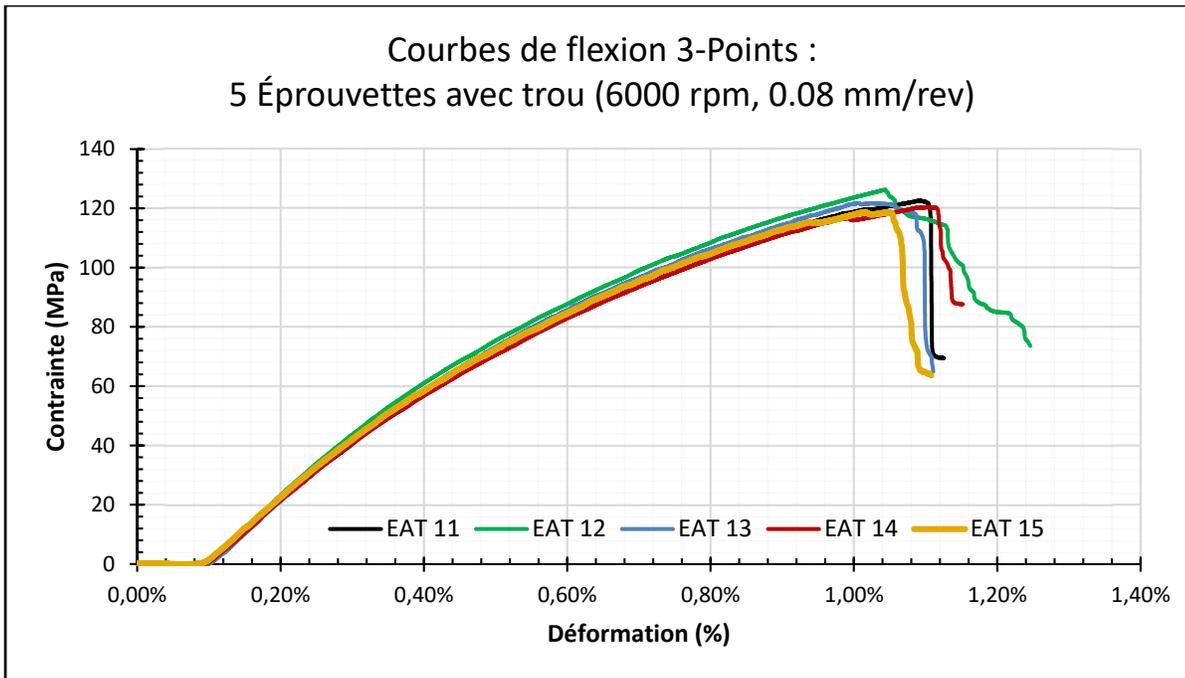


Figure 3.36 Courbes des contraintes - déformations en flexion des EAT 1X

Courbes de flexion 3-points des éprouvettes avec trou N2

La figure 3.37 montre les courbes contrainte - déformation en flexion de chacune des éprouvettes de la catégorie EAT 2X. Quatre parmi les cinq éprouvettes ont les mêmes tendances dans l'intervalle de calcul du module d'élasticité en flexion.

Les courbes de cette figure indiquent que les éprouvettes 2 à 5 ont des déformations très semblables et des contraintes maximales également très proches l'une de l'autre. Cependant, l'éprouvette 1 a une déformation maximale proche des déformations des autres éprouvettes pour une contrainte maximale significativement plus élevée. Ce comportement est dû à la mauvaise sélection des paramètres de coupe utilisés pour percer l'éprouvette EAT 21. En effet, la courbe contrainte - déformation en flexion de cette éprouvette a la même tendance que celles des éprouvettes EAT 1X. Il est donc clair que les paramètres de perçage des éprouvettes EAT 1X ont été utilisés pour percer l'éprouvette EAT 21.

Dans le chapitre suivant nous n'allons pas considérer l'éprouvette 1 pour l'analyse de l'effet des paramètres de coupe sur les propriétés mécaniques en flexion des composite lin/époxy.

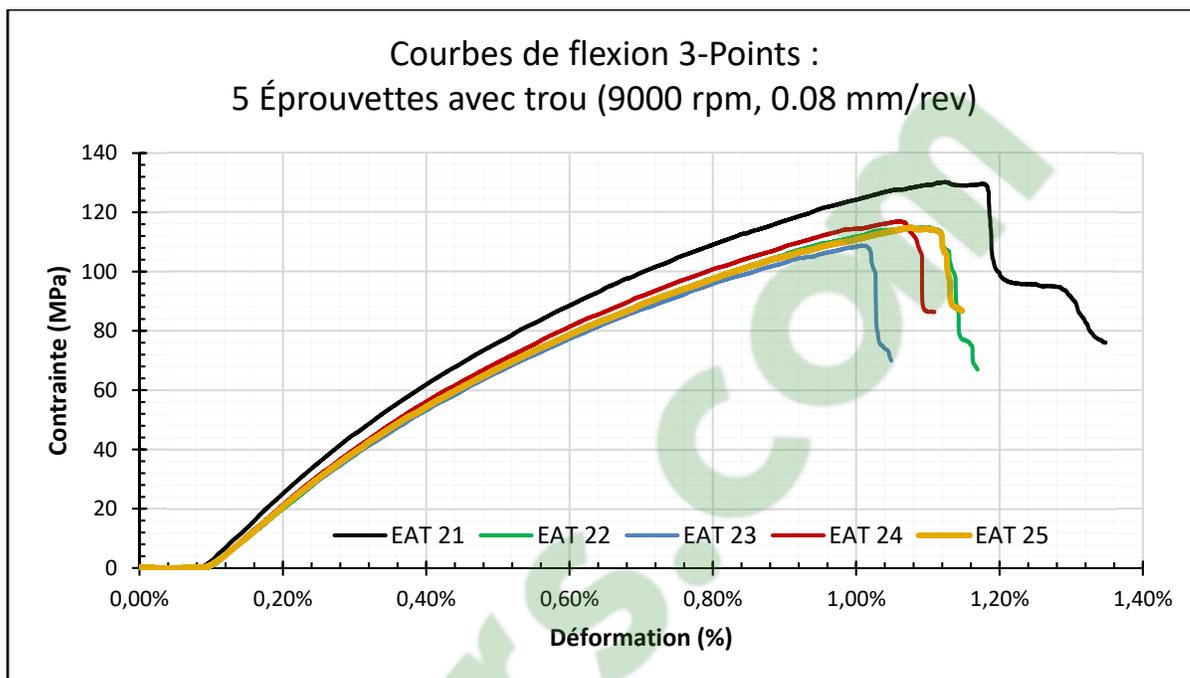


Figure 3.37 Courbes des contraintes - déformations en flexion des EAT 2X

CHAPITRE 4

DISCUSSION

La qualité des trous en perçage avec support partiel est comparée avec la qualité des trous en perçage avec support total afin de vérifier s'il est possible de passer d'une configuration de type montage avec support total à un montage avec support partiel. Les différentes propriétés mécaniques en flexion du chapitre précédent sont confrontées dans le but de vérifier si les conditions de coupe les influencent.

4.1 Qualité du trou

Les conditions de coupe préférées dans le procédé de perçage avec support partiel des FFRP sont définies au chapitre précédent par les ensembles (D, N, f) dans lesquels D représente la distance d'appuis (mm), N la vitesse de broche (RPM) et f la vitesse d'avance (mm/rev). Ces conditions sont :

- Condition P1 (158, 9000, 0.08) ;
- Condition P2 (230, 6000, 0.08) ;
- Condition P3 (158, 6000, 0.08).

4.1.1 Rugosité Ra

La figure 4.1 compare les rugosités des conditions de coupe préférées dans le perçage avec support partiel et les rugosités suivant les mêmes conditions de coupe dans le perçage avec support total.

Pour les trois conditions de coupe avec support partiels, la rugosité est faible à la vitesse de coupe élevée car elle est réduite comparativement à la rugosité dans le procédé de perçage avec support total. Cependant, son comportement est inversé à la vitesse de coupe moyenne, c'est-à-dire elle se dégrade comparativement à la rugosité dans le procédé de perçage avec support total.

