

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE .....	3
1.1 Détourage des composites.....	3
1.1.1 Intégrité de surface.....	3
1.1.2 Usinabilité.....	8
1.2 Porosité et propriétés mécaniques.....	14
1.2.1 Corrélation entre propriétés mécaniques et taux de porosité.....	15
1.2.2 Taux de porosité et pression lors du moulage en autoclave.....	20
1.2.3 Mesure de porosité.....	22
1.2.4 Détermination des propriétés mécaniques .....	25
1.3 Conclusions et objectifs de recherche.....	26
CHAPITRE 2 DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE .....	29
2.1 Introduction.....	29
2.2 Fabrication des laminés.....	29
2.2.1 Choix du matériau.....	29
2.2.2 Fabrication .....	31
2.3 Mesure de porosité.....	35
2.4 Évaluation des propriétés mécaniques .....	38
2.4.1 Essai de flexion trois points .....	38
2.4.2 Essais short beam.....	41
2.5 Essais de détourage et analyse des efforts de coupe.....	44
2.6 Évaluation de la qualité finale de la pièce .....	50
2.6.1 Mesure de rugosité après détourage.....	50
2.6.2 Évaluation du délaminage.....	54
CHAPITRE 3 RÉSULTATS .....	61
3.1 Taux de porosité et pression de mise en forme.....	61
3.2 Pression de mise en forme et propriétés mécaniques.....	64
3.2.1 Flexion trois points .....	64
3.2.1.1 Analyse de la contrainte normale maximale.....	65
3.2.1.2 Analyse de la déformation maximale .....	67
3.2.1.3 Analyse des modules.....	69
3.2.2 Essais Short Beam.....	74
3.3 Analyse des efforts de coupe .....	77
3.3.1 Étude préliminaire.....	77
3.3.2 Analyse ANOVA .....	82
3.3.3 Conclusions et Comparaisons avec les recherches précédentes .....	88
3.4 Qualité après détourage.....	89
3.4.1 Rugosité .....	89

3.4.2	Délaminage .....	93
CHAPITRE 4 APPLICATION À UN AUTRE MATÉRIAU .....		101
4.1	Optimisation des paramètres de coupe .....	102
4.2	Taux de porosité et pression de mise en forme.....	103
4.3	Essais mécaniques.....	105
4.3.1	Essais Short Beam.....	105
4.3.2	Essais de flexion trois points.....	106
4.4	Détourage et forces de coupe.....	107
ANNEXE I EXEMPLE DE TRAITEMENT DE DONNÉES .....		115
ANNEXE II CALCUL DE LA DISTANCE D'ACCÉLÉRATION .....		117
ANNEXE III RELEVÉ DE DONNÉES ( $P_{\max}$ ET $\delta_{\max}$ ).....		119
ANNEXE IV CALCUL DE L'IMPRÉCISION DE MESURE.....		121
ANNEXE V RELEVÉ DE DONNÉES ( $P_{\max}$ ) .....		123
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		125

## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1 Comparaison entre mesure de rugosité optique et mécanique (tiré de Chand et coll., 2011).....	8
Tableau 2.1 Pressions étudiées.....	30
Tableau 2.2 Caractéristiques du matériau .....	30
Tableau 2.3 Imprécisions de la machine d’essai de flexion trois points .....	40
Tableau 2.4 Imprécisions de la machine d’essai short beam .....	43
Tableau 2.5 Imprécisions de la MOCN.....	46
Tableau 2.6 Paramètres de coupe judicieux (Bérubé, 2012).....	47
Tableau 2.7 Plan d'expériences pour l'optimisation .....	47
Tableau 2.8 Plan d'expériences .....	48
Tableau 2.9 Paramètres de mesure du profilomètre.....	51
Tableau 2.10 Précision du rugosimètre.....	53
Tableau 2.11 Répétabilité de la mesure .....	53
Tableau 2.12 Nombre de mesures effectuées.....	53
Tableau 2.13 Défauts observés après détournage .....	57
Tableau 2.14 Nombre de mesures effectuées.....	58
Tableau 3.1 Données expérimentales.....	61
Tableau 3.2 Bilan de l'étude en flexion trois points.....	73
Tableau 3.3 Coefficients pour la modélisation de la pression .....	81
Tableau 3.4 Variables d'entrée pour la mise en place du modèle .....	82
Tableau 3.5 Bilan Anova (effort d’avance - $F_X$ ) .....	84
Tableau 3.6 Bilan Anova (effort axial - $F_Z$ ).....	84
Tableau 3.7 Bilan analyse des résidus (Effort d’avance – $F_X$ ).....	86

Tableau 3.8	Bilan de l'analyse des résidus (Effort axial - $F_z$ ).....	87
Tableau 4.1	Caractéristiques des matériaux composites utilisés .....	101
Tableau 4.2	Paramètres de coupe testés.....	102
Tableau 4.3	Résultats de l'analyse d'images.....	103
Tableau 4.4	Résultats des essais Short Beam.....	105
Tableau 4.5	Résultats des essais de flexion .....	106
Tableau 4.6	Comparaison des résultats obtenus avec les deux matériaux.....	106
Tableau 4.7	Paramètres de détournage.....	107
Tableau 4.8	Données des essais de détournage (effort d'avance et effort axial) .....	108

## LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1.1	Mécanismes de découpe (tirée de Ramulu, 1997).....	4
Figure 1.2	Rugosité.....	5
Figure 1.3	Rugosité en fonction de la vitesse de coupe (tirée de Rajasekaran, Palanikumar et Vinayagam, 2011) .....	7
Figure 1.4	Efforts de coupe en fonction de l'usure en dépouille (tirée de Paulo Davim et Monteiro Baptista, 2000) .....	9
Figure 1.5	Zones de déformation et mécanismes de découpe (tirée de Zhang, 2009) .....	10
Figure 1.6	Comparaison entre modélisation et résultats expérimentaux (tirée de Rao, Mahajan et Bhatnagar, 2007).....	12
Figure 1.7	Comparaison entre simulation et résultats expérimentaux (tirée de Nayak, Bhatnagar et Mahajan, 2005).....	12
Figure 1.8	Comparaison entre modélisation et résultats expérimentaux (tirée de Mkaddem, Demirci et El Mansori, 2008) .....	13
Figure 1.9	Résistance au cisaillement interlaminaire en fonction du taux de porosité (tirée de Ghiorse, 1993) .....	16
Figure 1.10	ILSS en fonction du taux de porosité (tirée de Olivier, Cottu et Ferret, 1995).....	17
Figure 1.11	ILSS en fonction du coefficient d'absorption ultrasonique (tirée de Costa, Almeida et Rezende, 2001).....	18
Figure 1.12	ILSS en fonction du taux de porosité (tirée de Koushyar et al., 2012) .....	19
Figure 1.13	ILSS en fonction du taux de porosité : bilan.....	19
Figure 1.14	Taux de porosité en fonction de la pression dans l'autoclave (tirée de Olivier, Cottu et Ferret, 1995).....	21
Figure 1.15	Taux de porosité en fonction de la pression dans l'autoclave (tirée de Ling et al., 2006).....	22

Figure 1.16	Taux de porosité en fonction du coefficient d'absorption ultrasonique (tirée de Costa, Almeida et Rezende, 2001).....	23
Figure 1.17	ILSS en fonction du taux de porosité (tirée de Zhu et al., 2009).....	24
Figure 1.18	Schéma de montage pour les essais Short Beam (tirée de ASTM D2344, 2006).....	25
Figure 1.19	Schéma de montage pour la flexion trois-points (tirée de ASTM D7264, 2006).....	26
Figure 2.1	Tissus pré-imprégnés découpés.....	31
Figure 2.2	Schéma de mise en sac.....	32
Figure 2.3	Autoclave.....	32
Figure 2.4	Plaques après cuisson.....	32
Figure 2.5	Cycles pression et température lors de la cuisson en autoclave.....	33
Figure 2.6	Système de capture d'image.....	35
Figure 2.7	Exemple de prise de vue pour un échantillon mis en forme à 0,410 MPa. Les points rouges indiquent les porosités.....	36
Figure 2.8	Exemple d'image assemblée pour une pression de 0,410 MPa.....	36
Figure 2.9	Exemple d'analyse sous SolidWorks pour une pression de 0,410 MPa.....	37
Figure 2.10	Géométrie de l'éprouvette de flexion trois points (tirée de ASTM D7264).....	38
Figure 2.11	Schéma du montage de flexion trois points (tirée de ASTM D7264).....	39
Figure 2.12	Montage de flexion trois points.....	39
Figure 2.13	Montage de flexion trois points (après rupture).....	40
Figure 2.14	Géométrie de l'éprouvette pour les essais short beam (tirée de ASTM D2344).....	41
Figure 2.15	Éprouvettes d'essai short beam.....	42
Figure 2.16	Schéma du montage short beam (tirée de ASTM D2344).....	42
Figure 2.17	Montage short beam avec une éprouvette après rupture.....	43

Figure 2.18	Montage de fixation des plaques.....	44
Figure 2.19	Schéma de découpe des plaques.....	45
Figure 2.20	Outil de coupe .....	45
Figure 2.21	Usinage en opposition tiré de <a href="http://ing-mecanique.com/">http://ing-mecanique.com/</a> .....	46
Figure 2.22	Usure de l'outil (microscope) .....	48
Figure 2.23	Usure de l'outil .....	48
Figure 2.24	Outil de coupe à la fin des essais.....	49
Figure 2.25	Montage pour les mesures de rugosité .....	51
Figure 2.26	Image du microscope assurant la position du diamant au cours de la mesure .....	52
Figure 2.27	Zones de mesure de rugosité .....	54
Figure 2.28	Montage pour les mesures de délaminage .....	55
Figure 2.29	Zones d'observation du délaminage .....	56
Figure 2.30	Exemple de mesure de la profondeur d'un arrachement.....	58
Figure 3.1	Données brutes, taux de porosité en fonction de la pression de mise en forme .....	62
Figure 3.2	Relation entre taux de porosité et pression de mise en forme : Modèle inverse Mod. ( $V_v$ (%)) et données expérimentales $V_v$ (%) .....	63
Figure 3.3	Éprouvette de flexion trois points brisée.....	64
Figure 3.4	Graphe caractéristique de la force en fonction du déplacement en flexion trois points.....	64
Figure 3.5	Contrainte maximale en fonction de pression de mise en forme en flexion trois points.....	65
Figure 3.6	Modélisation asymptotique de la contrainte maximale en fonction de la pression de mise en forme en flexion trois points .....	66
Figure 3.7	Déformation maximale en fonction de la pression de mise en forme en flexion trois points.....	68

## XVIII

Figure 3.8	Modélisation asymptotique de la déformation maximale en fonction de la pression de mise en forme en flexion trois points.....	69
Figure 3.9	Modules en fonction du temps à $P_{abs} = 0,72$ MPa.....	70
Figure 3.10	Module sécant en fonction de la pression en flexion trois points (relevé de mesures).....	71
Figure 3.11	Module tangent en fonction de la pression (relevé de mesures) .....	71
Figure 3.12	Relation logarithmique entre le module sécant et la pression de mise en forme en flexion trois points.....	72
Figure 3.13	Relation logarithmique entre le module tangent et la pression de mise en forme en flexion trois points.....	73
Figure 3.14	Graphe caractéristique de la force en fonction du déplacement lors d'un essai short beam.....	74
Figure 3.15	Résistance au cisaillement en fonction de la pression de mise en forme.....	75
Figure 3.16	Relation inverse entre la résistance au cisaillement interlaminaire et la pression de mise en forme.....	76
Figure 3.17	Diagramme boîte à moustache de la force d'avance - $F_X$ .....	77
Figure 3.18	Diagramme boîte à moustache si il y avait des données aberrantes.....	78
Figure 3.19	Diagramme temporel de la force d'avance - $F_X$ .....	78
Figure 3.20	Diagramme temporel de $F_X$ si l'usure avait été trop importante .....	78
Figure 3.21	Moyennes des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe .....	79
Figure 3.22	Moyennes des efforts de coupe en fonction de la vitesse d'avance.....	80
Figure 3.23	Moyennes des efforts en fonction de la pression absolue dans l'autoclave.....	80
Figure 3.24	Codage des variables d'entrée .....	82
Figure 3.25	Diagramme de Pareto de l'effort d'avance $F_X$ .....	83
Figure 3.26	Diagramme de Pareto de l'effort axial $F_Z$ .....	84
Figure 3.27	Droite de Henry de l'analyse de résidus pour l'effort d'avance - $F_X$ .....	86



Figure 3.28 Histogramme des résidus pour l'effort d'avance -  $F_x$  .....86

Figure 3.29 Droite de Henry de l'analyse de résidus pour l'effort axial -  $F_z$ .....87

Figure 3.30 Histogramme des résidus pour l'effort axial -  $F_z$ .....87

Figure 3.31 Profil type de rugosité .....89

Figure 3.32 Diagrammes de Pareto .....90

Figure 3.33 Rugosité en fonction de vitesse d'avance :  
recherche de données aberrantes .....91

Figure 3.34 Rugosité en fonction de vitesse d'avance : recherche de tendance .....92

Figure 3.35 Diagramme de Pareto pour  $H_d$  .....94

Figure 3.36 Recherche de données aberrantes ( $H_a$  en fonction de  $f$ ).....95

Figure 3.37 Recherche de données aberrantes ( $H_a$  en fonction de  $P_{abs}$ ) .....95

Figure 3.38 Profondeur des arrachements en fonction de  
la pression de mise en forme .....96

Figure 3.39 Nombre d'arrachements en fonction de la pression de mise en forme .....96

Figure 3.40 Nombre de fibres non coupées en fonction de  
la pression de mise en forme .....97

Figure 3.41 Profondeur des arrachements en fonction de la vitesse d'avance.....97

Figure 3.42 Nombre d'arrachements en fonction de la vitesse d'avance.....98

Figure 3.43 Nombres de fibres non coupées en fonction de la vitesse d'avance .....98

Figure 4.1 Efforts de coupe totaux en fonction de la vitesse de coupe  
et de l'avance.....103

Figure 4.2 Taux de porosité en fonction de la pression  
de mise en forme (rappel).....104



## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

CFRP	Carbon-fiber-reinforced Polymer Composites renforcés de fibres de carbone
CCD	Charge-Coupled Device Dispositif de couplage de charge
$F^{sbs}$ /ILSS	Interlaminare Shear Strength Résistance au cisaillement interlaminaire
$R^2$	Coefficient de détermination
CAO	Conception assistée par ordinateur
ASME	American Society of Manufacturing Engineers Société américaine des ingénieurs manufacturiers
ASTM	American Society for Testing and Materials Société américaine pour les essais et les matériaux
PCD	Polycristalin Diamond Diamant poly cristallin
RPM	Rotation par minute
DOE	Design of experiment Plan d'expérience



## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

$\alpha$	Coefficient d'absorption ultrasonique (dB/mm)
$V_V$	Taux volumique de porosité (%)
$V_f$	Taux volumique de fibre (%)
$P_i$	Pression imposée par l'autoclave (psi/MPa)
$P_{abs}$	Pression absolue dans l'autoclave (MPa)
$P_{atm}$	Pression atmosphérique (MPa)
$L^f$	Distance entre les appuis pour les essais de flexion trois points (mm)
$L^{sb}$	Distance entre les appuis pour les essais short beam (mm)
$b^f$	Largeur d'éprouvette pour les essais de flexion trois points (mm)
$b^{sb}$	Largeur d'éprouvette pour les essais short beam (mm)
$h^f$	Épaisseur d'éprouvette pour les essais de flexion trois points (mm)
$h^{sb}$	Épaisseur d'éprouvette pour les essais short beam (mm)
$P^f$	Force appliquée par la machine d'essai lors des essais de flexion trois points (N)
$P^{sb}$	Force appliquée par la machine d'essai lors des essais short beam (N)
$\delta^f$	Déplacement de la machine d'essai lors des essais de flexion trois points (mm)
$P_{max}^f$	Force maximale appliquée par la machine d'essai lors d'un essai de flexion trois points (N)
$P_{max}^{sb}$	Force maximale appliquée par la machine d'essai lors d'un essai short beam (N)
$\delta_{max}^f$	Déplacement de la machine d'essai quand la force maximale est atteinte lors d'un essai de flexion trois points (mm)
$\sigma_{max}$	Contrainte normale maximale en flexion trois points (MPa)
$\epsilon_{max}$	Déformation maximale en flexion trois points
$F^{sbs}$	Résistance au cisaillement interlaminaire
$f$	Vitesse d'avance (mm/rév)
$V_c$	Vitesse de coupe (m/min)
$N$	Vitesse de rotation de la broche (tr/min)

## XXIV

$F_X$	Effort de coupe suivant la direction d'avance de la broche – Force d'avance (N)
$F_Y$	Effort de coupe suivant la perpendiculaire à la direction de coupe – Force normale (N)
$F_Z$	Effort de coupe suivant l'axe de l'outil – Force axiale (N)
$E_f^{\text{sécant}}$	Module d'élasticité en flexion sécant (GPa)
$E_f^{\text{tangent}}$	Module d'élasticité en flexion tangent (GPa)
$R_a$	Rugosité moyenne : moyenne arithmétique des distances entre pics et creux successifs enregistrées lors des mesures de rugosité
$R_p$	Hauteur du pic maximal enregistré lors des mesures de rugosité
$H_a$	Profondeur totale des arrachements de matière observés sur un échantillon
$N_a$	Nombre d'arrachements de matière observés sur un échantillon
$N_{nc}$	Nombre de fibres non coupées observées sur un échantillon

## INTRODUCTION

La volonté du secteur de l'aéronautique de créer des avions plus gros et plus économes vis-à-vis de la consommation de carburant impose la conception et la fabrication de structures plus légères. L'utilisation de nouveaux matériaux tels que les matériaux composites est l'une des solutions. Ce changement implique une évolution des moyens de fabrication, de transformation et d'assemblage des matériaux. Ces nouveaux matériaux sont principalement des stratifiés de polymère renforcés avec des fibres. Afin de respecter au mieux les exigences dimensionnelles et mécaniques, les procédés de transformation et plus spécifiquement ceux basés sur l'enlèvement de matière comme l'usinage doivent s'adapter et être optimisés.