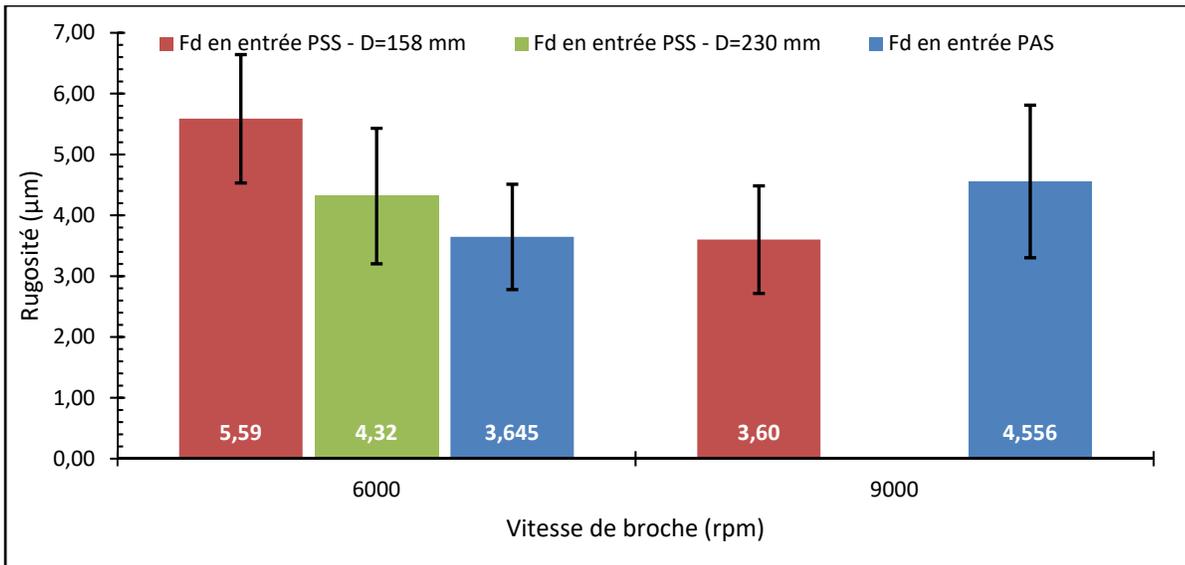


Figure 4.1 Comparaison des rugosités dans les procédés de perçage (PAS et PSS)

4.1.2 Délaminage

Les résultats expérimentaux ont montré que le délaminage côté « entrée » était dans l'ensemble plus élevé que le délaminage côté « sortie ». Le plus faible facteur de délaminage côté « entrée » et le plus faible facteur de délaminage côté « sortie » étaient respectivement de 1.181 et 1.112 dans les expériences de perçage avec support total.

La figure 4.2 compare le facteur de délaminage côté « entrée » calculé dans l'expérience de perçage avec support partiel et celui calculé dans l'expérience de perçage avec support total sur la base des mêmes paramètres de coupe.

La figure 4.3 compare le facteur de délaminage côté « sortie » calculé dans l'expérience de perçage avec support partiel et celui calculé dans l'expérience de perçage avec support total sur la base des mêmes paramètres de coupe.

Les paramètres de coupe dans ces comparaisons sont ceux des conditions de coupe préférées dans l'analyse de perçage avec support partiel.

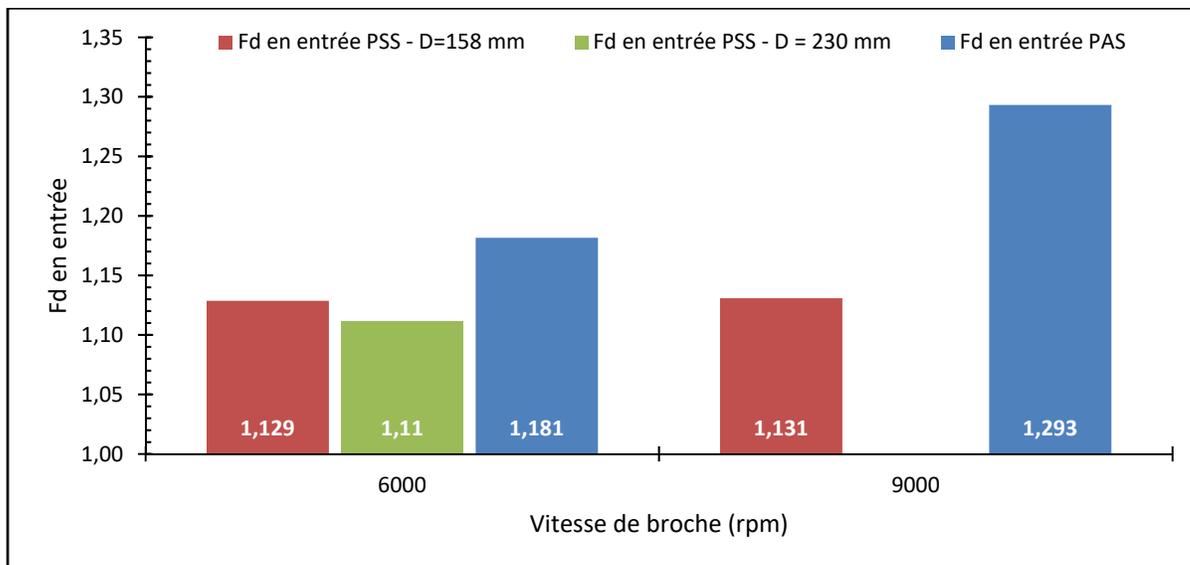


Figure 4.2 Comparaison des facteurs de délaminage côté « entrée » dans les procédés de perçage

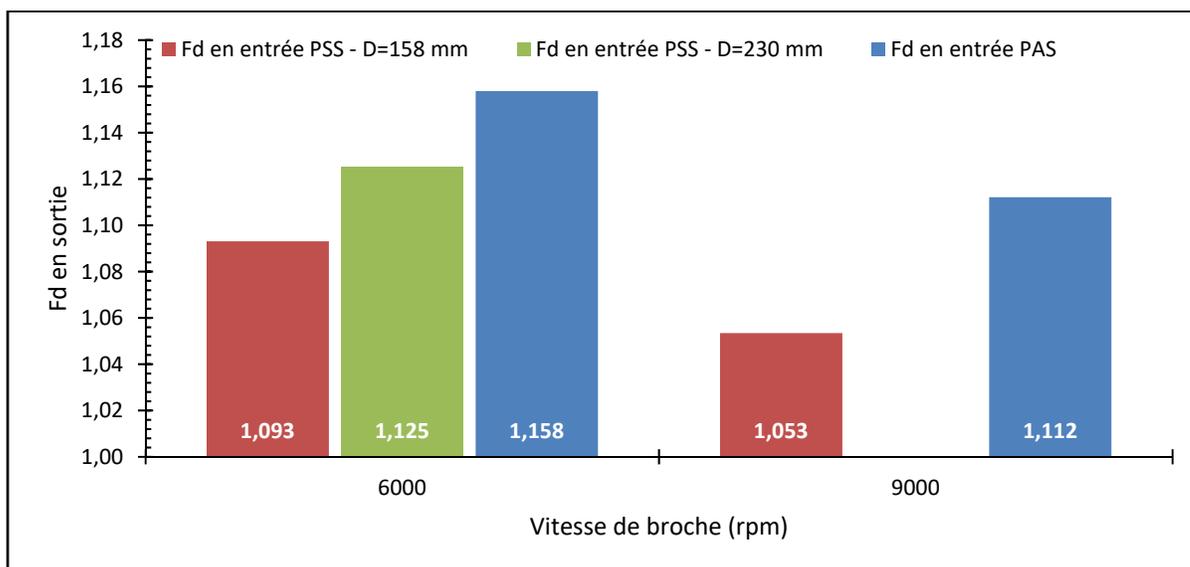


Figure 4.3 Comparaison des facteurs de délaminage côté « sortie » dans les procédés de perçage

En supposant une déformation positive du stratifié, il apparaît des forces de compression et traction dans le plan des plis à l'intérieur du stratifié. Ces forces internes, n'existant pas dans le perçage avec support total, pourraient expliquer pourquoi le délaminage est plus faible dans le perçage avec support partiel sous ces conditions de perçage.

4.1.3 Rupture des fibres

Le plus faible taux de fibres non-coupées côtés « entrée » et « sortie » étaient respectivement de 2.66 % et 2.92 % dans les expériences de perçage avec support total.

La figure 4.4 compare les taux de fibres non-coupées côté « entrée » suivant les conditions de coupe préférées dans le procédé de perçage avec support partiel aux mêmes taux suivant les mêmes conditions de coupe avec support total.

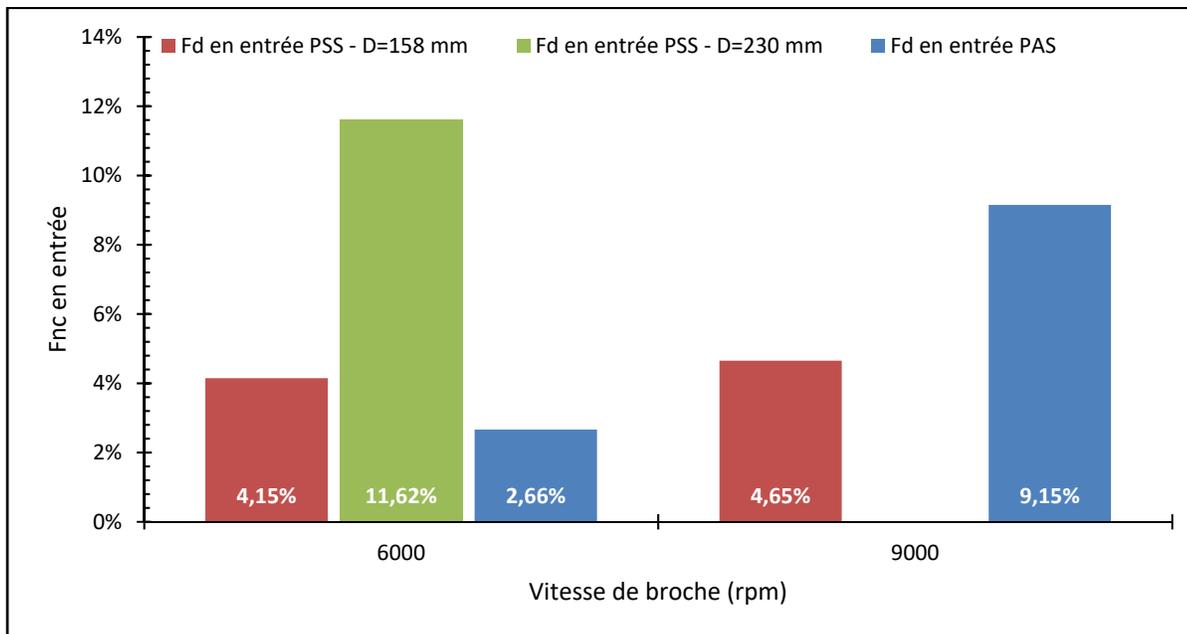


Figure 4.4 Comparaison des taux de fibres non-coupées côté « entrée » dans les procédés de perçage

La figure 4.5 compare les taux de fibres non-coupées côté « sortie » suivant les conditions de coupe préférées dans le procédé de perçage avec support partiel aux mêmes taux suivant les mêmes conditions de coupe avec support total.

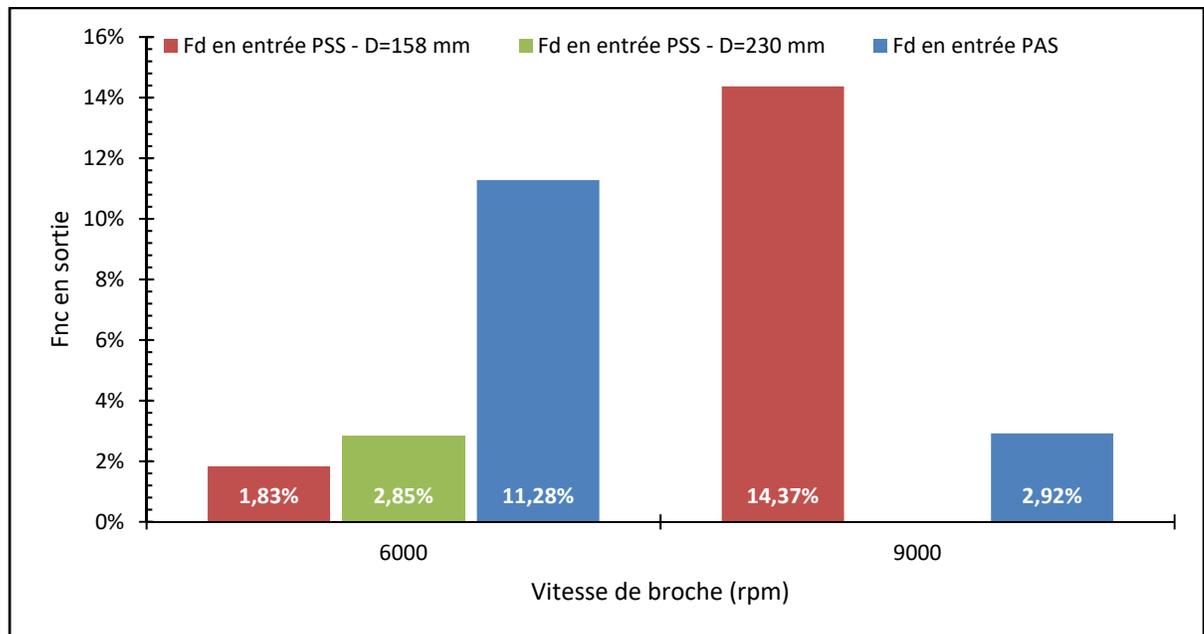


Figure 4.5 Comparaison des taux de fibres non-coupées côté « sortie » dans les procédés de perçage

En supposant une déformation positive du stratifié, il apparaît des forces de compression et traction dans le plan des plis à l'intérieur du stratifié. Ces forces internes, n'existant pas dans le perçage avec support total, pourraient expliquer pourquoi le côté ayant le meilleur taux de fibres non-coupées est toujours alterné quelle que soit la vitesse de coupe.

Pour la vitesse de broche de 6000 rpm, le taux de fibres non-coupées en entrée du trou est meilleur dans le perçage avec support total tandis que le taux de fibres non-coupées en sortie du trou est meilleur dans le perçage avec support partiel.

Pour la vitesse de broche de 9000 rpm, le taux de fibres non-coupées en entrée du trou est meilleur dans le perçage avec support partiel tandis que le taux de fibres non-coupées en sortie du trou est meilleur dans le perçage avec support total.

4.2 Propriétés mécaniques en flexion

La norme ASTM D7264/D7264M -15 recommande le calcul du module d'élasticité en flexion entre 0.1% et 0.3% de déformation. Elle fournit également les formules de calcul de la contrainte maximale, de la déformation maximale et du module d'élasticité en flexion. Ces formules ont été mentionnées au chapitre 2.

Cette norme n'a pas été faite pour tester des éprouvettes avec trou, lequel induit des concentrations de contraintes. Elle est utilisée parce qu'il n'existe pas de norme à cet et principalement pour voir l'effet des conditions de perçage. Le but est de comparer uniquement les éprouvettes avec trou entre elles.

4.2.1 Déformations maximales

Le chapitre précédent présente les trois catégories d'éprouvettes (éprouvettes sans trou, éprouvettes avec trou N1 et éprouvettes avec trou N2). La déformation maximale moyenne est calculée sur la base des différentes déformations des éprouvettes de chaque catégorie. La figure 4.6 montre la comparaison entre les déformations maximales des d'éprouvettes avec trou.

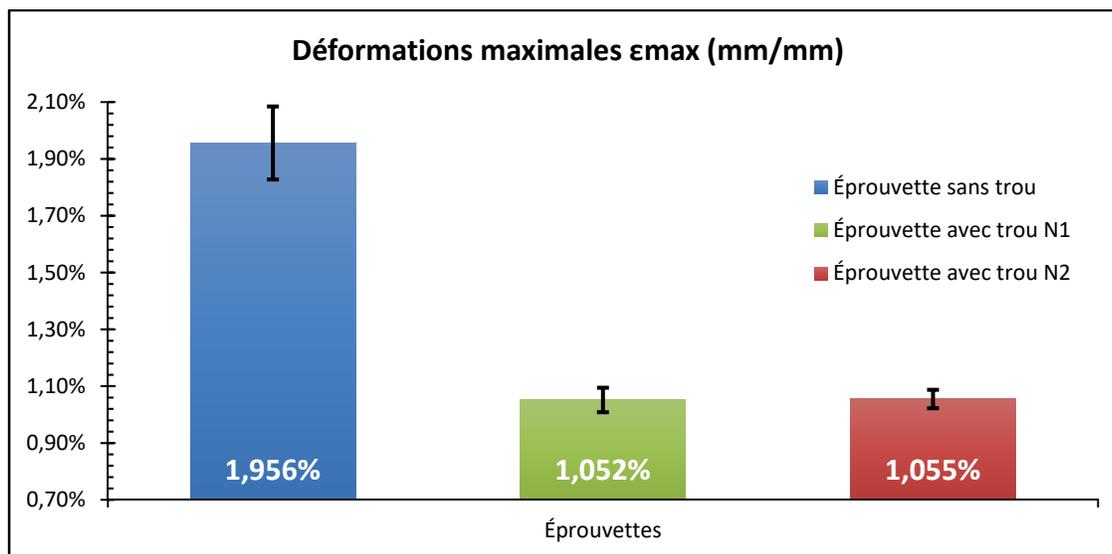


Figure 4.6 Déformations maximales des éprouvettes

La moyenne des déformations maximales des éprouvettes sans trou est très proche de la valeur 2.08% de la déformation maximale des spécimens en composite lin/époxy de cette étude. Cette propriété mécanique ayant été mesurée précédemment par Saadati et al. (2020), montre que la fiabilité des résultats des essais de flexion 3-points de cette étude est très bonne.