De nombreuses problématiques liées à l'usinage des matériaux composites sont apparues et engendrent des problèmes récurrents pour la construction d'aéronefs. L'apparition de nouveaux phénomènes tels que le délaminage ou la dégradation thermique en sont parfois la cause. Pour limiter ou éviter ces problèmes, plusieurs axes de recherche sont envisagés. Il est possible de mentionner par exemple la modification de la géométrie des outils de coupe, la recherche de nouveaux revêtements pour les outils de coupe ou l'optimisation des paramètres de coupe.

Cette étude expérimentale porte sur la compréhension des paramètres de coupe et de fabrication influençant le détourage des composites. L'objectif étant de mieux caractériser l'usinabilité de ces nouveaux matériaux et prédire la qualité de la pièce finie après détourage.

Le premier chapitre fera l'état des lieux des connaissances en lien avec le sujet de l'étude.

La démarche expérimentale et les techniques utilisées seront décrites dans le second chapitre avant d'exposer les résultats obtenus dans le chapitre suivant. Enfin, le chapitre quatre sera consacré à une étude de validation réalisée sur un autre matériau que celui utilisé pour l'analyse avant de conclure.





## CHAPITRE 1

### REVUE DE LITTÉRATURE

Cette section a pour objectif de faire l'état des connaissances dans les domaines liés au détourage de stratifiés carbone/époxy. Elle se scinde en trois axes : le détourage des matériaux composites renforcés de fibres de carbone (CFRP), la mise en forme des stratifiés carbone/époxy et les propriétés mécaniques du matériau considéré.

#### 1.1 Détourage des composites

L'amélioration de la technique de détourage des matériaux composites porte principalement sur deux aspects : la qualité du produit fini caractérisée par l'intégrité de la surface usinée, la précision dimensionnelle et sa géométrie et l'usinabilité du matériau caractérisée par les efforts de coupe.

##### 1.1.1 Intégrité de surface

Lors de l'usinage, le comportement des matériaux composites, et plus spécifiquement des stratifiés carbone/époxy, est bien différent de celui des aciers. De nouveaux phénomènes tels que l'arrachement des fibres, le délaminage ou la dégradation thermique de la matrice entrent notamment en ligne de compte. Il est nécessaire de les contrôler pour éviter la création de zones endommagées (amorces de fissures, matrice affectée thermiquement, etc.). Plusieurs moyens existent pour vérifier la qualité du produit fini; on peut par exemple citer la mesure de rugosité, la détection ou la non-détection de délaminage ou la mesure de température lors de l'usinage.

Concernant la rugosité après usinage, de nombreuses études récentes s'accordent à dire que les principaux paramètres qui ont une influence sur la rugosité après usinage sont l'orientation des fibres et les paramètres de coupe.

Vis-à-vis de l'orientation des fibres, Ramulu (1997) montre que l'orientation donnant la rugosité la plus élevée (moins bon état de surface) est celle dont l'angle par rapport à la direction d'avance de l'outil est de  $-45^\circ$ . La meilleure est obtenue avec une orientation de  $0^\circ$  (Ramulu, 1997). Son étude se base sur le détourage de stratifiés carbone/époxy unidirectionnels de 4 mm d'épaisseur (tous les plis sont orientés selon la même direction). De plus, il avait réussi à prédire ces résultats en analysant les phénomènes microscopiques mis en jeu lors du détourage (*Voir figure 1.1*). Plus tard, El-Hofy (2011) vérifie aussi ces conclusions en procédant, lui aussi, à une étude expérimentale. Il procède au détourage non-débouchant d'un stratifié carbone/époxy de forte épaisseur (10,4 mm) cuit en autoclave dont la séquence d'empilement est la suivante :  $[(45/0/135/90)_5]_s$  (El-Hofy et al., 2011). La mesure de rugosité se fait à l'aide d'un rugosimètre à palpeur mécanique le long des quatre orientations.

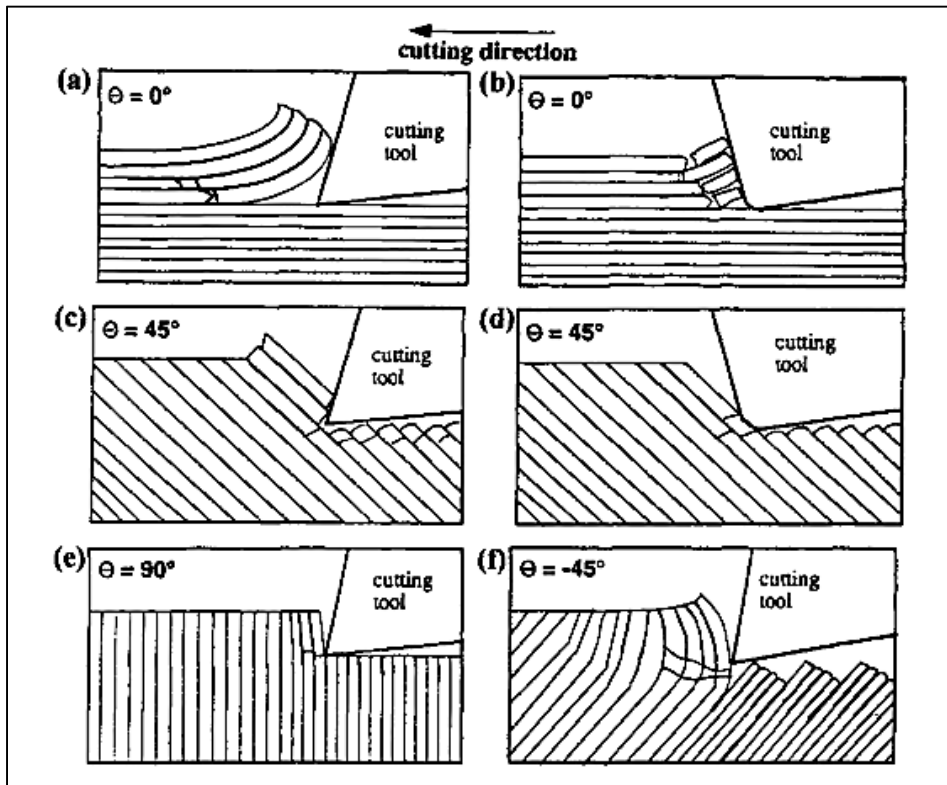


Figure 1.1 Mécanismes de découpe  
(tirée de Ramulu, 1997)

Ces conclusions sont intéressantes, mais difficilement exploitables par l'industrie qui utilise des séquences d'empilement complexes. Les mêmes relations entre rugosité et orientation des fibres sont trouvées expérimentalement par Chatelain (2012). Cette fois, ils procèdent au détournage de stratifiés carbone/époxy quasi isotropes (aucune orientation de fibres n'est privilégiée dans la séquence d'empilement) cuits en autoclave à partir de 32 plis de tissus pré-imprégnés :  $[90/-45/45/0/45/-45/90/45/-45/0/45/-45/0/45/-45/90]_s$  (Chatelain, Zaghbani et Monier, 2012).

Les trois études vues précédemment utilisent une méthodologie expérimentale complétée par des justifications se basant sur les phénomènes mis en jeu lors de l'usinage.

Un autre aspect est présenté par Bérubé (2012) dans son mémoire de maîtrise. Après détournage de stratifiés carbone/époxy quasi isotropes cuits en autoclave, il utilise une analyse viso-tactile qui lui permet de réduire le temps de mesure (comparaison sensorielle et visuelle par rapport à des étalons de rugosité). Son travail lui permet notamment de conclure que la rugosité transversale n'est pas exploitable. Les mesures sont trop dispersives et aucune d'entre elles ne peut être considérée pour caractériser l'état de surface obtenu. En revanche, l'étude de la rugosité longitudinale apporte des résultats exploitables pour les stratifiés multidirectionnels (Bérubé, 2012). La rugosité longitudinale est obtenue lorsque la direction de mesure est parallèle aux tissus et la rugosité transversale est obtenue lorsque celle-ci est orthogonale aux tissus (*Voir figure 1.2*).

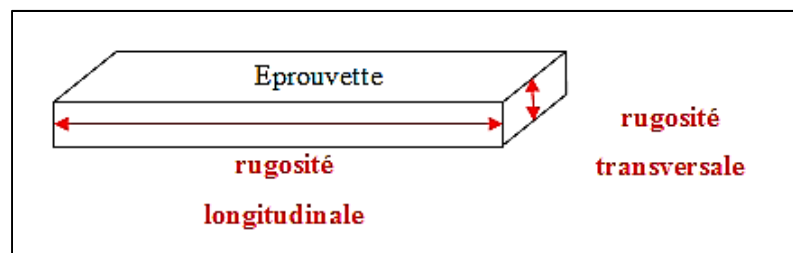


Figure 1.2 Rugosité

Ces conclusions convergentes sur les paramètres influençant la rugosité permettent de définir précisément la méthode pour caractériser l'état de surface après usinage. Il est décidé de mesurer la rugosité longitudinale d'un ou plusieurs plis orientés à  $-45^\circ$ . Se placer dans le cas

où la rugosité est la moins bonne permet de respecter la tolérance de rugosité maximale exigée en industrie.

Vis-à-vis des paramètres de coupe, les textes vus jusqu'ici pointent tous dans la même direction. On peut prendre l'exemple de Palanikumar (2006) qui, dans son étude expérimentale basée sur le détournage de stratifiés renforcés avec des fibres de verre, arrive aux conclusions suivantes : les paramètres les plus influents sont l'avance puis la vitesse de coupe et pour minimiser la rugosité, il faut privilégier une faible avance (Palanikumar, 2006). Un autre aspect de la rugosité qui peut être source de problèmes est la mesure. Comme précédemment, les recherches arrivent toutes à la même conclusion, mais elles diffèrent dans leurs démarches expérimentales. La précision de la mesure est capitale pour la validation des résultats trouvés et la mise en place de modèles prédictifs. L'une des illustrations de ce problème est présentée par Rajasekaran (2011) (*voir figure 1.3*). Il réalise des mesures de rugosité après avoir effectué des opérations de chariotage sur un tube de stratifié carbone/époxy de 11 mm d'épaisseur. Il est facile d'observer que les intervalles de confiance sont bien trop grands comparés aux variations de mesures engendrées par l'évolution de la vitesse de coupe (Rajasekaran, Palanikumar et Vinayagam, 2011). Dans ce cas, il est impossible de développer des modèles mathématiques qui permettraient de prédire la rugosité de surface.

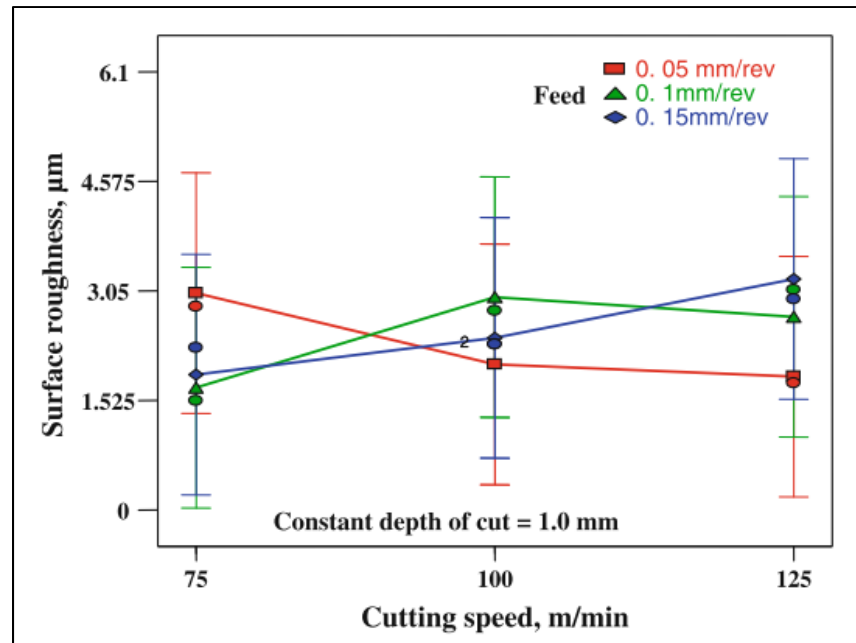


Figure 1.3 Rugosité en fonction de la vitesse de coupe (tirée de Rajasekaran, Palanikumar et Vinayagam, 2011)

Une grande partie des textes vus jusqu'ici montrent l'utilisation du rugosimètre à palpeur mécanique. Ils mentionnent peu les problèmes d'imprécisions et de dispersions lors des mesures de rugosité même s'il est évident que celles-ci sont prises en considération. Pour tenter de pallier à ce problème, d'autres techniques peuvent être utilisées pour améliorer la prise de mesure et la précision associée. Sarma (2009) utilise, par exemple, une caméra monochrome CCD (dispositif de couplage de charge) et un analyseur d'image pour déterminer la rugosité de surface après détourage de stratifiés renforcés avec des fibres de verre ou fibres de carbone. Cette technique lui permet de développer un modèle prédictif pour la rugosité corrélant à 98% avec son étude expérimentale (Sarma, Karunamoorthy et Palanikumar, 2009). Cependant, ces bons résultats sont à nuancer. Aucune validation du modèle n'est faite dans cet article et l'imprécision de mesure n'est pas prise en compte. De plus, Chand (2011) publie une étude comparative entre mesure de rugosité optique et mécanique. Cette étude, basée sur la mesure répétée et aléatoire d'éprouvettes étalons, montre, en effet, une amélioration de la précision avec le dispositif optique, mais lors de l'expérimentation, l'écart-type des mesures est inférieur avec le rugosimètre mécanique (*Voir tableau 1.1*). (Chand et al., 2011)

Tableau 1.1 Comparaison entre mesure de rugosité optique et mécanique  
(tiré de Chand et coll., 2011)

<b>Measurements taken on gold coated optical flat by optical and stylus profiler</b>				
<b>Method</b>	Using optical profiler		Using stylus profiler	
<b>Parameter</b>	R <sub>a</sub> (nm)	R <sub>z</sub> (μm)	R <sub>a</sub> (nm)	R <sub>z</sub> (μm)
<b>Average of 5 runs</b>	9,30	1,49	10,00	0,20
<b>Standard deviation</b>	0,096	0,050	0,010	0,043

Le choix d'un moyen de mesure en particulier n'est pas explicite, mais il est nécessaire de développer un protocole de mesure assurant une bonne répétitivité. Cette condition permet de diminuer l'influence de l'imprécision de notre dispositif de mesure en moyennant un nombre suffisant de mesures.

### 1.1.2 Usinabilité

Plusieurs paramètres permettent de caractériser l'usinabilité d'un matériau. On peut notamment citer :

- L'usure de l'outil
- Les efforts de coupe lors de l'usinage

De nombreuses études traitent de ces deux aspects de l'usinage. Une étude notable est celle de Paulo Davim (2000) qui montre, par l'expérience, une corrélation significative entre les efforts de coupe et l'usure en dépouille (*Voir figure 1.4*). Même si cette étude est réalisée sur des composites A356/20/CiCp-T6 (Aluminium renforcé par des microparticules de carbure de silice à une proportion volumique de 20%), la relation mise en avant dans cette étude peut être extrapolée à l'usinage de tous les matériaux et notamment les matériaux polymériques (Paulo Davim et Monteiro Baptista, 2000).

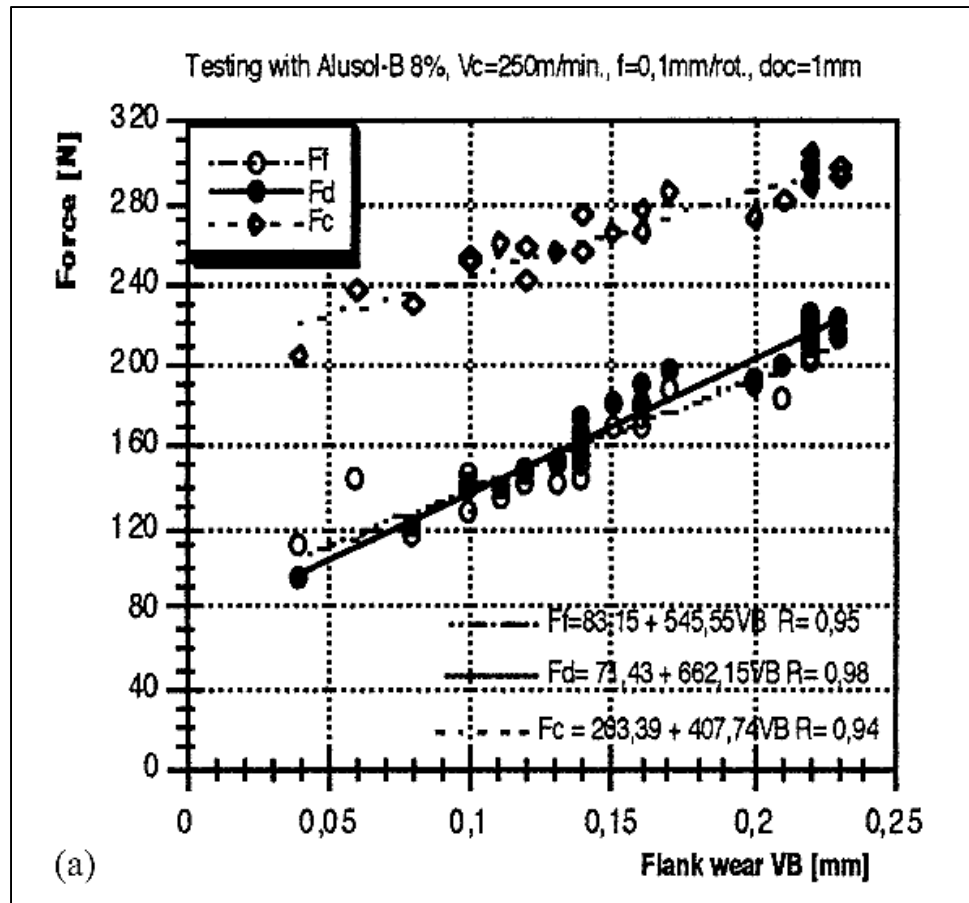


Figure 1.4 Efforts de coupe en fonction de l'usure en dépouille (tirée de Paulo Davim et Monteiro Baptista, 2000)

Cette conclusion permet de choisir l'un de ces deux paramètres pour la caractérisation de l'usinabilité du composite. Les technologies d'enregistrement permettent le relevé aisé des efforts de coupe. C'est donc ceux-ci qui seront étudiés.

Un autre aspect qui montre l'importance de la prédiction et du contrôle des efforts de coupe est présenté dans l'étude expérimentale de Wang (2011) basée sur le détournage de stratifiés unidirectionnels carbone/époxy. Celui-ci met en évidence le lien entre les efforts de coupe et la rugosité après usinage (Wang et al., 2011). Ces résultats laissent croire que la prédiction des efforts de coupe permettrait de prévoir la qualité du produit fini (rugosité) et l'usure de l'outil comme le montre l'étude de Davim (Paulo Davim et Monteiro Baptista, 2000).

Afin de mieux comprendre et prévoir les efforts de coupe lors de l'usinage des composites, plusieurs possibilités ont été envisagées. Dans la littérature, il est possible d'en dénombrer trois qui sont l'étude analytique, la modélisation numérique et l'étude expérimentale.

Vis-à-vis de l'étude analytique, Zhang (2009) développe un modèle flexible et adaptable à de nombreuses situations de découpe qui lui permet de prédire les efforts de coupe en scindant la zone de découpe en trois. Pour appuyer ces résultats, il utilise la validation expérimentale (Zhang, 2009). Les trois zones identifiées sont la zone de formation du copeau (1), la zone de compression (2) et la zone de retour élastique (3) (Voir figure 1.5).

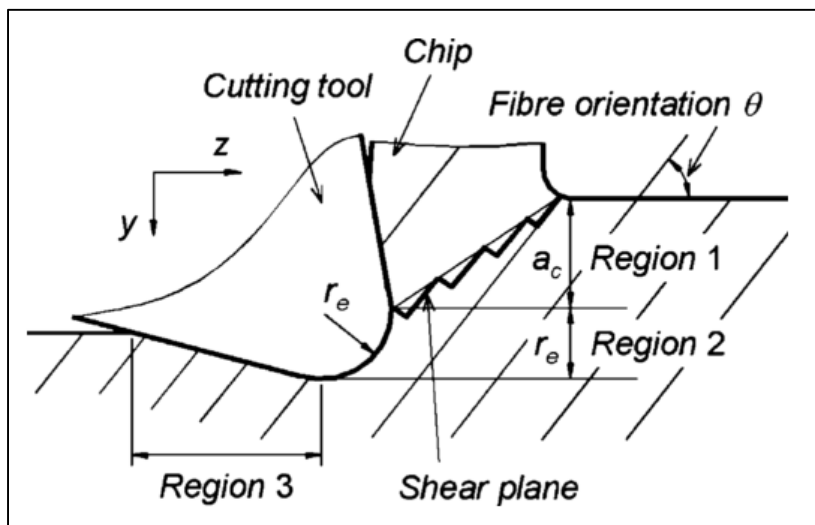


Figure 1.5 Zones de déformation et mécanismes de découpe (tirée de Zhang, 2009)

Cette analyse a l'avantage de pouvoir s'appliquer à n'importe quel stratifié. En parallèle, Sheikh-Ahmad (2008) développe une théorie lui permettant de déterminer les efforts de coupe instantanés en se basant sur trois étapes (Sheikh-Ahmad et Yadav, 2008). Il commence par déterminer expérimentalement un modèle prédictif des efforts moyens de coupe en procédant au détournement de stratifiés carbone/époxy unidirectionnels cuits en autoclave et d'orientations variées ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  et  $-45^\circ$ ). Ceci lui permet, ensuite, de calculer les constantes de découpe associées (énergies spécifiques). En se basant sur la théorie des aciers développée par Altintas (Voir Altintas, 2012), il calcule par itérations successives les efforts de coupe instantanés. Zaghbani (2012) a également utilisé cette technique (Zaghbani et al.,



2012). Il l'a améliorée en utilisant les paramètres de coupe pour les modèles mathématiques des énergies spécifiques contrairement à Sheikh qui ne considérait que l'orientation des fibres. Cette démarche est très intéressante puisqu'elle permet la détermination rapide des efforts de coupe instantanés à l'aide d'un logiciel de calcul numérique. Cependant, il est nécessaire de faire une série d'essais expérimentaux sur le matériau composite étudié pour déterminer les efforts de coupe moyens.

La modélisation numérique par éléments finis est une autre solution pour la détermination des efforts de coupe. Nayak (Nayak, Bhatnagar et Mahajan, 2005) et ensuite Rao (Rao, Mahajan et Bhatnagar, 2007) mettent en parallèle deux types de modélisation. La première se base sur une analyse micromécanique du matériau composite. Pour cette modélisation, la matrice et les fibres sont modélisées séparément avec chacune des propriétés bien distinctes. La seconde se base sur une approche macro mécanique. Dans ce cas-ci, le stratifié est assimilé à un matériau équivalent orthotrope et homogène. Par la suite, Nayak (2005) et Rao (2007) procèdent tous deux à une validation expérimentale basée sur le détournement de stratifiés renforcés de fibres de verre ou fibres de carbone de 4 ou 6 plis unidirectionnels. Ces auteurs montrent que la seconde modélisation corrèle peu avec l'expérimentation contrairement à la modélisation micromécanique qui semble donner de bons résultats (*Voir figures 1.6 et 1.7*). Cependant, aucune comparaison chiffrée n'a été faite pour valider le modèle micromécanique développé.

Plus tard, Mkaddem (2008) développe une autre approche en combinant macro et micromécanique dans une analyse par éléments finis (Mkaddem, Demirci et El Mansori, 2008). Cependant, cette démarche n'améliore pas significativement la corrélation avec les essais expérimentaux (*Voir figure 1.8*). De plus, la différence de tendances avec les résultats de Rao (2007) est difficilement explicable.

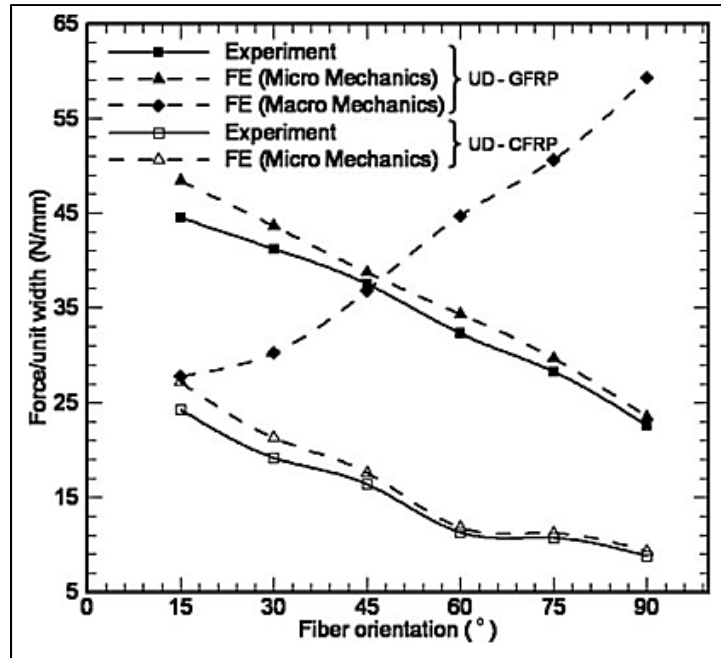


Figure 1.6 Comparaison entre modélisation et résultats expérimentaux  
(tirée de Rao, Mahajan et Bhatnagar, 2007)

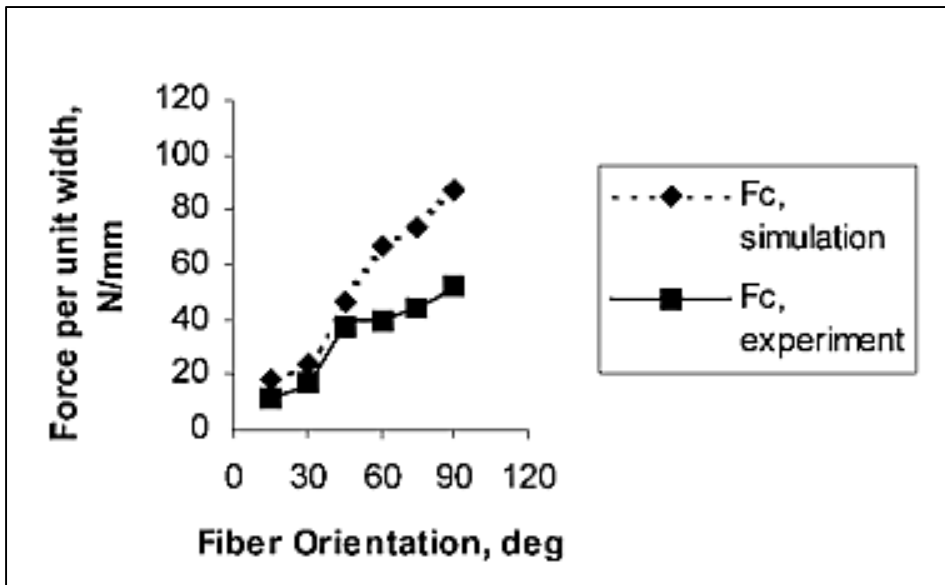


Figure 1.7 Comparaison entre simulation et résultats expérimentaux  
(tirée de Nayak, Bhatnagar et Mahajan, 2005)

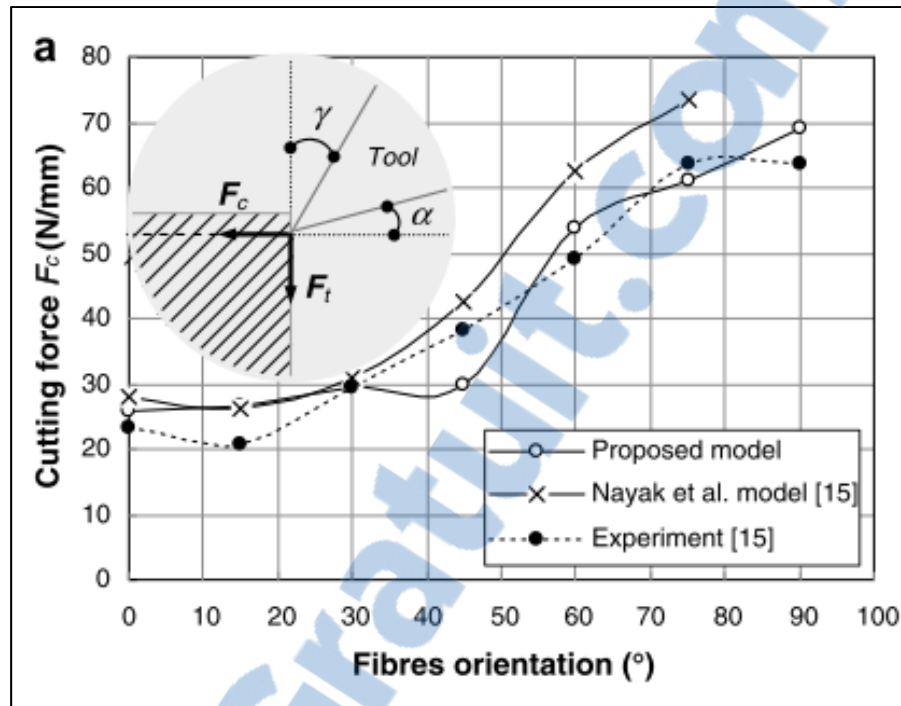


Figure 1.8 Comparaison entre modélisation et résultats expérimentaux  
(tirée de Mkaddem, Demirci et El Mansori, 2008)

Que ce soit lors de l'étude analytique ou la modélisation des efforts de coupe, l'étude ou la validation expérimentale est indispensable au niveau de la recherche actuelle pour parfaire la modélisation des efforts de coupe.

Dans toutes les études mentionnées précédemment, des essais expérimentaux ont été réalisés ou utilisés. D'autres textes comme celui de Rusinek (2010) se basent uniquement sur l'expérimentation pour mettre en place des modèles mathématiques pour la prédiction des efforts de coupe (Rusinek, 2010). Il effectue un nombre important de tests de détournage sur des stratifiés verre-époxy en faisant varier uniquement les paramètres de coupe. Ce choix lui permet de se concentrer sur le modèle le plus approprié et il obtient des résultats concluants (corrélation de 86%) en utilisant un modèle exponentiel pour l'avance. Cependant, il ne considère qu'un paramètre influent à la fois. Il serait sans doute intéressant de regarder l'effet combiné de ces paramètres. En règle générale, les modèles développés grâce à une approche purement expérimentale corréleront mieux que ceux mis en place analytiquement ou numériquement. Par contre, ils sont difficilement généralisables à d'autres situations

d'usinage; par exemple, le changement de séquence d'empilement du stratifié, de la nature du renfort ou de celle de la matrice entraîne une modification significative des efforts de coupe qui ne sont pas pris en compte par les modèles mis en place.

Concernant les paramètres influents pour la modélisation des efforts de coupe, l'ensemble des études citées jusqu'ici converge vers les mêmes résultats. Comme pour l'intégrité de surface (*Voir partie 1.1.1*), les paramètres influents sur les efforts de coupe sont l'orientation des fibres et les paramètres de coupe. Vis-à-vis des paramètres de coupe, l'avance et la vitesse de coupe sont les deux paramètres les plus importants. D'autres comme Bhatnagar (1995) ont étudié l'influence des propriétés mécaniques du matériau sur les efforts de coupe (Bhatnagar et al., 1995). Dans son étude expérimentale, il réalise le détournage et des tests d'Iosipescu sur des stratifiés carbone/époxy unidirectionnels d'épaisseur 2,2 mm (0°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°). Ceci lui permet de mettre en relation la contrainte maximale de cisaillement et les efforts de coupe en fonction de l'orientation des fibres. Ses conclusions sont positives, mais l'application industrielle de ce genre de résultats est difficile, car l'utilisation de stratifiés purement unidirectionnels est très rare. Plus tard, Mohan (2005) a réalisé des essais sur des stratifiés verre/polyester moulés sous presse et d'épaisseur variable (3 mm, 6 mm, 10 mm, 12 mm). Son objectif était d'essayer de voir l'influence des paramètres de mise en forme sur son usinabilité en perçage (Mohan, Ramachandra et Kulkarni, 2005). Ces résultats portent sur l'optimisation des paramètres, mais à nouveau, aucune comparaison chiffrée n'a été réalisée.

En conclusion, plusieurs approches sont envisageables, mais l'étude expérimentale est indispensable. En vue de mettre en place un modèle de prédiction des efforts de coupe corrélant le mieux possible, des paramètres de mise en forme et des paramètres d'usinage doivent être considérés de façon combinée. Il est donc décidé de procéder à une étude expérimentale pour laquelle une comparaison chiffrée des résultats sera réalisée.

## **1.2 Porosité et propriétés mécaniques**

Il a été montré précédemment que les propriétés mécaniques influencent les efforts de coupe (Bhatnagar et al., 1995). Cette partie a pour objectif de faire un état des lieux des

connaissances en matière de propriétés mécaniques des stratifiés carbone/époxy. Il sera notamment détaillé le lien entre la mise en forme du composite, son taux de porosité et ses propriétés mécaniques.

### **1.2.1 Corrélation entre propriétés mécaniques et taux de porosité**

L'industrie aéronautique est très exigeante en matière de qualité du composite et particulièrement en ce qui a trait au taux de porosité. Ils n'acceptent en réalité que de très faibles taux résultant de leurs procédés de mise en forme. En effet, de nombreuses études ont démontré la relation entre le taux de porosité et les propriétés mécaniques du matériau, et celles-ci s'inscrivent davantage dans le cadre d'applications où les taux deviennent significatifs. Plusieurs approches d'analyse ont été envisagées et développées, mais celle qui reste prédominante est la démonstration expérimentale. On peut par exemple citer Ghiorse (Ghiorse, 1993) qui mit en évidence ce lien. Son étude expérimentale consiste à cuire en autoclave, à des pressions variées, des stratifiés carbone/époxy de 16 plis  $[0/90]_{4S}$ . Cette technique permet d'obtenir des matériaux ayant des taux de porosité différents. Grâce à cela, il met en place un modèle exponentiel entre taux de porosité et résistance au cisaillement interlaminaire. En revanche, la corrélation entre les résultats expérimentaux et le modèle mathématique n'est pas concluante (*Voir figure 1.9*).