La figure 4.6 indique que les paramètres de perçage n'ont aucun impact sur la déformation maximale dans les éprouvettes. Donc, la déformation maximale est indépendante des conditions de coupe soit la déformation des plaques lin/époxy de cette étude est principalement influencée par le diamètre du trou.

4.2.2 Contraintes maximales

La contrainte maximale moyenne est calculée sur la base des différentes contraintes des éprouvettes de la catégorie concernée. La figure 4.7 compare les moyennes des contraintes maximales des deux catégories d'éprouvettes avec trou.

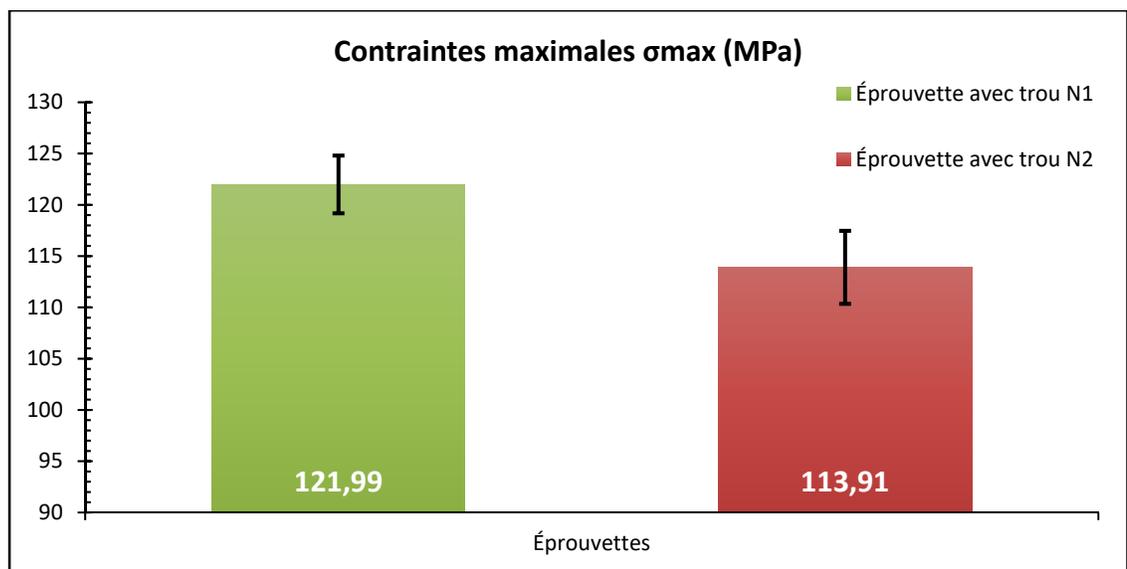


Figure 4.7 Contraintes maximales des éprouvettes

La figure 4.7 indique que les paramètres de perçage ont un impact sur la contrainte maximale en flexion dans les éprouvettes. Donc, les conditions de coupe ont une influence sur la résistance en flexion; soit la vitesse de coupe a un léger effet sur la résistance en flexion des plaques lin/époxy de cette étude.

4.2.3 Module d'élasticité en flexion

Le module d'élasticité en flexion moyenne est calculé sur la base des différents modules des éprouvettes de la catégorie concernée. La figure 4.8 compare les moyennes des modules d'élasticité en flexion des trois catégories d'éprouvettes.

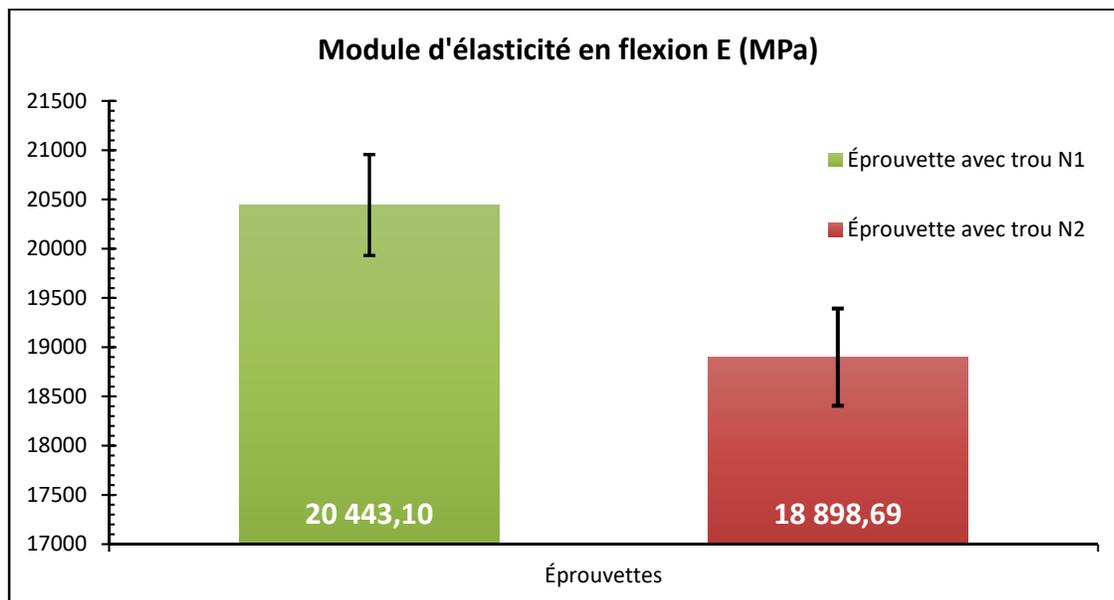


Figure 4.8 Module d'élasticité en flexion des éprouvettes

La figure 4.8 indique que les paramètres de perçage ont un impact sur le module d'élasticité en flexion dans les éprouvettes. Donc, les conditions de coupe ont une influence sur le module d'élasticité en flexion; soit la vitesse de coupe a un effet sur le module d'élasticité en flexion des plaques lin/époxy de cette étude.

CONCLUSION

Le perçage avec support partiel des plaques minces de type FFRP-UD est fait à l'aide des paramètres de coupe optimaux issus de l'analyse du perçage avec support total des mêmes plaques. Un modèle d'éléments finis simplifié a été développé pour déterminer les déflexions dans le perçage avec support partiel et des tests de flexion 3-points ont été réalisés pour évaluer l'influence des paramètres de perçage sur les propriétés mécaniques en flexion du matériau. La qualité des trous a été fondée sur la taille des défauts induits lors du perçage. Les conclusions de cette étude sont les suivantes :

- Les composites à fibres de lin peuvent être facilement usinables. Aucune usure d'outil n'a été observée. Ceci valide le fait que les fibres de lin sont non abrasives.
- La vitesse d'avance est le paramètre de coupe le plus influent sur la force de poussée. Cependant, à une vitesse d'avance fixe, la force de poussée croît avec la vitesse de la broche.
- Particulièrement pour une vitesse de 6000 rpm, la force de poussée croît avec la distance d'appuis.
- La vitesse de broche a une grande influence sur la force de poussée comparativement à la distance d'appuis. La déflexion a une tendance à décroître avec l'augmentation de la vitesse de coupe pour la distance moyenne des appuis (158 mm).
- La rugosité de surface R_a n'a été influencée ni par les paramètres de coupe ni par la distance d'appuis en perçage des FFRP.
- Le facteur de délaminage côté « entrée » croît avec la vitesse de broche mais pour une vitesse de broche de 6000 rpm, il décroît avec l'augmentation de la distance du support partiel.
- Le facteur délaminage côté « sortie » est minimisé pour la plus petite vitesse d'avance. Il croît avec l'augmentation de la vitesse de broche pour la grande distance d'appuis du support partiel mais décroît avec l'augmentation de la vitesse de broche pour les deux les plus petites distances d'appui.
- Le délaminage est minimisé en perçage avec support partiel des plaques de FFRP.