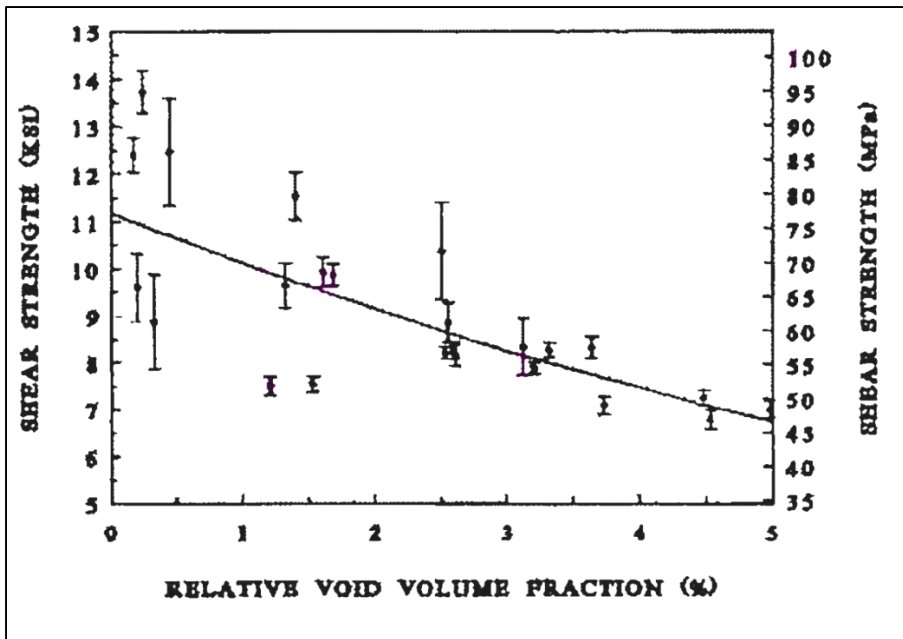


Figure 1.9 Résistance au cisaillement interlaminaire en fonction du taux de porosité (tirée de Ghiorse, 1993)

L'évolution des techniques de contrôle a permis le développement de systèmes de mesure non destructifs comme l'ultrason. Rubin utilise cette technique pour lier le taux de porosité et les caractéristiques élastiques de stratifiés carbone/époxy (Rubin, 1993). Il utilise deux approches, une purement expérimentale et une étude théorique énergétique basée sur la théorie élastique des composites non poreux et la distribution interlaminaire des porosités. La mise en forme en autoclave de stratifiés carbone/époxy, la mesure du taux de porosité grâce à l'ultrason et la réalisation d'essais mécaniques sont les trois étapes de sa démarche expérimentale. Afin d'obtenir des taux de porosité couvrant une plage de valeurs la plus grande possible, chaque stratifié moulé possède sa propre séquence d'empilement. En parallèle, la vision théorique lui permet de généraliser ses résultats expérimentaux même s'il conclut : « careful analysis should be performed for each laminate » (« une étude soignée doit être réalisée pour chaque composite »). De plus, il parvient à montrer de façon significative que la concentration de porosité est plus forte autour des plis centraux et que les constantes élastiques diminuent avec l'augmentation du taux de porosité.

Plus tard, Olivier (1995) décrit, sans pouvoir établir de modèle, le lien entre ILSS (interlaminar shear strength : résistance au cisaillement interlaminaire) et le taux de porosité (Olivier, Cottu et Ferret, 1995). Son étude expérimentale, basée sur l'analyse de stratifiés carbone/époxy ayant des taux de porosité allant de 0,3 % à 10%, confirme les résultats présentés par Ghiorse (1993) concernant la décroissance exponentielle de l'ILSS avec le taux de porosité (*Voir figure 1.10*).

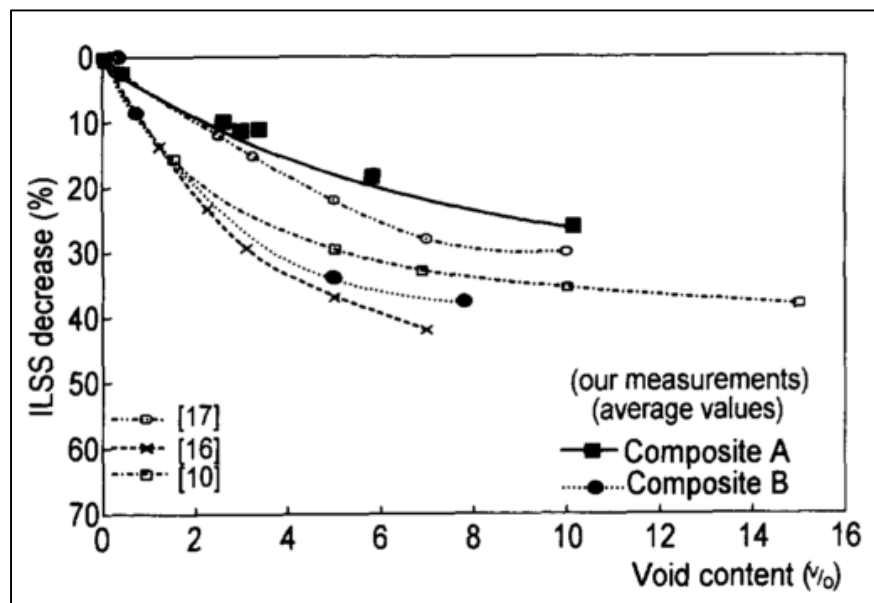


Figure 1.10 ILSS en fonction du taux de porosité  
(tirée de Olivier, Cottu et Ferret, 1995)

Costa (2001) arrive à affiner les résultats expérimentaux (notamment pour les faibles valeurs de porosité) et propose de lier linéairement le taux de porosité et l'ILSS via le coefficient d'absorption ultrasonique (*Voir figure 1.11*). Ce coefficient caractérise la facilité qu'a un faisceau d'ultrasons à pénétrer un matériau donné. Son expérience utilise des stratifiés carbone/époxy cuits en autoclave de 4,1 mm d'épaisseur ( $[0/90]_{14}$ ). On observe un seuil aux alentours de 0,45 dB/mm soit environ 1% de taux de porosité. En dessous de ce seuil, les propriétés semblent ne plus se dégrader. Cependant, aucun modèle mathématique chiffré n'est mis en place dans cette étude. Son étude se concentre sur des matériaux à faibles taux de porosité (entre 0% et 3%). Les résultats de Costa ne contredisent pas les études

précédentes, mais permettent d'affiner le modèle dans les faibles taux de porosité (Costa, Almeida et Rezende, 2001).

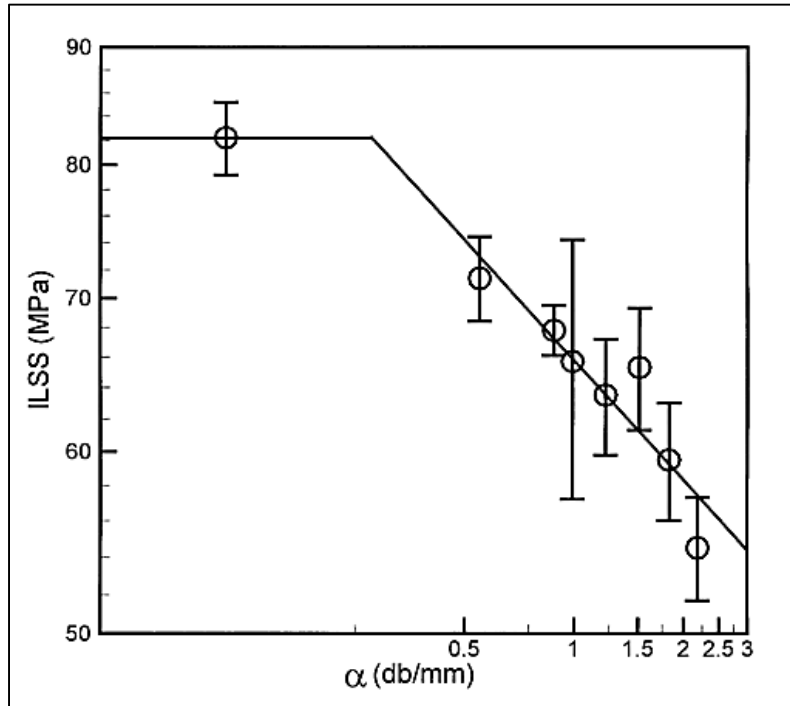


Figure 1.11 ILSS en fonction du coefficient d'absorption ultrasonique (tirée de Costa, Almeida et Rezende, 2001)

Une autre étude intéressante est celle de Koushyar qui se concentre sur l'influence des paramètres de mise en forme en autoclave sur la porosité et les propriétés mécaniques (Koushyar et al., 2012). Comme précédemment, il utilise des tests non destructifs pour la détermination du taux de porosité (mesure par ultrason). Les matériaux qu'il utilise sont des stratifiés de carbone/époxy de 32 plis ( $[0/90_2/0]_{4s}$ ). Un grand nombre de mesures ont été réalisées afin de minimiser l'effet des erreurs de mesure (Voir figure 1.12).



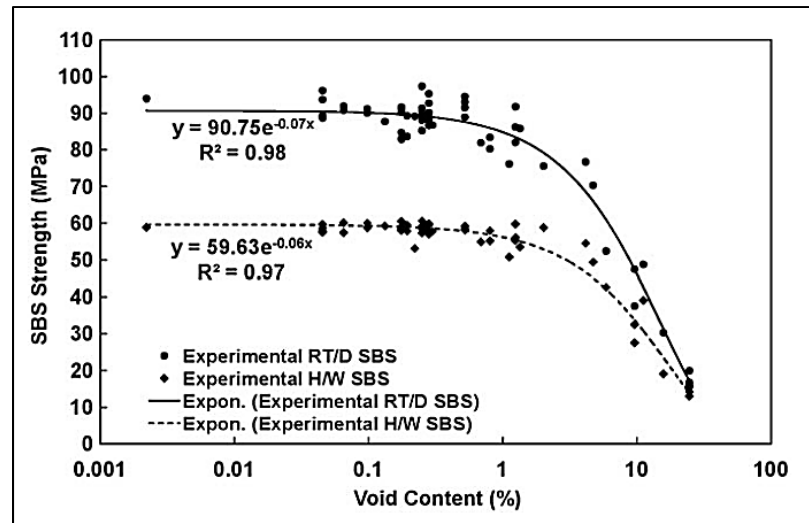


Figure 1.12 ILSS en fonction du taux de porosité  
(tirée de Koushyar et al., 2012)

Cette étude lui permet d'optimiser les paramètres de mise en forme en autoclave et d'affiner le modèle de Costa (2001) pour les faibles taux de porosité. En parallèle, il remarque qu'un modèle mathématique exponentiel entre résistance au cisaillement interlaminaire et taux de porosité corrèle bien avec les résultats expérimentaux qu'il a obtenus.

La combinaison de ces quatre études (Ghiorse (1993), Olivier (1995), Costa (2001) et Koushyar (2012)) permet de prédire l'évolution de l'ILSS en fonction du taux de porosité (Voir figure 1.13).

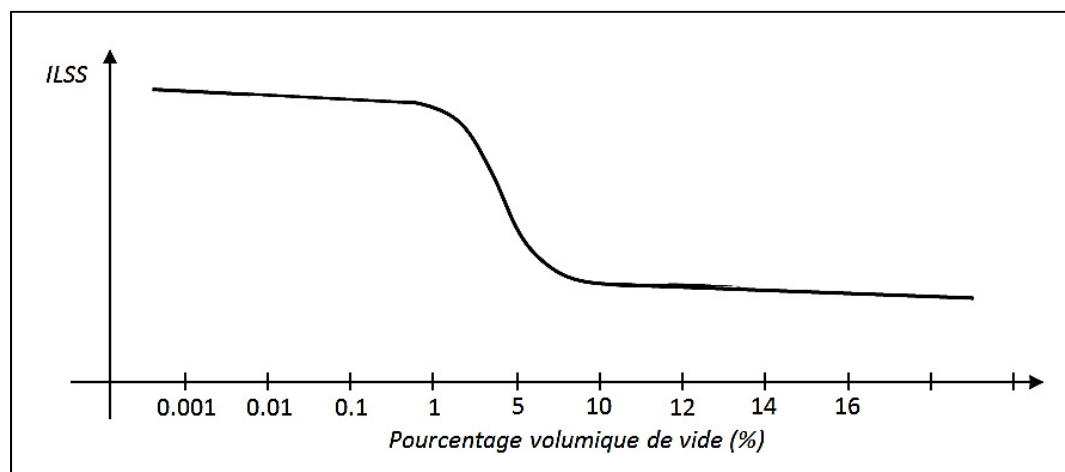


Figure 1.13 ILSS en fonction du taux de porosité : bilan

Un autre aspect de l'étude de Koushyar (2012) est son analyse théorique basée sur les équations de Murthy-Chamis (Chamis, Handler et Manderscheid, 2007). Cette théorie est mise en place à l'aide d'une analyse microscopique poussée (voir équation 1.1 et 1.2).

*Porosités assimilées à des cylindres :*

$$ILSS_c = 1 - \sqrt{\frac{4 \cdot V_v}{\pi \cdot (1 - V_f)}} \quad (1.1)$$

*Porosités assimilées à des sphères :*

$$ILSS_s = 1 - 0,785 \cdot \left( \frac{6 \cdot V_v}{\pi \cdot (1 - V_f)} \right)^{2/3} \quad (1.2)$$

$V_v$  représente le taux volumique de porosité et  $V_f$  le taux volumique de fibre. Koushyar montre que la seconde semble mieux s'accorder avec l'expérimentation.

### **1.2.2 Taux de porosité et pression lors du moulage en autoclave**

Le procédé de moulage en autoclave est souvent utilisé dans l'industrie aéronautique, Olivier (1995) a étudié l'influence de la pression lors de la cuisson de stratifiés carbone/époxy sur le taux de porosité (Olivier, Cottu et Ferret, 1995). Ceci lui permet d'établir une relation entre pression dans l'autoclave et taux de porosité (*Voir figure 1.14*).

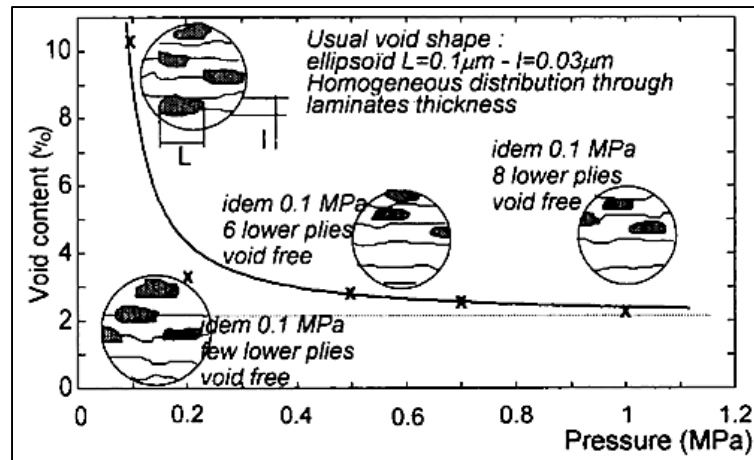


Figure 1.14 Taux de porosité en fonction de la pression dans l'autoclave (tirée de Olivier, Cottu et Ferret, 1995)

Plus tard, Ling (2006) a renouvelé l'expérience avec un équipement de détection du vide plus précis et a testé plusieurs grandeurs caractéristiques des propriétés mécaniques du matériau (Ling et al., 2006). Il se base sur l'étude de stratifiés carbone/époxy de 12 tissus pré-imprégnés  $[(0/90)_{3s}]$ . Ceci lui permet d'établir plusieurs conclusions. Tout d'abord, il confirme l'existence d'une relation exponentielle entre pression au sein de l'autoclave lors de la cuisson et taux de porosité en affinant le modèle (Voir figure 1.15). De plus, il arrive à la conclusion que seuls l'ILSS, le module de flexion et la résistance à la flexion sont réellement influencés par la porosité contrairement au module élastique et à la résistance en traction du stratifié.

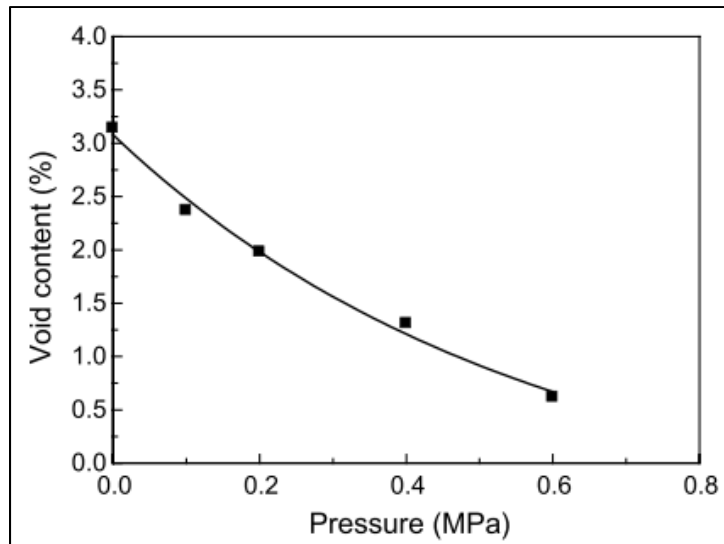


Figure 1.15 Taux de porosité en fonction de la pression dans l'autoclave (tirée de Ling et al., 2006)

Tous ces auteurs arrivent à la conclusion que l'augmentation du taux de porosité entraîne une dégradation des propriétés mécaniques du stratifié. Cette observation peut s'expliquer logiquement, comme le fait Zhu (2009), en décrivant chaque porosité comme une potentielle amorce de fissure et par conséquent une augmentation du taux de porosité entraîne une dégradation des propriétés mécaniques (Zhu et al., 2009). Cependant, aucun modèle mathématique ne semble vraiment se distinguer; des tendances sont décrites, mais peu de résultats chiffrés sont exposés.

Il serait intéressant de continuer dans cette voie en essayant de confirmer les résultats trouvés en favorisant un grand nombre de mesures, comme Koushyar (2012), et en se concentrant sur les propriétés de flexion et l'ILSS comme le suggère Ling (2006).