- La rupture des fibres côté « entrée » est principalement influencée par la vitesse d'avance et pour la vitesse d'avance faible, elle est minimisée à la vitesse de coupe élevée en perçage avec support partiel. En sortie de trou, la rupture des fibres croît avec la vitesse de la broche pour les plus grandes distances d'appui.
- La rupture des fibres est améliorée du côté « entrée » et dégradée côté « sortie » ou vice versa en perçage avec support partiel des plaques de FFRP dépendant que la vitesse de coupe soit élevée ou moyenne.
- Pour une meilleure qualité de trou en perçage avec support partiel des FFRP, la vitesse de broche élevée (9000 rpm), la vitesse d'avance faible (0.08 mm/rev) et la distance d'appuis (158 mm) sont recommandées comme conditions d'opération.
- Dans les plaques FFRP, la résistance et le module d'élasticité en flexion sont influencés par les paramètres de perçage.

RECOMMANDATIONS

Cette étude s'est limitée aux composites unidirectionnels afin de pouvoir analyser l'effet des paramètres de coupe sur la rugosité, le délaminage, la rupture des fibres, la déflexion de la plaque, la force de poussée et les propriétés mécaniques en flexion. Plusieurs recommandations peuvent être faites pour approfondir la recherche et surmonter ses limites.

- L'étude du perçage de stratifiés à fibres de lin quasi-isotrope serait intéressante afin de valider les conclusions de cette étude. L'exploitation des stratifiés unidirectionnels n'est pas courant car il y a peu d'applications industrielles pour ce type de composite.
- Il serait intéressant d'augmenter les plages de distance d'appuis entre les valeurs obtenues dans cette étude. Ceci dans le but d'optimiser la valeur de la distance permettant un niveau de qualité plus pertinente.
- Approfondir l'analyse des effets des paramètres de coupe sur les propriétés mécaniques en flexion en variant les diamètres des trous sur les éprouvettes et les largeurs des éprouvettes.
- Approfondir l'étude sur la rugosité de surface pour la vitesse de coupe moyenne.

ANNEXE I

DECOUPAGE DES ÉPROUVETTES EPAS



Figure-A I-1 Découpage de l'échantillon de base sur deux formats pour la fabrication des éprouvettes

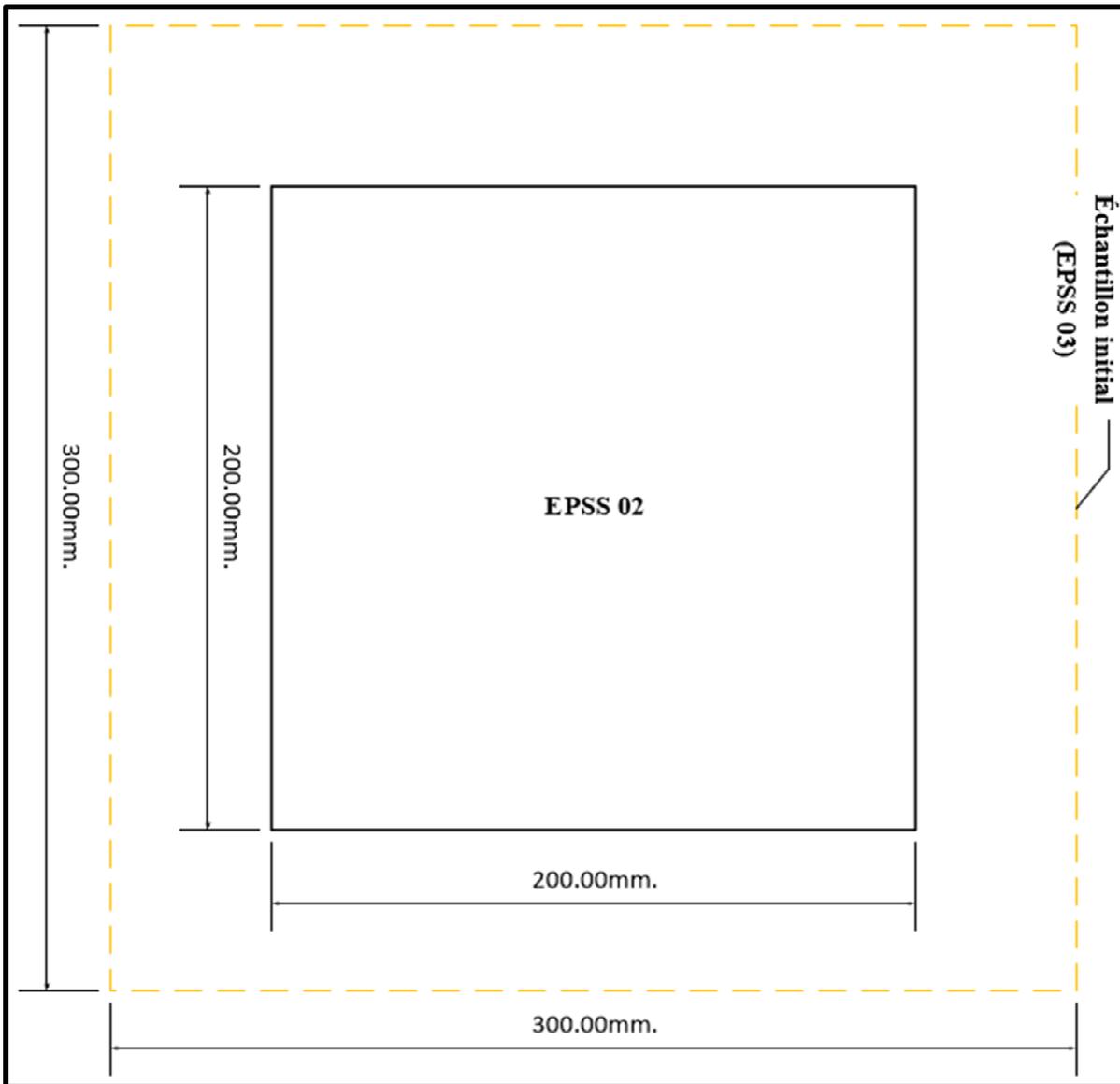


Figure-A I-2 Découpage de l'échantillon de base sur le format de fabrication d'une seule éprouvette

ANNEXE II

ACQUISITION DES FORCES DE POUSSÉE

La table dynamométrique 3 axes de la compagnie KISTLER, modèle 9255B, est fixée sur la table de la fraiseuse. Elle aura pour rôles :

- L'acquisition des composantes de l'effort de coupe selon trois directions (x, y et z) ;
- La transmission des données vers un ordinateur local.

Cette table est spécifiquement conçue pour une utilisation sous chargement dynamique ou quasi statique dans le cadre d'opérations d'usinage. Donc au travers de ces caractéristiques (Voir Tableau 2.6), elle est adaptée à notre procédé d'usinage.

Tableau-A II-1 Table dynamométrique KISTLER 9255B (ÉTS, 2017)

Kistler 9255B 	Type de machine :	Three-axis dynamometer
	Fabricant :	Kistler
	Année de fabrication :	----
	Plage de mesures :	Fx , Fy: -20...20 kN Fz : -10...40 kN
	Sensibilité :	Fx , Fy: -8 pC/N Fz : -3.7 pC/N
	Fréquence propre :	fn (x,y): 1.7 – 3 kHz fn (z): 2– 3 kHz

ANNEXE III

MESURE DES DÉPLACEMENTS EN FLEXION

Le capteur de déplacement Keyence IL-030 avec un amplificateur Keyence IL-1000 est monté sur la table dynamométrique. Ce capteur assure une détection stable de la position de la plaque durant le processus de perçage et permet de mesurer le déplacement de celle-ci.

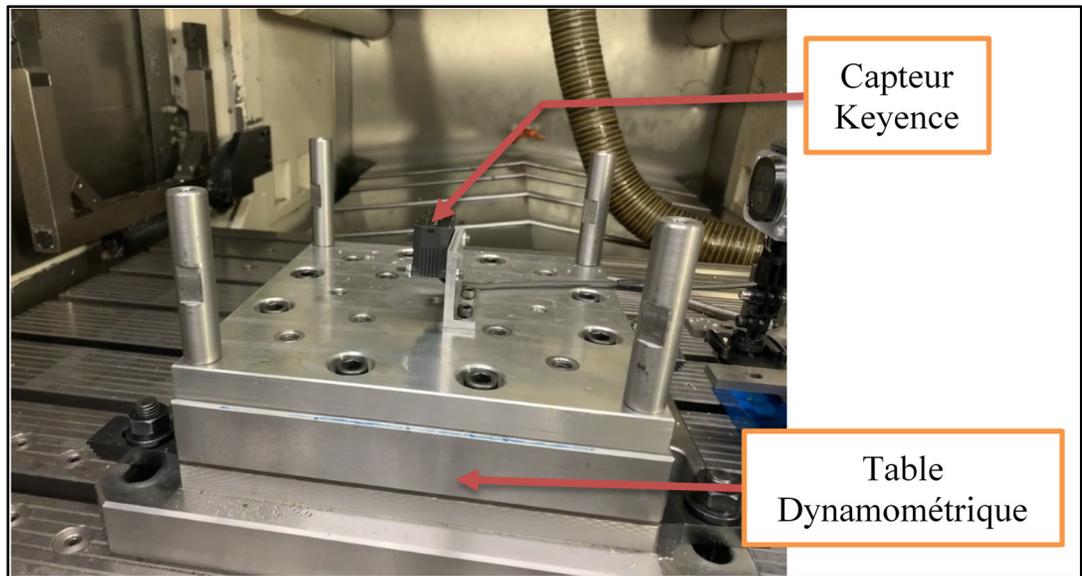


Figure-A III-1 Capteur de déplacement monté sur la table dynamométrique

Model	IL-030	
Shape		
Reference distance	30 mm	
Measurement range	20 to 45 mm	
Light source	Laser class	Class 1 laser product (FDA (CDRH) Part 1040.10 ¹ IEC 60825-1)
	Output	220 μ W
Spot diameter (at reference distance)	Approx. 200 x 750 μ m	
Linearity^{2,3}	\pm 0.1% of F.S. (when used at 25 to 35 mm)	
Repeatability⁴	1 μ m	

Figure-A III-2 Spécification de la tête du capteur (Catalogue)

ANNEXE IV

TEST DE FLEXION EN 3-POINTS

La machine de test MTS alliance RF/200 est connectée à un ordinateur local. La commande du début et de la fin de test se fait sur l'ordinateur local et l'acquisition des résultats également.

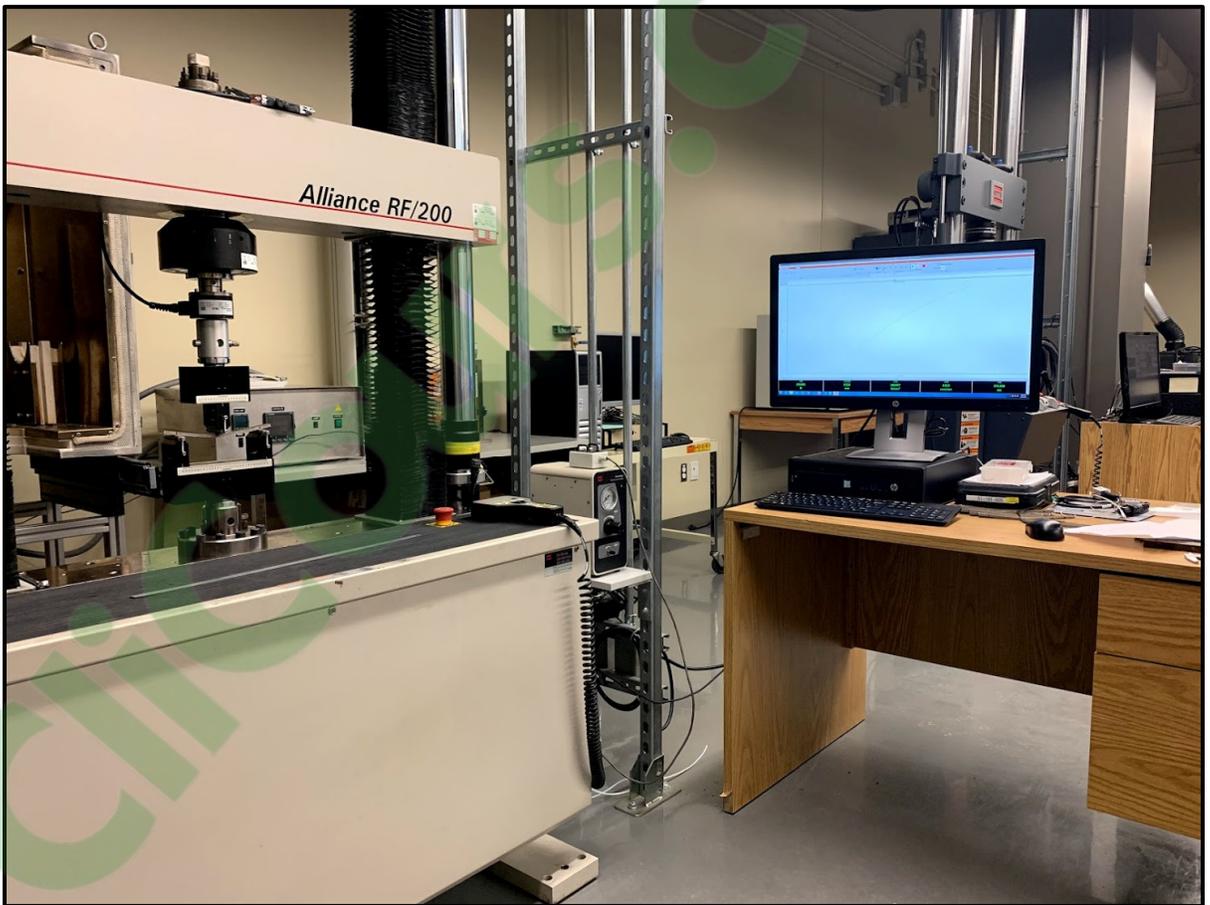


Figure-A IV-1 Machine de test MTS alliance RF/200

ANNEXE V

MACHINE-OUTIL

Les opérations de perçage sont réalisées en utilisant la fraiseuse CNC trois axes de la compagnie Huron Graffenstaden. Cette fraiseuse d'une puissance 30 kW est un modèle de la série K2x10 munie d'un contrôleur SIEMENS 840D. Elle est équipée d'une broche qui permet des vitesses de rotation de l'outil allant jusqu'à 28 000 rpm, ce qui nous permet de réaliser tous nos essais perçage.

Tableau-A V-1 Caractéristiques de la machine-outil (ÉTS, 2017)

Huron K2X10 	Type de machine :	Fraiseuse 3 axes U.G.V. à commandes numériques
	Fabricant :	Huron Graffenstaden
	Année de fabrication :	2007
	Contrôleur :	Siemens 840 D
	Broche :	28 000 TPM, 20.9 Nm [185lbs-po]
	Nombre d'outils :	20
	Déplacements :	1000 x 800 x 500 mm – [39.4 x 31.5 x 19.7 po]
	Capacité :	1150 X 800 mm, 1000 kg – [45.3 X 31.5 po, 2200 lbs]
	Avance rapide :	60 m/mn – [2362 po/mn]
	Avance de coupe :	30000 mm/mn – [1181 po/mn] @ 6m/s ² et 150m/s ³

ANNEXE VI

MESURE DU DIAMÈTRE DES TROUS

Tableau-A VI-1 Machine à mesurer les coordonnées (ÉTS, 2017)

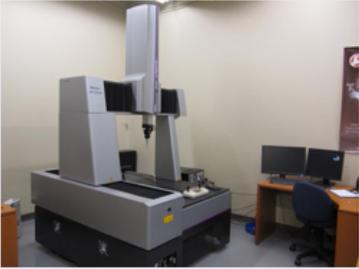
BRIGHT STRATO 7106 	Type de machine :	M.M.C. (C.M.M.) 5 AXES
	Fabricant :	Mitutoyo
	Année de fabrication :	2004
	Déplacements :	705 x 1005 x 605 mm - [27.76 x 39.57 x 23.82 po]
	Capacité :	800 kg - [1760 lb]
	Avance max. :	25.8 m/min [1016 po/min]
	Équipement optimal :	Tête laser Metris LC50 (digitalisation 3D par balayage laser)

Tableau-A VI-2 Microscope digital séries VHX-500 KEYENCE (ÉTS, 2017)

Keyence VHC-500F 	Type de machine :	Microscope numérique
	Fabricant :	Keyence
	Année de fabrication :	2011
	Résolution :	2 million pixels 1600 (H) x 1200 (V) Approx 1000 TV lines
	Dispositif de capture d'image :	1/1,8 pouce, capteur d'images CCD de 2,11 millions de pixels Total des pixels: 1688 (H) x 1248 (V) Pixels utilisés: 1628 (H) x 1236 (V) Pixels virtuels: 1600 (H) x 1200 (V)
	Obturbateur électronique :	AUTO, MANU, OFF, 1/15, 1/30, 1/60, 1/120, 1/250, 1/500, 1/1000, 1/2000, 1/5000
	Moniteur LCD :	LCD couleur (TFT) 15"