### 1.2.3 Mesure de porosité

Dans les études vues précédemment, la qualité de la mesure est un point clé pour la validation des résultats expérimentaux obtenus. Plusieurs techniques ont été utilisées ces trente dernières années. Au début des années 1990, Ghiorse (1993) a utilisé dans son étude

une combinaison de deux techniques; une méthode destructive basée sur une mesure de densité et la destruction de la matrice (D3171-11, 2009) et une méthode non destructive basée sur l'analyse d'images obtenues à l'aide d'un microscope optique (Ghiorse, 1993). En réalisant une étude statistique, il arrive à la conclusion qu'en dessous de 1% de taux de porosité l'intervalle de confiance associé à ses mesures est trop grand pour pouvoir considérer les valeurs mesurées.

Dans les années 2000, l'utilisation de méthodes destructives (digestion de la matrice, pyrolyse de la matrice, etc.) pour la mesure de porosité se fait plus rare. Ceci peut s'expliquer par la nécessité dans l'industrie de ne pas altérer le matériau lors de la mesure. La technologie de mesure par ultrason a donc été privilégiée dans les études scientifiques (Rubin, Koushyar, Ling). Cette technique est intéressante puisqu'un lien direct a été établi entre le taux de porosité du matériau et son coefficient d'absorption ultrasonique (*Voir figure 1.16*). Cette conclusion définie par Costa (2001) a été confirmée par Ling (Ling et al., 2006).

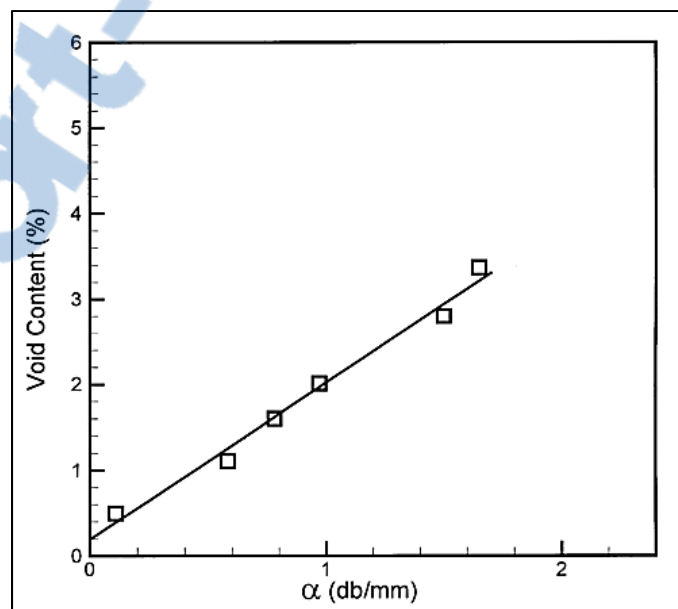


Figure 1.16 Taux de porosité en fonction du coefficient d'absorption ultrasonique (tirée de Costa, Almeida et Rezende, 2001)

La mesure du taux de porosité par ultrason reste à nuancer et l'on ne peut s'appuyer que sur cette technique. Une illustration de ceci se trouve dans l'étude de Zhu (2009). Il utilise lui aussi la mesure par ultrason pour lier l'ILSS au taux de porosité. Il observe les mêmes tendances que précédemment sans pouvoir conclure quantitativement à cause de la trop grande disparité des résultats (*Voir figure 1.17*).

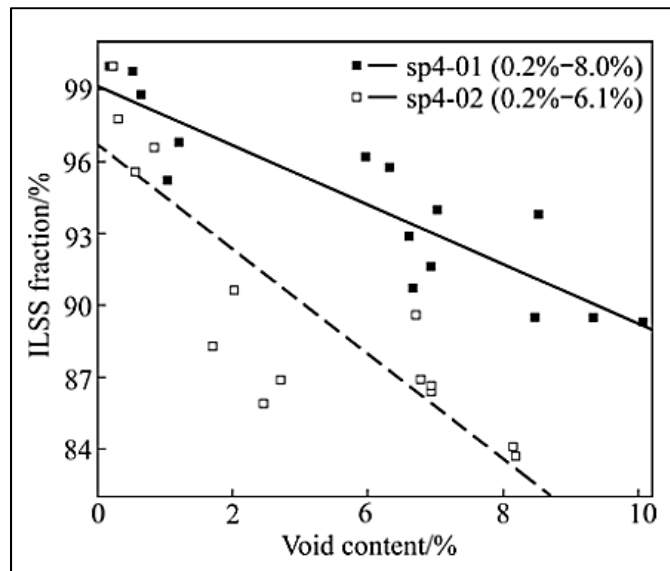


Figure 1.17 ILSS en fonction du taux de porosité  
(tirée de Zhu et al., 2009)

En parallèle de cette technique de mesure de porosité par ultrason, il est important de remarquer que l'analyse d'image microscopique est la plupart du temps utilisée, soit pour l'observation des phénomènes mis en jeu lors de la rupture d'un échantillon, soit pour la validation des mesures de taux de porosité. L'amélioration des logiciels d'analyse d'image combinée à un nombre suffisant d'analyses prélevées aléatoirement permet, en effet, d'obtenir des résultats précis sur la mesure du taux de porosité du matériau. Ceci réduit les intervalles de confiance associés aux mesures et permettrait peut-être une comparaison chiffrée entre les modèles déterminés et les relevés expérimentaux. De plus, l'analyse d'image permet d'observer la géométrie des porosités. Comme l'explique Olivier (1995) dans sa conclusion, deux matériaux identiques avec le même taux de porosité peuvent avoir

des comportements mécaniques différents selon la géométrie des porosités (Olivier, Cottu et Ferret, 1995).

#### 1.2.4 Détermination des propriétés mécaniques

À travers les études exposées dans la première partie, il semble que la principale caractéristique mécanique dégradée par l'augmentation du taux de porosité est l'ILSS. Costa (2001), Koushyar (2012) ou Zhu (2009) ont déterminé cette grandeur pour caractériser leur matériau. Le test utilisé pour la mesure de l'ILSS est le test short beam qui est décrit dans la norme ASTM D2344 (D2344, 2006). Cet essai est un essai de flexion trois points réalisé sur des éprouvettes très petites (18 mm x 7 mm x 3,5 mm par exemple) dans lesquelles les contraintes dues au moment fléchissant sont négligeables devant les contraintes dues à l'effort tranchant (Voir figure 1.18).

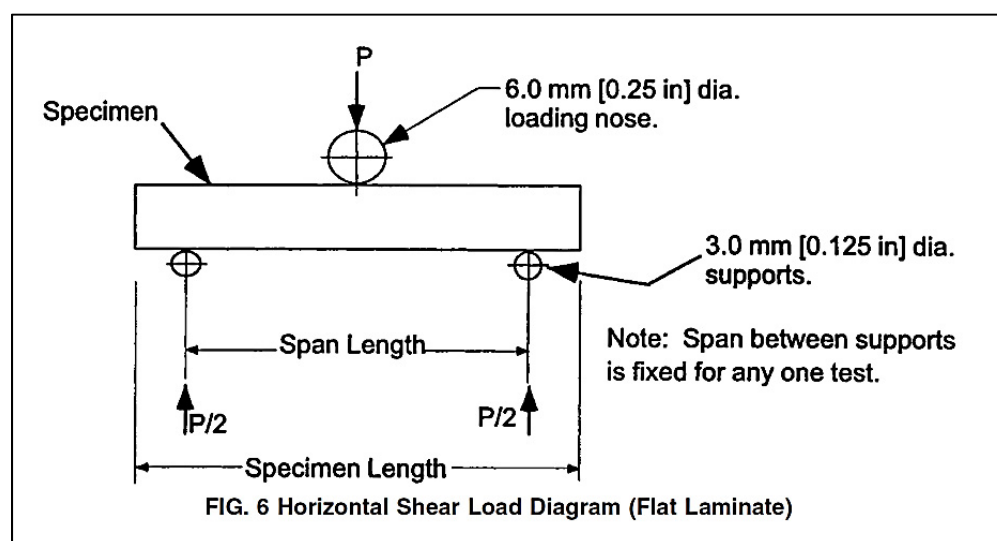


Figure 1.18 Schéma de montage pour les essais Short Beam  
(tirée de ASTM D2344, 2006)

Comme l'a mentionné Ling dans ses conclusions, les propriétés mécaniques en flexion sont aussi influencées significativement par le taux de porosité (Ling et al., 2006). Pour



déterminer ces propriétés, il existe deux types d'essais de flexion; la flexion trois-points et la flexion quatre-points (*Voir figure 1.19*).

La flexion trois-points a l'avantage de ne pas nécessiter de calcul pour déterminer le déplacement maximal au centre de l'éprouvette.

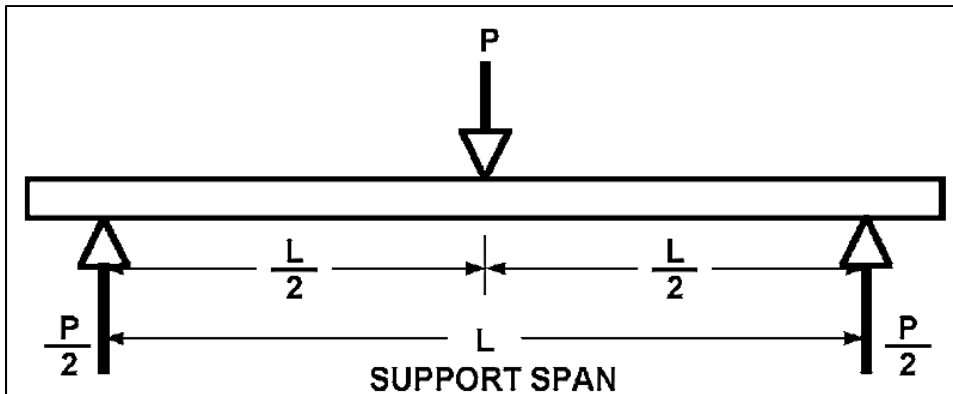


Figure 1.19 Schéma de montage pour la flexion trois-points  
(tirée de ASTM D7264, 2006)

### 1.3 Conclusions et objectifs de recherche

Tout d'abord, il a été précédemment montré que le taux de porosité est influencé par les paramètres de mise en forme et notamment la pression lors du moulage en autoclave. Ensuite, une corrélation significative a été établie entre le taux de porosité dans le stratifié et les propriétés mécaniques (ILSS) qui sont elles-mêmes liées à l'usinabilité du matériau (efforts de coupe) comme le montre Bhatnagar (1995). Cet enchaînement de relations porte à croire que les efforts de coupe et l'usinabilité des stratifiés carbone/époxy sont liés à la pression de moulage lors de la cuisson en autoclave. À l'heure actuelle, aucun texte ne traite de ce possible lien qui pourrait améliorer les modèles mathématiques développés pour la prédiction des efforts de coupe.

L'objectif principal de l'étude est donc d'établir le lien logique qu'il devrait exister entre paramètres de mise en forme (pression dans l'autoclave) et usinabilité. Cette dernière relation



pourrait permettre de mettre en place un modèle prédictif des efforts de coupe basé sur la pression lors du moulage en autoclave et les paramètres de coupe.

Cette étude s'inscrit dans le cadre d'un projet impliquant plusieurs acteurs importants de l'industrie aéronautique. Elle a été réalisée en collaboration avec deux partenaires industriels qui ont fourni deux composites différents. Le premier matériau a été utilisé pour établir le lien entre pression de mise en forme et efforts de coupe. Pour affiner cette relation, deux sous-objectifs ont été définis : étudier la relation entre pression de mise en forme et taux de porosité, et la relation entre pression de mise en forme et propriétés mécaniques.

Comme il a été décrit dans les sections précédentes, le taux de porosité est fortement influencé par la pression de mise en forme mais il n'est pas le seul. Il semble évident qu'une variation de la pression dans l'autoclave peut influencer la quantité de résine évacuée dans le feutre. Par conséquent le taux massique de fibre est aussi influencé par la pression de mise en forme. Il a été décidé de se concentrer sur le taux de porosité au regard des études résumées précédemment et en considérant le fait que l'un des critères de qualité dans l'industrie aéronautique est le non-dépassement d'une valeur critique du taux de porosité. Les données expérimentales seront collectées à l'aide d'une analyse d'images.

Par la suite, les propriétés mécaniques de ce stratifié carbone/époxy seront investiguées. Il a été montré que les propriétés mécaniques de flexion et la résistance au cisaillement interlaminaire (ILSS) sont les grandeurs les plus sensibles à la pression de mise en forme. Deux essais de caractérisation des propriétés mécaniques ont donc été réalisés : une série d'essais de flexion trois-points et une série d'essais short beam.

Afin d'évaluer la qualité de la découpe, deux types de mesures ont été effectuées. La première sera des mesures de rugosité longitudinale sur un pli orienté à  $-45^\circ$ . Un microscope optique a été positionnée en parallèle du rugosimètre, afin d'accroître la répétitivité de ce protocole de mesure. Cette solution permet d'assurer le positionnement du diamant tout au long de la mesure. En parallèle, le délaminage après détournage sera étudié en vue de quantifier le mieux possible la qualité de l'usinage.

Dans le but de fournir des résultats rapidement exploitables par les partenaires industriels, le second matériau sera utilisé pour définir le plus précisément possible les paramètres de coupe à privilégier pour le détourage. Dans un second temps, la démarche expérimentale appliquée sur le premier matériau sera répétée sur cet autre matériau avec comme objectif la généralisation des résultats trouvés.

## CHAPITRE 2

### DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE

#### 2.1 Introduction

Cette partie a pour objectif de définir le protocole expérimental choisi pour l'étude, les hypothèses faites tout au long de l'étude et les méthodes utilisées pour le traitement de données.

#### 2.2 Fabrication des laminés

Cette partie présente le résumé de la fabrication des échantillons nécessaires à l'étude. Cette étape a été permise grâce à la collaboration étroite avec l'entreprise Avior et plus particulièrement avec son usine de Granby (Québec). Ce partenariat a permis de placer cette étude dans un contexte industriel et d'employer un moyen de fabrication largement utilisé dans l'industrie.

##### 2.2.1 Choix du matériau

Le matériau est un tissu taffetas pré-impregné carbone/époxy. Sa référence est : 299-947-346.

Le matériau choisi a une épaisseur de pli après cuisson de 0,201 mm. Il est nécessaire d'avoir une épaisseur de plaque après cuisson de 3 mm pour nos essais. Ceci implique de trouver une combinaison de 16 plis. Après réflexion l'empilement suivant a été choisi :

**[90/-45/0/45/0/45/-45<sub>2</sub>]<sub>s</sub>**

Les 4 plis orientés à -45° au centre faciliteront les mesures de rugosité longitudinale.

Le facteur sur lequel va porter cette étude est la pression interne de l'autoclave. Le tableau 2.1 récapitule les pressions étudiées,  $P_i$  étant la pression imposée par l'autoclave et  $P_{abs}$  la pression absolue à l'intérieure de l'autoclave :

Tableau 2.1 Pressions étudiées

N° de plaque	pression dans l'autoclave $P_i$ (MPa/psi)	$P_{abs}$ (MPa)
1	0,310 / 45	0,410
2	0,620 / 90	0,720
3	0	0,1
4	0,450 / 65	0,550
5	0,760 / 110	0,860
6	0,170 / 25	0,270

Après analyse, il est décidé de fabriquer 2 plaques de 255 mm x 240 mm (10 in x 9,5 in) pour chaque pression. La première servira aux essais de détournage aux mesures de rugosité et la seconde aux essais mécaniques et aux mesures de porosité.

Le tableau suivant résume les caractéristiques de nos plaques :

Tableau 2.2 Caractéristiques du matériau

taux de fibre massique avant cuisson (Donnée fabricant)	63.0 ± 3.0 %
taux de fibre massique après cuisson (Donnée fabricant)	69.0 % (max)
Empilement	[90/-45/0/45/0/45/-45 <sub>2</sub> ] <sub>s</sub>
Épaisseur de plaque	3,2 mm
Température de cuisson	175± 5 °C
Pression de vacuum	-0,09 MPa
Résine	Époxide
Type de tissus	Taffetas préimprégné
Type de fibre	Carbone
Taille de la plaque avant rectification	255 x 240 mm
Référence	299-947-346

### 2.2.2 Fabrication

La fabrication est composée de quatre étapes :

- La découpe des tissus (*Voir figure 2.1*);
- La mise sous vide des laminés (La mise en sac se fait selon l'empilement de la figure 2.2).

Remarque : Pour chaque pression, les 2 plaques sont mises en sac ensemble pour assurer des paramètres de fabrication identiques.

- Mise en autoclave/four (*Voir figure 2.3*);
- Démoulage (*Voir figure 2.4*).