ANNEXE VII

MESURE DES RUGOSITÉS DES SURFACES

Tableau-A VII-1 Rugosimètre MITUTOYO SJ-400 (ÉTS, 2017)

Mitutoyo SJ400 	Type de machine :	Testeur d'état de surface
	Fabricant :	Mitutoyo
	Année de fabrication :	---
	Plage de mesures :	Axe des Z: 800 μ m, 80 μ m, 8 μ m Axe des X: 25mm
	Paramètres d'évaluation :	Ra, Ry, Rz, Rq, Pc, R3z, mr, Rt, Rp, Rv, Sm, S, δ c, Rk, Rpk, Rvk, Mr1, Mr2, A1, A2, Lo, Ppi, R, AR, Rx, Δ a, Δ q, Ku, HSC, mrd, Sk, W, AW, Wte, Wx, Vo
	Norme de rugosité :	JIS (JIS B0601-2001/1994/1982), DIN, ISO, ANSI
	Résolution minimum :	0.000125 μ m (plage de 8 μ m)

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Abdul Nasir, A. A., Azmi, A. I., & Khalil, A. N. M. (2015a). Measurement and optimisation of residual tensile strength and delamination damage of drilled flax fibre reinforced composites. *Measurement*, 75, 298-307. doi: 10.1016/j.measurement.2015.07.046. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.measurement.2015.07.046>
- Abdul Nasir, A. A., Azmi, A. I., & Khalil, A. N. M. (2015b). Parametric study on the residual tensile strength of flax natural fibre composites after drilling operation. *Procedia Manufacturing*, 2, 97-101. doi: 10.1016/j.promfg.2015.07.017. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.promfg.2015.07.017>
- Abdul Nasir, A. A., Azmi, A. I., Lih, T. C., & Abdul Majid, M. S. (2019). Critical thrust force and critical feed rate in drilling flax fibre composites: A comparative study of various thrust force models. *Composites Part B: Engineering*, 165, 222-232. doi: 10.1016/j.compositesb.2018.11.134
- Abdul Nasir, A. A., Azmi, A. I., Lih, T. C., & Shuaib, N. A. (2018). Experimental study towards determination of critical feed for minimization of delamination damage in drilling flax natural fibre composites. Dans *8th CIRP Conference on High Performance Cutting, HPC 2018, June 25, 2018 - June 27, 2018* (Vol. 77, pp. 191-194). Elsevier B.V. doi: 10.1016/j.procir.2018.08.283. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.283>
- Abilash, N., & Sivapragash, M. (2016). Optimizing the delamination failure in bamboo fiber reinforced polyester composite. *Journal of King Saud University - Engineering Sciences*, 28(1), 92-102. doi: 10.1016/j.jksues.2013.09.004. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.jksues.2013.09.004>
- Abrao, A. M., Faria, P. E., Rubio, J. C. C., Reis, P., & Davim, J. P. (2007). Drilling of fiber reinforced plastics: A review. *Journal of Materials Processing Technology*, 186(1-3), 1-7. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.11.146. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.11.146>
- Al-wandi, S., Ding, S., & Mo, J. (2017). An approach to evaluate delamination factor when drilling carbon fiber-reinforced plastics using different drill geometries: experiment and finite element study. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 93(9-12), 4043-4061. doi: 10.1007/s00170-017-0880-2
- Aravindh, S., & Umanath, K. (2015). Delamination in drilling of natural fibre reinforced polymer composites produced by compression moulding. *Applied Mechanics and Materials*, 766-767, 796-800. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.766-767.796. Repéré à <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.766-767.796>

- Ashrafi, S. A., Miller, P. W., Wandro, K. M., & Kim, D. (2016). Characterization and effects of fiber pull-outs in hole quality of carbon fiber reinforced plastics composite. *Materials*, 9(10). doi: 10.3390/ma9100828. Repéré à <http://dx.doi.org/10.3390/ma9100828>
- Azmir, M. A., Sivasankaran, P. N., & Hamedon, Z. (2010). Experimental Study on Drilling Process of CFRP Composite Laminate. *Materials Science Forum*, 638-642(1), 927-932. doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.638-642.927. Repéré à <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.638-642.927>
- Bogoeva-Gaceva, G., Avella, M., Malinconico, M., Buzarovska, A., Grozdanov, A., Gentile, G., & Errico, M. E. (2007). Natural fiber eco-composites. *POLYMER COMPOSITES*, 28(1), 98-107. doi: 10.1002/pc.20270. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1002/pc.20270>
- Bonnet, C., Benmohammed, B., Poulachon, G., Rech, J., & Girard, Y. (2011). CFRP drilling model: fiber orientation influence on mechanical load and delamination. *Advanced Materials Research*, 223, 111-121. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.223.111. Repéré à <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.223.111>
- Capello, E. (2004). Workpiece damping and its effect on delamination damage in drilling thin composite laminates. *Journal of Materials Processing Technology*, 148(2), 186-195. doi: 10.1016/s0924-0136(03)00812-4
- Chandramohan, D., & Rajesh, S. (2014). Study of machining parameters on natural fiber particle reinforced polymer composite material. *ACADEMIC JOURNAL OF MANUFACTURING ENGINEERING*, 12(3/2014).
- Davim, J. P., & Reis, P. (2003). Study of delamination in drilling carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using design experiments. *Composite Structures*, 59(4), 481-487. doi: 10.1016/S0263-8223(02)00257-X. Repéré à [http://dx.doi.org/10.1016/S0263-8223\(02\)00257-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0263-8223(02)00257-X)
- Davim, J. P., & Reis, P. (2005). Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, 160(2), 160-167. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.06.003
- Dharan, C. K. H., & Won, M. S. (2000). Machining parameters for an intelligent machining system for composite laminates. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40, 415-426.
- Dogrusadik, A., & Kentli, A. (2017). Comparative assessment of support plates' influences on delamination damage in micro-drilling of CFRP laminates. *Composite Structures*, 173, 156-167. doi: 10.1016/j.compstruct.2017.04.031. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2017.04.031>

- Dransfield, K., Baillie, C., & Yiu-Ming, M. (1994). Improving the delamination resistance of CFRP by stitching-a review. *Composites Science and Technology*, 50(3), 305-317. doi: 10.1016/0266-3538(94)90019-1. Repéré à [http://dx.doi.org/10.1016/0266-3538\(94\)90019-1](http://dx.doi.org/10.1016/0266-3538(94)90019-1)
- Durão, L. M. P., de Moura, M. F. S. F., & Marques, A. T. (2008). Numerical prediction of delamination onset in carbon/epoxy composites drilling. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(9), 2767-2778. doi: 10.1016/j.engframech.2007.03.009
- ÉTS, L. d. i. d. p., procédés et systèmes. (2017). Les mots : Équipements LIPPS. Repéré le 23 Novembre à <https://www.etsmtl.ca/Unites-de-recherche/LIPPS/Recherche-et-innovation/Equipements>
- Faruk, O., Bledzki, A. K., Fink, H.-P., & Sain, M. (2012). Biocomposites reinforced with natural fibers: 2000-2010. *Progress in Polymer Science*, 37(11), 1552-1596. doi: 10.1016/j.progpolymsci.2012.04.003. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.progpolymsci.2012.04.003>
- Feito, N., Díaz-Álvarez, J., López-Puente, J., & Miguelez, M. H. (2018). Experimental and numerical analysis of step drill bit performance when drilling woven CFRPs. *Composite Structures*, 184, 1147-1155. doi: 10.1016/j.compstruct.2017.10.061
- Feito, N., Lopez-Puente, J., Santiuste, C., & Miguelez, M. H. (2014). Numerical prediction of delamination in CFRP drilling. *Composite Structures*, 108, 677-683. doi: 10.1016/j.compstruct.2013.10.014. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2013.10.014>
- Gaitonde, V. N., Karnik, S. R., Campos Rubio, J., Esteves Correia, A., Abrao, A. M., & Davim, J. P. (2011). A study aimed at minimizing delamination during drilling of CFRP composites. *Journal of Composite Materials*, 45(22), 2359-2368. doi: 10.1177/0021998311401087. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1177/0021998311401087>
- Gendre, L. (2011a). *Les grandes familles de matériaux composites*. ENS Cachan. Repéré à <https://eduscol.education.fr/sti/sites/eduscol.education.fr/sti/files/ressources/pedagogiques/6622/6622-les-grandes-familles-de-materiaux-composites-ensps.pdf>
- Gendre, L. (2011b). *Matériaux composites et structures composites*. ENS Cachan. Repéré à <https://eduscol.education.fr/sti/sites/eduscol.education.fr/sti/files/ressources/pedagogiques/6570/6570-materiaux-composites-et-structures-composites-ensps.pdf>
- Gornet, L. (2008). Généralités sur les matériaux composites. *Engineering school, cel-00470296v1*. doi: <https://cel.archives-ouvertes.fr/cel-00470296v1>