Figure 2.1 Tissus pré-imprégnés découpés

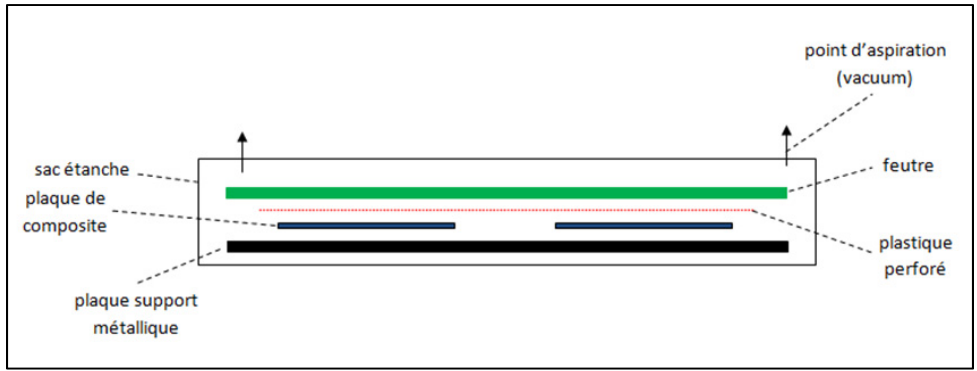


Figure 2.2 Schéma de mise en sac

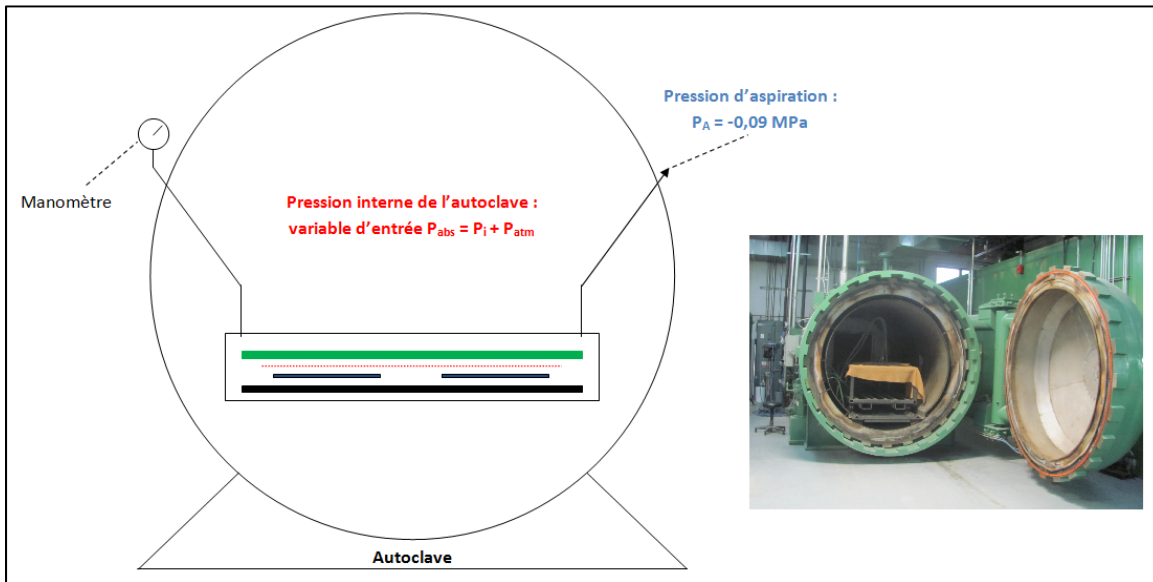


Figure 2.3 Autoclave

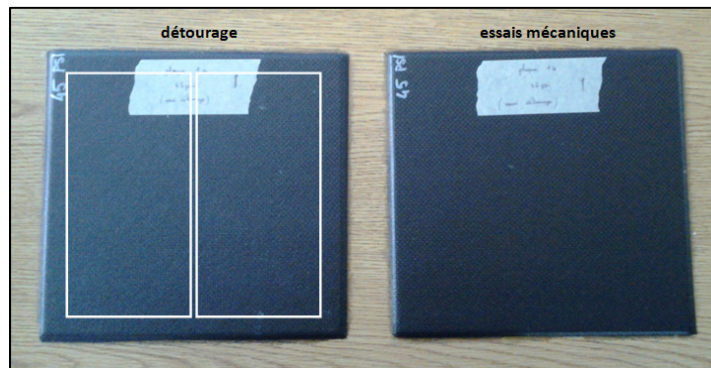


Figure 2.4 Plaques après cuisson

La figure 2.5 décrit l'évolution de la température, de la pression et de la viscosité de la résine au cours de la cuisson en autoclave avec les grandeurs caractéristiques.

- $P_i$  : Pression imposées par l'autoclave;
- $P_{atm}$  : Pression atmosphérique (constante et égale à 0,1 MPa);
- $P_{abs}$  : Pression absolue à l'intérieure de l'autoclave ( $P_{abs} = P_{atm} + P_i$ );
- $P_A$  : Pression d'aspiration (vacuum) dans le sac étanche.

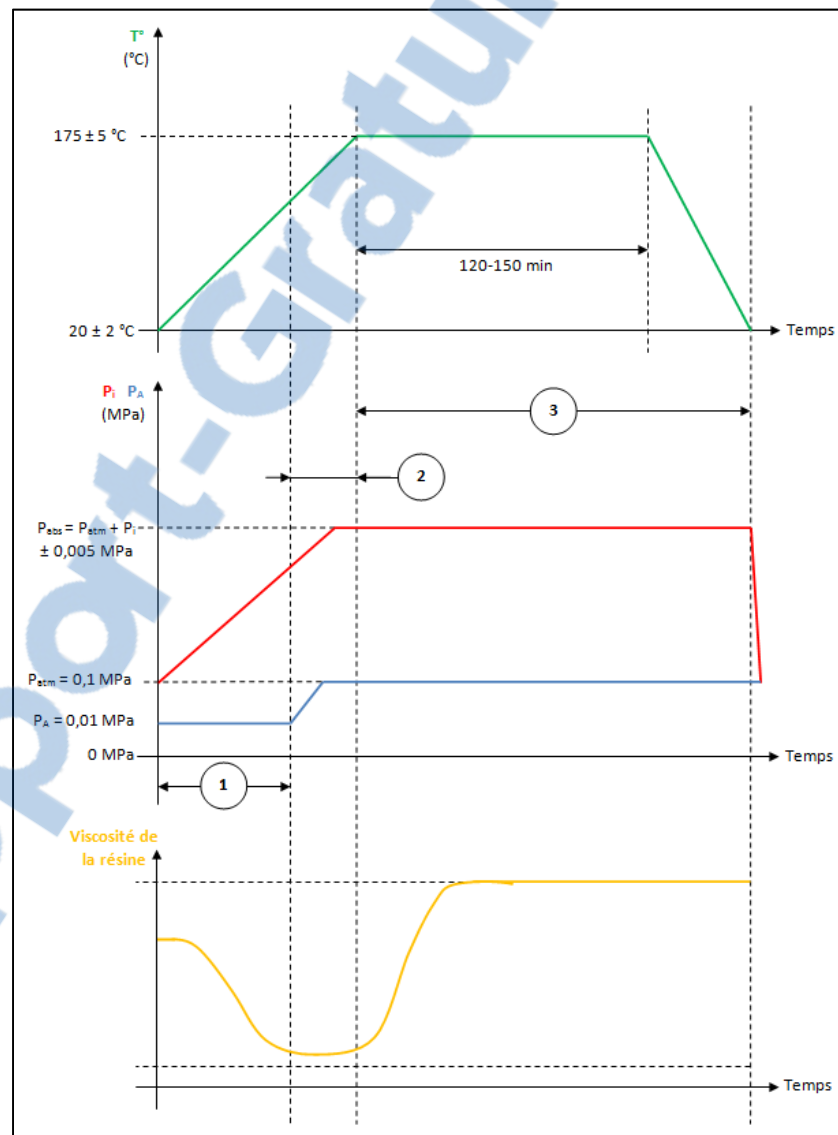


Figure 2.5 Cycles pression et température lors de la cuisson en autoclave

Le cycle se scinde en 3 parties :

- [1] Montée en pression et en température de l'autoclave avec aspiration. L'excès de résine (dont la viscosité décroît) est évacué dans le feutre ainsi que l'air emprisonné lors de la stratification (lamination). Des microporosités se forment dues aux gaz de cuisson produits (volatiles de réaction).
- [2] L'air emprisonné lors de la stratification et l'excédent de résine sont éliminés : l'aspiration est arrêtée. Il est nécessaire de retirer l'aspiration pour minimiser l'impact des volatiles de réaction. Les microporosités se rétractent lors du retrait de l'aspiration.
- [3] La viscosité continue de croître. Fin de la cuisson de la résine.

Durant la fabrication les hypothèses faites sont les suivantes :

- La température est maintenue constante et égale à  $20^{\circ}\text{C}$  durant la découpe des tissus et la stratification.
- Lors de la stratification, l'orientation des fibres est assurée à  $\pm 5^{\circ}$  (incertitude combinée expansée).
- La pression interne de l'autoclave est maintenue à  $\pm 0,005 \text{ MPa}$  (incertitude combinée expansée).
- La pression de vacuum est maintenue à  $0,01 \text{ MPa} \pm 0,01 \text{ MPa}$  (incertitude combinée expansée).
- Le pallier de température dans le cycle de température est de  $175^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$  quelle que soit la pression interne de l'autoclave (incertitude combinée expansée).
- La pente de montée et de descente en pression est la même pour toutes les cuissons.
- On néglige l'effet des différences de pente lors de la montée en température et du refroidissement.



### 2.3 Mesure de porosité

La pression de mise en forme a une influence sur les proportions du composite. Ce paramètre fait varier le taux de porosité, comme on a pu le voir dans la littérature, mais il est évident que le taux massique de fibre est aussi modifié. Il a été décidé de se concentrer sur le taux de porosité pour deux raisons. Tout d'abord, la littérature développe davantage le lien entre pression de mise en forme et taux de porosité que celui avec le taux massique de fibre. De plus, l'un des critères de qualité dans l'industrie aéronautique est le taux de porosité après cuisson.

L'objectif de cette partie est donc, de définir le protocole de mesure du taux de porosité sachant que le seul paramètre influent à cette étape de l'étude est la pression de mise en forme.

La première étape a été de polir les échantillons. Pour cela, une polisseuse équipée de quatre disques abrasifs de grains croissants (240, 320, 800 et 1200) a été utilisée.

Dans un second temps, les échantillons sont observés à l'aide d'une loupe binoculaire équipée d'une caméra reliée à un ordinateur (*Voir figure 2.6*).

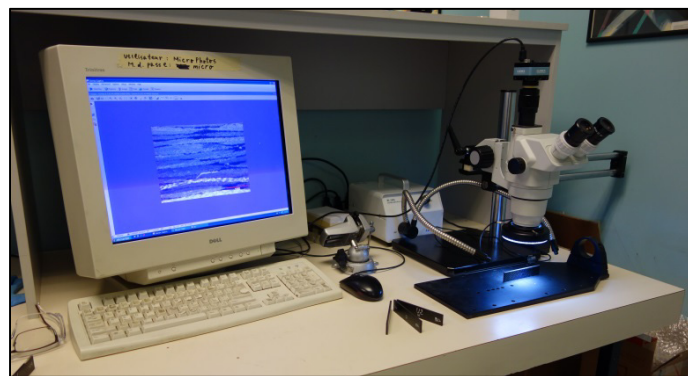


Figure 2.6 Système de capture d'image

Pour chaque pression de mise en forme, deux éprouvettes issues des essais d'usinage sont récupérées. Après un polissage minutieux des surfaces usinées en avalant, 15 images par surface traitées sont relevées à l'aide de la lunette binoculaire. Ainsi, 180 images sont relevées et analysées. Ces images sont le grossissement d'une surface d'environ 3 mm x

4 mm de la tranche de l'éprouvette (*Voir figure 2.7 : les points rouges indiquent les porosités*).

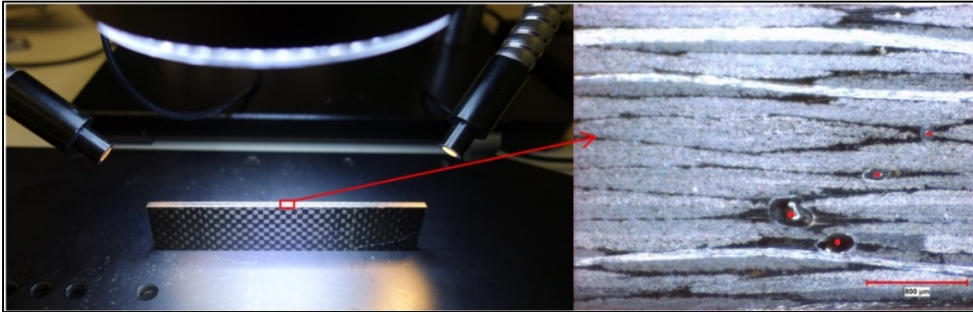


Figure 2.7 Exemple de prise de vue pour un échantillon mis en forme à 0,410 MPa. Les points rouges indiquent les porosités

Trente images sont donc obtenues pour chaque pression de mise en forme. Ces 30 images sont assemblées pour n'en obtenir plus qu'une à l'aide d'un logiciel de traitement d'images (*Voir figure 2.8*).

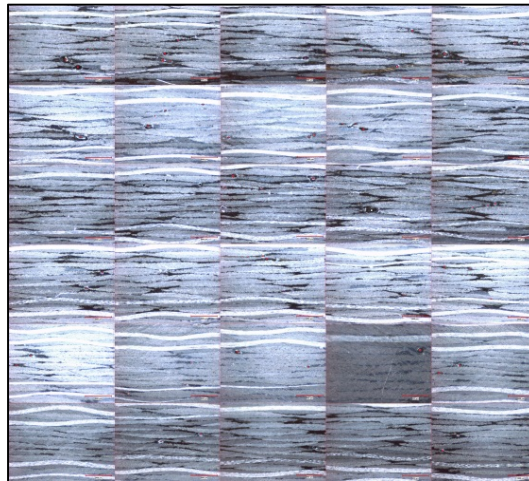


Figure 2.8 Exemple d'image assemblée pour une pression de 0,410 MPa

Afin de comparer la surface totale et la surface occupée par les porosités, le logiciel SolidWorks est utilisé. Dans une esquisse, l'image est chargée. Ensuite, une plaque d'épaisseur 10 mm et ayant les dimensions de l'image est créée (*Voir figure 2.9*). Enfin, des

trous ayant pour limite les contours des porosités sont extrudés dans cette plaque. Le logiciel nous permet ensuite de connaître précisément les surfaces nécessaires à l'obtention du taux de porosité. La formule utilisée est la suivante :

$$V_v = \frac{S_{porosité}}{S_{totale}} \quad (2.1)$$

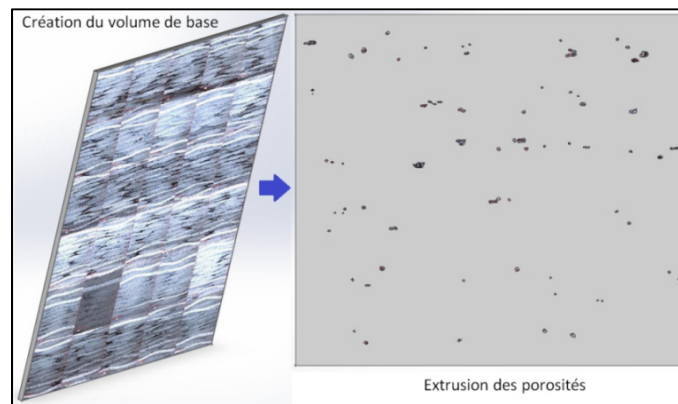


Figure 2.9 Exemple d'analyse sous SolidWorks pour une pression de 0,410 MPa

Pour ces essais, les hypothèses de mesures sont les suivantes :

- Le matériel utilisé est le même pour toutes les éprouvettes testées.
- La zone de prélèvement des échantillons est au centre des plaques fabriquées pour éviter les effets de bord (les variations de taux de porosité).
- Les porosités débouchantes (sur la face supérieure ou inférieure de la plaque) ne sont pas prises en compte.

Remarque : il est difficile d'évaluer l'erreur de mesure liée à cette technique compte tenu notamment que c'est une analyse 2 D permettant le calcul d'un volume de porosités.

## 2.4 Évaluation des propriétés mécaniques

Cette partie a pour objectif de définir un protocole afin de mieux comprendre l'influence de la pression de mise en forme sur les propriétés mécaniques du matériau.

### 2.4.1 Essai de flexion trois points

Cet essai suit la norme ASTM D7264. Les éprouvettes sont découpées à la scie circulaire selon les dimensions définies par la norme (*Voir figure 2.10*).

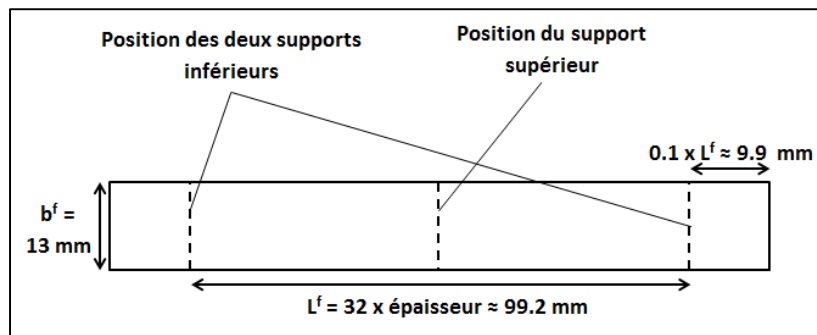


Figure 2.10 Géométrie de l'éprouvette de flexion trois points (tirée de ASTM D7264)

Cet essai est destructif et ne nécessite pas d'instrumenter les éprouvettes (pas de jauge de déformation à installer).

Le montage est composé de deux appuis inférieurs distants de  $L = 99,2$  mm et d'un appui supérieur (*Voir figures 2.11, 2.12 et 2.13*). Selon la norme, le rayon des trois appuis doit être de 3 mm (soit un diamètre de 6 mm). Dans cette étude, le diamètre sera uniquement de 5 mm en raison du montage disponible. La machine d'essai doit être asservie en déplacement à une vitesse constante de 1 mm/min.

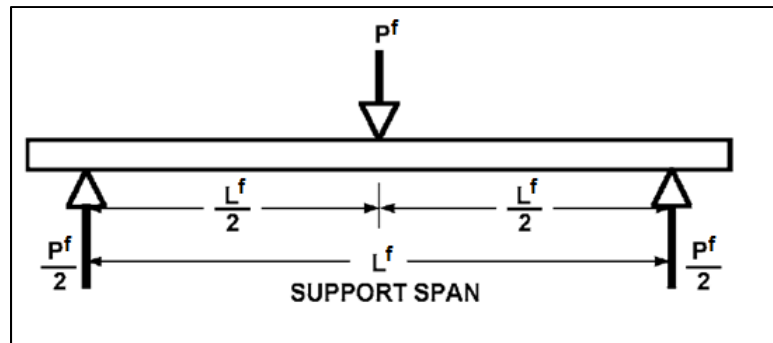


Figure 2.11 Schéma du montage de flexion trois points  
(tirée de ASTM D7264)



Figure 2.12 Montage de flexion trois points

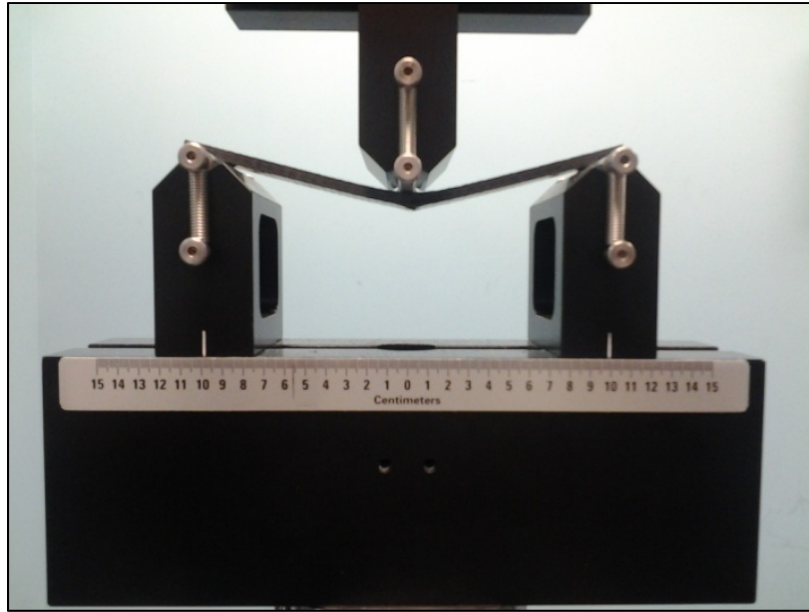


Figure 2.13 Montage de flexion trois points (après rupture)

Les hypothèses faites lors des essais sont :

- Le matériel d'essais et de mesures est le même pour toutes les éprouvettes (supports, presse, dispositif d'acquisition des données, etc.).
- Les essais sont réalisés en laboratoire à atmosphère contrôlée.
- Les précisions lors des essais sont décrites dans le tableau 2.3.

Tableau 2.3 Imprécisions de la machine d'essai de flexion trois points

incertitude élargie à un niveau de confiance de 95%	
$L^f$ (longueur de l'éprouvette)	$\pm 0,03$ mm
$b^f$ (largeur de l'éprouvette)	$\pm 0,06$ mm
$h^f$ (épaisseur de l'éprouvette)	$\pm 0,03$ mm
$P^f$ (force)	$\pm 10$ N ( $\approx 0,5\%$ de l'échelle de mesure : de 0 à 2500 N)
$\delta^f$ (déplacement au milieu de l'échantillon)	$\pm 0,01$ mm

Sept itérations sont effectuées pour chaque pression soit 42 essais de flexion trois points. La carte d'acquisition enregistre simultanément le temps, la force appliquée au centre de l'éprouvette ainsi que le déplacement au point d'application de la force.

Remarque : La faible incertitude sur les dimensions des éprouvettes est garantie grâce aux mesures dimensionnelles réalisées au pied à coulisse sur chaque éprouvette avant la réalisation des essais mécaniques. Cette remarque est aussi valable pour les essais short beam qui suivent.

#### 2.4.2 Essais short beam

Cet essai suit la norme ASTM D2344. Les éprouvettes sont découpées à la scie circulaire selon les dimensions définies par la norme (*Voir figures 2.14 et 2.15*).

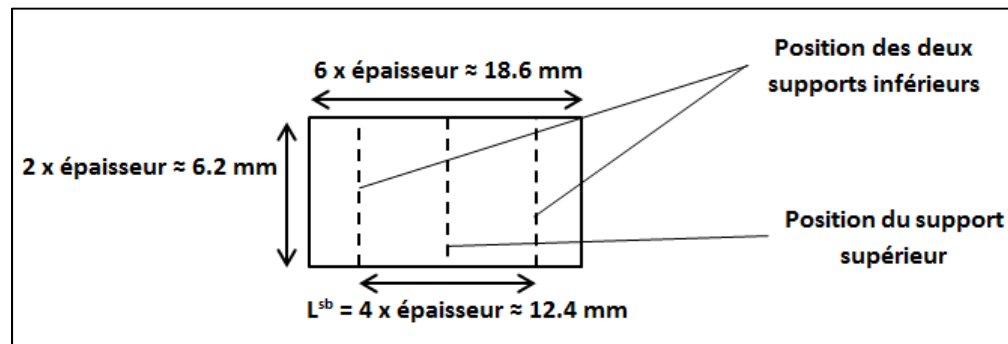


Figure 2.14 Géométrie de l'éprouvette pour les essais short beam (tirée de ASTM D2344)



Figure 2.15 Éprouvettes d'essai short beam

Cet essai est destructif et ne nécessite pas d'instrumenter les éprouvettes (pas de jauge de déformation à installer).

Le montage est composé de deux appuis inférieurs distants de  $L = 12,4$  mm et d'un appui supérieur (Voir figures 2.16 et 2.17). Selon la norme, le rayon de l'appui supérieur doit être de 3 mm (soit un diamètre de 6 mm). Dans cette étude, il sera uniquement de 5 mm en raison du montage disponible. La machine d'essai doit être asservie en déplacement à une vitesse constante de 1 mm/min.

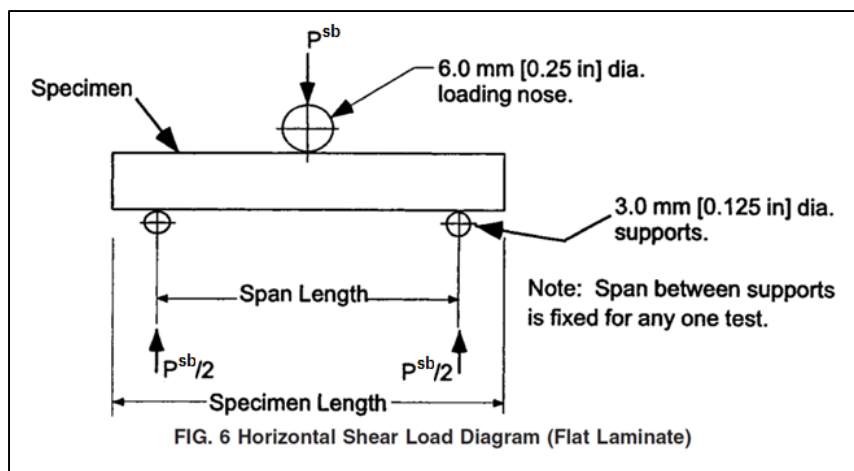


Figure 2.16 Schéma du montage short beam  
(tirée de ASTM D2344)



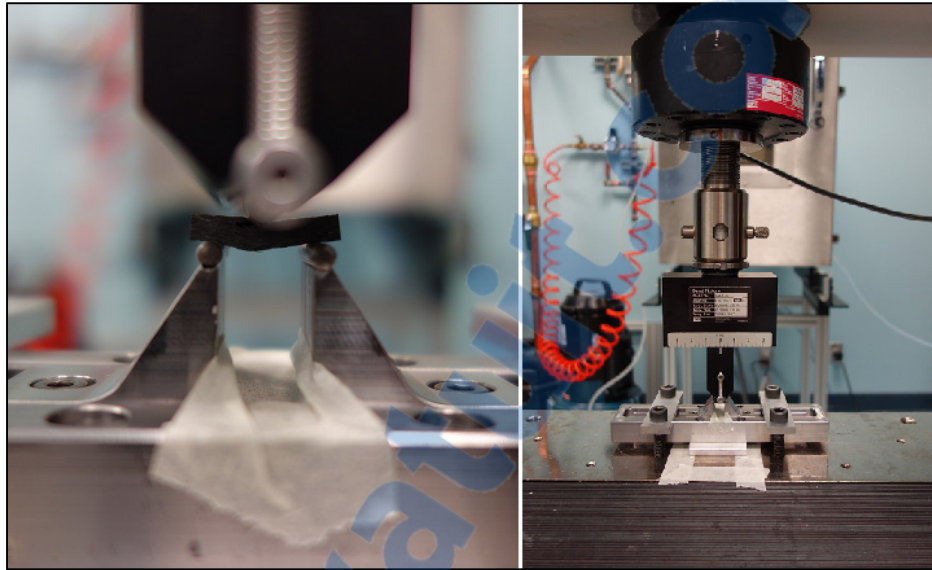


Figure 2.17 Montage short beam avec une éprouvette après rupture

Pour les essais short beam, les hypothèses sont les suivantes :

- Le matériel d'essais et de mesures est le même pour toutes les éprouvettes (supports, presse, dispositif d'acquisition des données...).
- Les essais sont réalisés en laboratoire dans une atmosphère contrôlée.
- Les précisions lors des essais sont de :

Tableau 2.4 Imprécisions de la machine d'essai short beam

incertitude élargie à un niveau de confiance de 95%	
$L^{sb}$ (longueur)	$\pm 0,03$ mm
$b^{sb}$ (largeur)	$\pm 0,06$ mm
$h^{sb}$ (épaisseur)	$\pm 0,03$ mm
$P^{sb}$ (force)	$\pm 10$ N ( $\approx 0,5\%$ de l'échelle de mesure : de 0 à 2500 N)
$\delta^{sb}$ (déplacement)	$\pm 0,01$ mm

Sept itérations sont effectuées pour chaque pression soit 42 essais de flexions trois points. La carte d'acquisition enregistre simultanément le temps, la force appliquée au centre de l'éprouvette ainsi que le déplacement au point d'application de la force à une fréquence de 100 Hz.

## 2.5 Essais de détournage et analyse des efforts de coupe

Ces essais se sont déroulés en intégralité au Centre Technologique Aérospatial (CTA) à Saint-Hubert (Québec).

La machine utilisée est une machine-outil à commande numérique (MOCN). Cette machine est la Huron K2X 8 Five. La table dynamométrique de mesure utilisée est la table Kistler 9255B 3 axes. Cette table est reliée à une table d'acquisition puis une carte d'acquisition qui permet la transmission et la conversion des données vers l'ordinateur. Sur cette table est fixé le montage permettant de brider les plaques (*Voir figure 2.18*). La découpe des plaques se fait selon le schéma présenté à la figure 2.19.

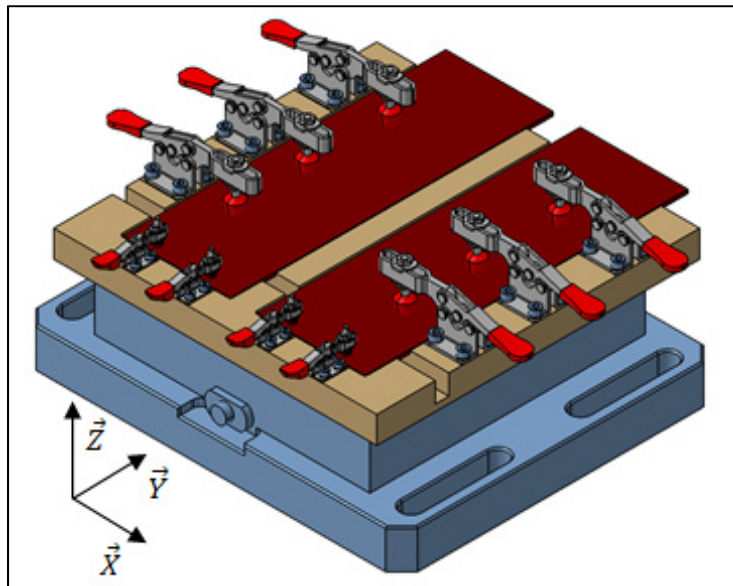


Figure 2.18 Montage de fixation des plaques

La table permet de mesurer les efforts selon trois axes :

- Axe X : force d'avance;
- Axe Y : force normale;
- Axe Z : force axiale.

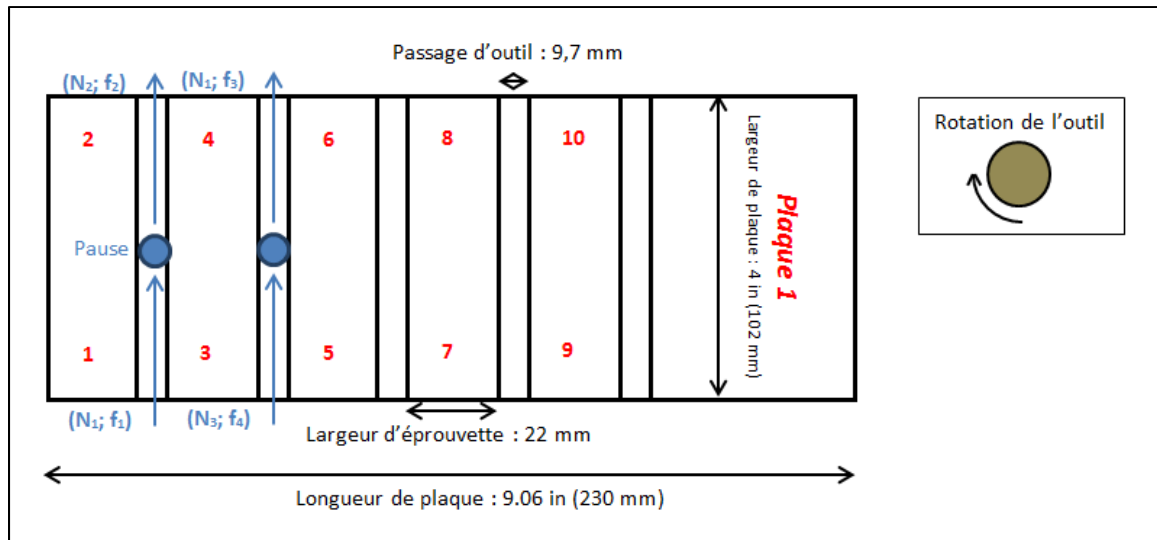


Figure 2.19 Schéma de découpe des plaques

L'outil utilisé est un outil à deux lèvres de coupe déportées en diamant poly cristallin (PCD) : n° 68-010, fabricant : LMT-ONSRUD (Voir figure 2.20).



Figure 2.20 Outil de coupe

Le mode de coupe étudié sera uniquement en opposition (Voir figure 2.21).

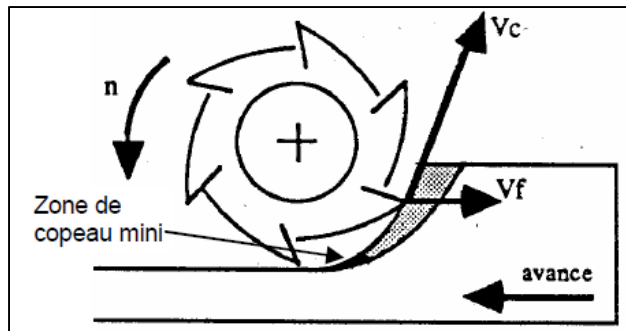


Figure 2.21 Usinage en opposition  
tiré de <http://ing-mecanique.com/>

Lors des essais de détourage, les hypothèses suivantes sont prises en compte :

- Le matériel de découpe est le même pour toutes les éprouvettes (bride, MOCN, support d'outils, etc.)
- On néglige l'usure de l'outil et son influence sur les efforts de coupe.
- Le matériel de mesure d'efforts est le même pour toutes les éprouvettes
- La précision de la machine-outil est de :

Tableau 2.5 Imprécisions de la MOCN

Incertitude élargie à un niveau de confiance de 95%	
<b>f</b>	$\pm 0,0001$ mm/rév
<b><math>V_c</math>; N</b>	$\pm 0,001$ m/s; $\pm 1$ rpm

- Les incertitudes de la table Kistler sont définies comme suit :
  - Force d'avance (X) :  $\pm 2,6$  %
  - Force normale (Y) :  $\pm 2,95$  %
  - Force axiale (Z) :  $\pm 2,9$  %
- Ces incertitudes sont les incertitudes élargies à un niveau de confiance de 95%.

Remarque : La précision de la table de mesure est donnée par l'étude de Hassen BOUZID. Ces valeurs sont les erreurs dynamiques maximales de la table pour chaque axe. *Voir la page 73 de son Compte-rendu d'étude* (Hassen, 2010).

Bérubé (2012) a utilisé l'outil considéré dans cette étude et il préconise les paramètres de coupes suivants :

Tableau 2.6 Paramètres de coupe judicieux (Bérubé, 2012)

	Vitesse d'avance (mm/rév)	Vitesse de coupe (m/min)
<b>Plage de valeurs à respecter</b>	0,2032-0,508	200-650
<b>Valeur conseillée</b>	0,254	200

Afin de vérifier et d'affiner ces valeurs aux conditions de l'étude, une expérience préliminaire tente de déterminer le couple de paramètres optimal. À l'aide de deux plaques, on procède au plan d'expérience du tableau 2.7.

Tableau 2.7 Plan d'expériences pour l'optimisation

	Avance f (mm/rév)	vitesse de coupe ( $V_c$ m/min)	
	0,2540	200	Choix de la meilleure vitesse de coupe $V_c$
		275	
		350	
		425	
		450	
		500	
		575	
		650	
Choix de la meilleure vitesse d'avance f	Avance f (mm/rév)	vitesse de coupe ( $V_c$ m/min)	
	0,2032	?	
	0,2540		
	0,3251		
	0,3861		
	0,4470		
0,5080			

Ce choix se fait rapidement en évaluant les efforts de coupe directement sur le matériel d'acquisition. La vitesse de coupe puis la vitesse d'avance optimale sont les valeurs donnant les plus petits efforts de coupe.