- Haeger, A., Schoen, G., Lissek, F., Meinhard, D., Kaufeld, M., Schneider, G., . . . Knoblauch, V. (2016). Non-destructive Detection of Drilling-induced Delamination in CFRP and its Effect on Mechanical Properties. *Procedia Engineering*, 149, 130-142. doi: 10.1016/j.proeng.2016.06.647
- He, Y. L., Zhang, G. P., & Xue, J. P. (2014). Finite element analysis on drilling of unidirectional carbon fiber reinforced plastic(CFRP). Dans *2013 3rd International Conference on Mechanical Materials and Manufacturing Engineering, ICMMME 2013, October 1, 2013 - October 2, 2013* (Vol. 455, pp. 228-231). Trans Tech Publications Ltd. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.455.228. Repéré à <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.455.228>
- Hintze, W., Clausen, R., Schutte, C., & Kroll, K. (2018). Evaluation of the total cutting force in drilling of CFRP: a novel experimental method for the analysis of the cutting mechanism. *Production Engineering - Research and Development*, 12(3-4), 431-440. doi: 10.1007/s11740-018-0807-2. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1007/s11740-018-0807-2>
- Hocheng, H., & Tsao, C. C. (2005). The path towards delamination-free drilling of composite materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 167(2-3), 251-264. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2005.06.039
- Karnik, S. R., Gaitonde, V. N., Rubio, J. C., Correia, A. E., Abrão, A. M., & Davim, J. P. (2008). Delamination analysis in high speed drilling of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) using artificial neural network model. *Materials & Design*, 29(9), 1768-1776. doi: 10.1016/j.matdes.2008.03.014
- Kavada, B. V., Pandey, A. B., Tadavi, M. V., & Jakharia, H. C. (2014). A Review Paper on Effects of Drilling on Glass Fiber Reinforced Plastic. *Procedia Technology*, 14, 457 – 464. doi: 10.1016/j.protcy.2014.08.058
- Komanduri, R. (1997). Machining of Fiber-Reinforced Composites. *Machining Science and Technology*, 1(1), 113-152. doi: 10.1080/10940349708945641
- Lachaud, F., Piquet, R., Collombet, F., & Surcin, L. (2001). Drilling of composite structures. *Composite Structures*, 52, 511-516.
- Langella, A., Nele, L., & Maio, A. (2005). A torque and thrust prediction model for drilling of composite materials. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 36(1), 83-93. doi: 10.1016/s1359-835x(04)00177-0
- Latha, B., Senthilkumar, V. S., & Palanikumar, K. (2011). Influence of drill geometry on thrust force in drilling GFRP composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 30(6), 463-472. doi: 10.1177/0731684410397681

- Lille, U. d. (2014). Les mots : Le foret hélicoïdal. Repéré le 13 Février 2020 à https://analyse-fabrication.univ-lille.fr/co/chapitre_2_4_3_1.html
- Liu, D., Tang, Y., & Cong, W. L. (2012). A review of mechanical drilling for composite laminates. *Composite Structures*, 94(4), 1265-1279. doi: 10.1016/j.compstruct.2011.11.024
- Lotfi, A., Li, H., & Dao, D. V. (2019). Effect of Drilling Parameters on Delamination and Hole Quality in Drilling Flax Fiber Reinforced Bio-Composites. Dans D. Dao, R. J. Howlett, R. Setchi & L. Vlacic (Éds.), *Sustainable Design and Manufacturing 2018* (pp. 71-81). Springer International Publishing.
- Miller, J., Eneyew, E. D., & Ramulu, M. (2013). Machining and drilling of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) composites. *SAMPE Journal*, 49(2), 36-46.
- Mohan, N. S., & Kulkarni, S. M. (2018). Influence of Drilling Parameters on Torque during Drilling of GFRP Composites Using Response Surface Methodology. *Journal of Physics: Conference Series*, 953. doi: 10.1088/1742-6596/953/1/012031
- NGÔ, A. D. (2018). *Introduction - Mécanique des matériaux composites*. Document inédit, École de Technologie Supérieure.
- Ojo, S. O., Ismail, S. O., Paggi, M., & Dhakal, H. N. (2017). A new analytical critical thrust force model for delamination analysis of laminated composites during drilling operation. *Composites Part B: Engineering*, 124, 207-217. doi: 10.1016/j.compositesb.2017.05.039. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.05.039>
- Phadnis, V. A., Makhadmeh, F., Roy, A., & Silberschmidt, V. V. (2013). Drilling in carbon/epoxy composites: Experimental investigations and finite element implementation. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 47, 41-51. doi: 10.1016/j.compositesa.2012.11.020
- Qing Long, A., Jin Yang, X., Xiao Jiang, C., & Chen, M. (2013). Experimental investigation on drilling force and hole quality when drilling of T800s/250F CFRP laminate. Dans *16th International Symposium on Advances in Abrasive Technology, ISAAT 2013 and 17th Chinese Conference of Abrasive Technology, CCAT 2013, September 23, 2013 - September 26, 2013* (Vol. 797, pp. 155-160). Trans Tech Publications Ltd. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.797.155. Repéré à <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.797.155>
- Rezghi Maleki, H., Hamed, M., Kubouchi, M., & Arao, Y. (2018). Experimental investigation on drilling of natural flax fiber-reinforced composites. *Materials and Manufacturing Processes*, 34(3), 283-292. doi: 10.1080/10426914.2018.1532584

- Saadati, Y., Lebrun, G., Chatelain, J.-F., & Beauchamp, Y. (2020). Experimental investigation of failure mechanisms and evaluation of physical/mechanical properties of unidirectional flaxepoxy composites. doi: 10.1177/0021998320902243. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1177/0021998320902243>
- Stone, R., & Krishnamurthy, K. (1996). Neural network thrust force controller to minimize delamination during drilling of graphite-epoxy laminates. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(9), 985-1003. doi: 10.1016/0890-6955(96)00013-2. Repéré à [http://dx.doi.org/10.1016/0890-6955\(96\)00013-2](http://dx.doi.org/10.1016/0890-6955(96)00013-2)
- Tan, C. L., & Azmi, A. I. (2017). Analytical study of critical thrust force for on-set delamination damage of drilling hybrid carbon/glass composite. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92(1-4), 929-941. doi: 10.1007/s00170-017-0152-1. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-017-0152-1>
- Teti, R. (2002). Machining of Composite Materials. *CIRP Annals*, 51(2), 611-634. doi: 10.1016/s0007-8506(07)61703-x
- Tsao, C.-C., & Chen, W.-C. (1997). Prediction of the location delamination in the drilling of composite laminates. *Journal of Materials Processing Technology*, 70, 185-189.
- Verma, R. K., Pal, P. K., & Kandpal, B. C. (2016). Machining performance optimization in drilling of GFRP composites: a utility theory (UT) based approach. Dans *2016 International Conference on Control, Computing, Communication and Materials (ICCCCM)*, 21-22 Oct. 2016 (pp. 5 pp.). IEEE. doi: 10.1109/ICCCCM.2016.7918255. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1109/ICCCCM.2016.7918255>
- Wang, G.-D., & Melly, S. K. (2017). Three-dimensional finite element modeling of drilling CFRP composites using Abaqus/CAE: a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94(1-4), 599-614. doi: 10.1007/s00170-017-0754-7
- Zarif, K. N., Heidary, H., & Minak, G. (2016). Critical thrust and feed prediction models in drilling of composite laminates. *Composite Structures*, 148, 19-26. doi: 10.1016/j.compstruct.2016.03.059. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.03.059>
- Zimniewska, M., Myalski, J., Koziol, M., Mankowski, J., & Bogacz, E. (2013). Natural Fiber Textile Structures Suitable for Composite Materials. *Journal of Natural Fibers*, 9(4), 229-239. doi: 10.1080/15440478.2012.737176. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1080/15440478.2012.737176>

Zitoune, R., & Collombet, F. (2007). Numerical prediction of the thrust force responsible of delamination during the drilling of the long-fibre composite structures. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38(3), 858-866. doi: 10.1016/j.compositesa.2006.07.009. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2006.07.009>