Cette étude donne comme vitesse de coupe **425 m/min** et **0,254 mm/rév** pour la vitesse d'avance. Il est intéressant de remarquer que ces valeurs sont proches de celles conseillées par Bérubé (2012). Les écarts viennent sans doute du fait que le matériau utilisé n'est pas le même.

Lors de l'expérience préliminaire, des efforts importants ont été mesurés quand les valeurs d'avance et de vitesse de coupe étaient proches des extrémités des plages de valeurs conseillées par Bérubé (2012). Ceci a entraîné une usure prématurée de l'outil qui est à éviter absolument (*Voir Figures 2.22 et 2.23*).

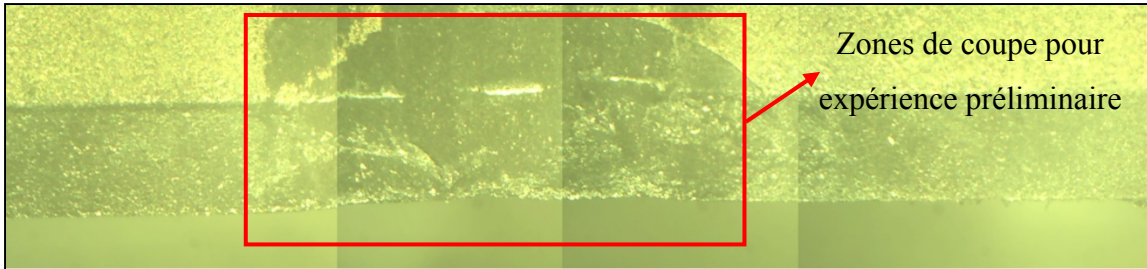


Figure 2.22 Usure de l'outil (microscope)

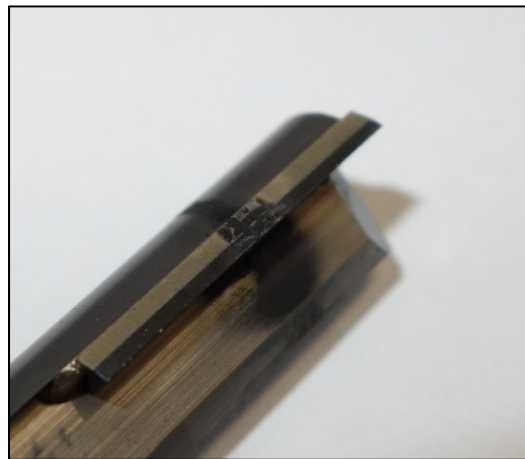


Figure 2.23 Usure de l'outil

Malgré la volonté de couvrir une plage de données la plus grande possible, les plages de données conseillées par Bérubé (2012) ont été corrigées (*Voir tableau 2.8*).

Tableau 2.8 Plan d'expériences

Vitesses d'avance $f$ (mm/rév)	Vitesses de coupe $N$ (m/min)
0,2032	300
0,254	425
0,3048	550

Le plan d'expériences choisi est un plan multifactoriel à trois niveaux pour la vitesse d'avance et à trois niveaux pour la vitesse de coupe. Toutes les combinaisons de paramètres de coupe seront étudiées à deux reprises pour chaque pression de fabrication, soit 108 expériences de découpe.

Ce plan d'expériences permet de diminuer considérablement l'usure de l'outil et de négliger son impact sur les efforts de coupe. De plus, la zone de coupe a été modifiée à deux reprises pour privilégier un outil le moins usé possible. À la fin de toutes les expériences, l'usure de l'outil n'est pas significative (*Voir figure 2.24*).

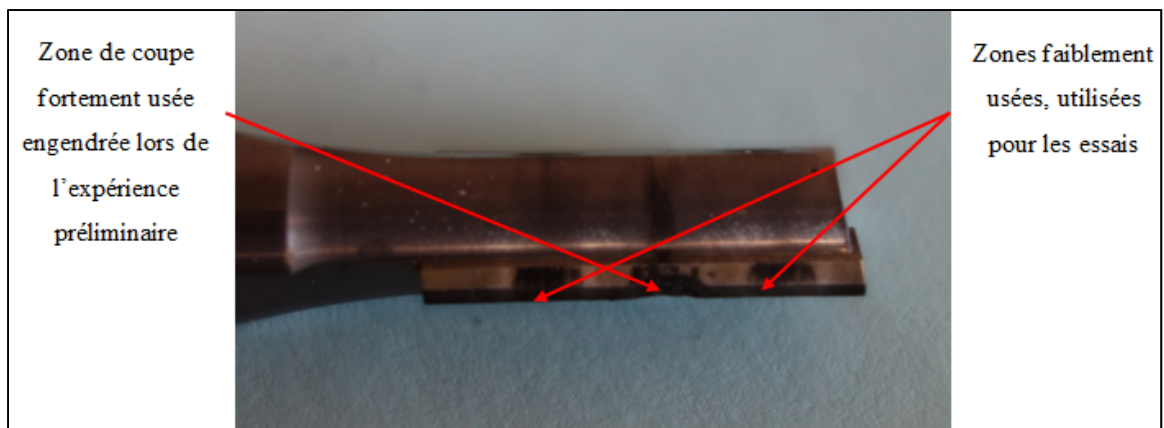


Figure 2.24 Outil de coupe à la fin des essais

L'étude se focalisera sur la force d'avance ( $F_X$ ) et sur la force axiale ( $F_Z$ ). Comme le montre Zaghbani (2012) et Bérubé (2012) la force normale  $F_Y$  a un comportement très similaire à l'effort d'avance (Bérubé, 2012; Zaghbani et al., 2012).

Pour chaque expérience, il faut trouver des valeurs d'efforts ( $F_X$  et  $F_Z$ ) qui caractérisent au mieux les efforts réels lors de la coupe. Pour cela, un programme a été écrit sous Matlab et il suit la démarche suivante :

- Définir une valeur initiale ( $F_{Xi}$  et  $F_{Zi}$ ) correspondant à la première valeur enregistrée.
- Définir le début de la découpe grâce à une valeur de force ( $F_{Xdec}$  et  $F_{Zdec}$ ) calculée à partir des valeurs initiales ( $F_{Xi}$  et  $F_{Zi}$ ). Exemple :  $F_{Xdec} = F_{Xi} + 50$ .

- Lancer le début du calcul en laissant une marge de sécurité correspondant à une vingtaine de tours d'outil (Temps pour que l'outil soit complètement dans la matière).

Calculer une moyenne des valeurs absolues des forces sur une durée correspondant à 20 tours d'outil. Voir un exemple en annexe I.

## **2.6 Évaluation de la qualité finale de la pièce**

Cette partie a pour objectif de définir un protocole permettant d'évaluer la qualité finale de la pièce après détournage. Les paramètres influents pour cette partie peuvent être la pression de fabrication et les paramètres de coupe.

### **2.6.1 Mesure de rugosité après détournage**

Ces essais se sont déroulés en intégralité au sein des laboratoires de l'ÉTS à Montréal.

L'objectif de cette partie est de chercher une relation entre les grandeurs caractéristiques de rugosité et les paramètres d'entrée ( $f$  : vitesse d'avance,  $V_c$  : vitesse de coupe,  $P_{abs}$  : pression dans l'autoclave lors de la mise en forme).

Afin de placer au mieux la pointe du rugosimètre, celui-ci est combiné à un microscope. Deux machines sont donc utilisées :

- Le rugosimètre SurfTest SJ-400 de Mitutoyo équipé d'une pointe diamant de  $90^\circ$  avec un rayon de  $2\ \mu\text{m}$  en association au logiciel d'acquisition SURFPAK-SJ.
- Microscope Keyence VHX-500FE (*Voir figure 2.25*).



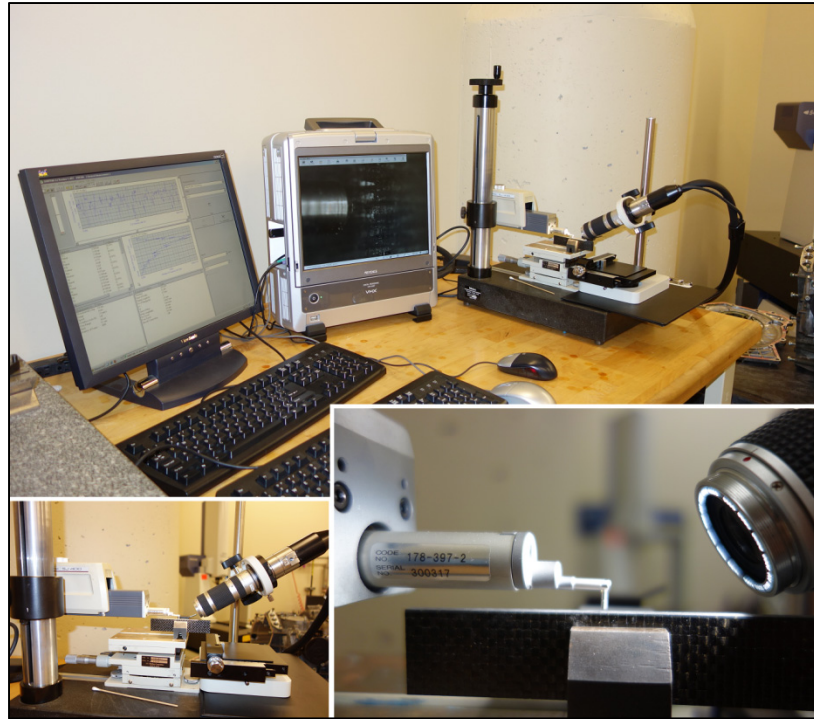


Figure 2.25 Montage pour les mesures de rugosité

Pour les mesures de rugosité, il est important de savoir sur quelle distance de chaque échantillon les paramètres de coupe seront réellement effectifs. (*Voir annexe II : calcul de la distance d'accélération*).

En accord avec l'étude de Sébastien Bérubé et la norme ASME B46.1-2009, il a été décidé d'utiliser les paramètres de mesure définis dans le tableau 2.9. (ASME, 2009; Bérubé, 2012).

Tableau 2.9 Paramètres de mesure du profilomètre

<b>Paramètres du profilomètre</b>	
Longueur de traverse	4.8 mm
Longueur de mesure	4 mm
Longueur d'échantillonnage	0.8 mm
Nombre d'échantillons	5
Nombres de points échantillonnés	9600
Critères	$R_a, R_p$ ( $\mu\text{m}$ )

Cette technique permet d'utiliser au mieux la mesure de rugosité par palpeur mécanique. Elle assure en permanence la position précise du diamant (*Voir figure 2.26*).

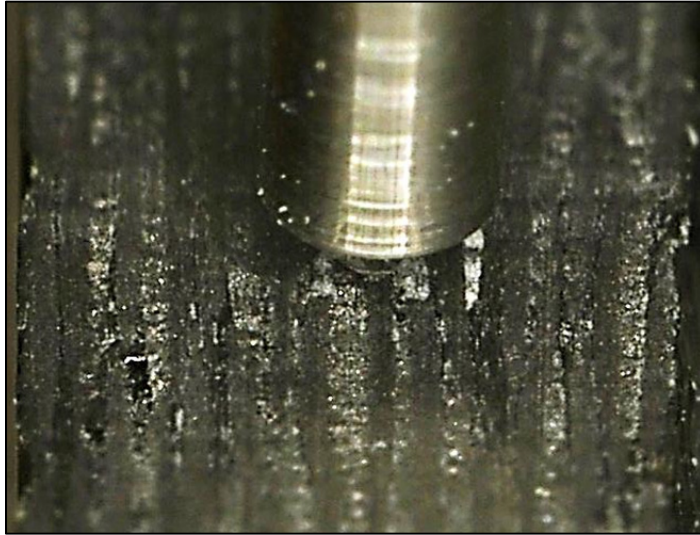


Figure 2.26 Image du microscope assurant la position du diamant au cours de la mesure

Lors des essais de rugosité les hypothèses suivantes sont considérées :

- Le matériel de mesure de rugosité est le même pour toutes les éprouvettes (brides, rugosimètre, logiciel d'analyse...).
- Toutes les éprouvettes ont été conservées dans les mêmes conditions.
- Les paramètres de mesure ne varient pas lors des mesures.
- Toutes les mesures se font selon un des quatre plis centraux orienté à  $-45^\circ$ .
- La zone de mesure sur l'échantillon est choisie aléatoirement.
- Le diamant est toujours positionné le long du même pli.

Afin d'évaluer la précision de la mesure, deux protocoles ont été utilisés. Tout d'abord, pour mesurer la précision de la machine, trois mesures identiques ont été réalisées sans manipulation entre les mesures. Cela donne les résultats suivants :

Tableau 2.10 Précision du rugosimètre

Opération	Pli mesuré	Nom	Condition de coupe		Par.	première itération	seconde itération	3 <sup>ème</sup> itération
			Vc (m/min)	f (mm/rév)				
OP10P1	5 <sup>ème</sup>	2201	300	0,254	Ra	1,118	1,261	1,288
			300	0,254	Rt	3,143	3,558	3,614

Ensuite, pour évaluer la répétabilité de nos mesures, six mesures du même pli sur le même échantillon ont été aléatoirement réalisées au cours des essais. Ceci donne les résultats suivants :

Tableau 2.11 Répétabilité de la mesure

Opération	Pli mesuré	No m	Condition de coupe		Par.	1 <sup>ère</sup> ité.	4 <sup>ème</sup> ité.	5 <sup>ème</sup> ité.	6 <sup>ème</sup> ité.	7 <sup>ème</sup> ité.	8 <sup>ème</sup> ité.
			Vc (m/min)	f (mm/rév)							
OP10P1	5e	2201	300	0,254	Ra	1,118	2,945	2,369	4,655	5,104	5,703
			300	0,254	Rt	3,143	5,689	6,01	8,433	9,675	13,237

Dans le premier cas, l'écart type est de : 0,0731  $\mu\text{m}$ .

Dans le second cas, l'écart type est de : 1,971  $\mu\text{m}$ .

On peut en conclure que le rugosimètre semble précis, cependant la répétabilité des mesures est très faible. Il sera donc impossible de définir un modèle prédictif.

Pour minimiser les incertitudes de mesure, il est décidé de faire un grand nombre de mesures; pour chaque éprouvette découpée lors des essais de détournage, deux mesures de rugosité sont effectuées soit un total de 216 mesures (*Voir tableau 2.12*).

Tableau 2.12 Nombre de mesures effectuées

3 vitesses d'avance	2 itérations (essais de détournage)	2 itérations (mesures de rugosité)	Soit 3 x 3 x 6 x 2 x 2 = 216 mesures
3 vitesses de coupe			
6 pressions de mise en forme			

Les études menées par Davim (2005), El-Hofy (2011) ou Chatelain (2012) montrent que seule la rugosité longitudinale apporte des résultats significatifs, qu'il faut considérer les faces usinées en opposition et que l'orientation de fibres donnant les moins bons états de

surface est  $-45^\circ$  (Chatelain, Zaghbani et Monier, 2012; Davim et Reis, 2005; El-Hofy et al., 2011). C'est donc pour cela que la totalité des mesures a été effectuée selon l'un des plis orientés à  $-45^\circ$  (quatre plis centraux) sur la face usinée en opposition (Voir figure 2.27).

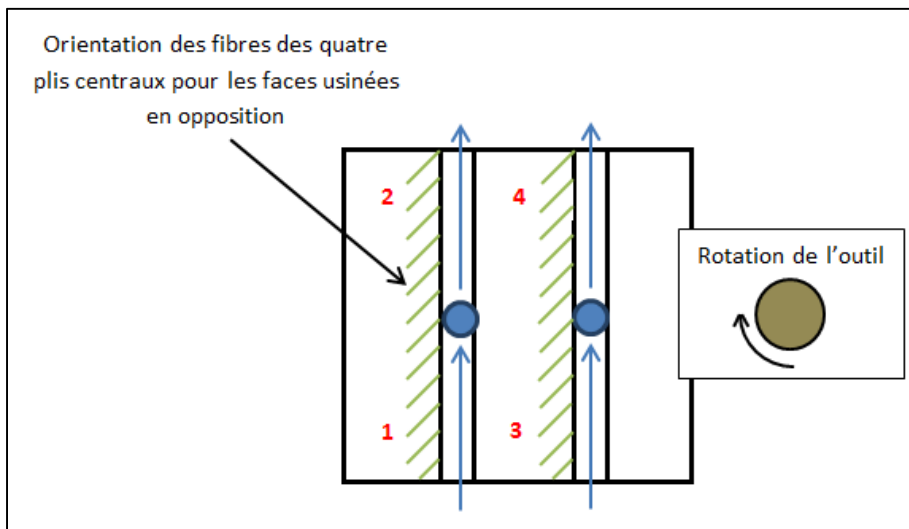


Figure 2.27 Zones de mesure de rugosité

Pour chaque situation d'essai (pression de mise en forme, vitesse de coupe et vitesse d'avance données), quatre mesures de rugosité ont été réalisées (Voir tableau 2.12). Ces quatre mesures sont moyennées afin de minimiser l'incertitude sur chaque donnée étudiée. Après cette opération, il reste 54 données de rugosité correspondant à 54 situations d'essais (trois vitesses d'avance, trois vitesses de coupe et six pressions de mise en forme).

Les grandeurs caractéristiques de rugosité étudiées par la suite sont :

- $R_a$  : Caractérisant le profil moyen de la surface; moyenne arithmétique des distances entre pics et creux successifs.
- $R_p$  : Hauteur du pic maximale observée sur la longueur analysée par rapport à la ligne moyenne.

## 2.6.2 Évaluation du délaminage

Ces essais se sont déroulés en intégralité au sein des laboratoires de l'ÉTS à Montréal.

Cette partie a deux objectifs, mettre en place un protocole permettant de caractériser le délaminage et, dans un second temps, rechercher une relation entre le délaminage et les paramètres d'entrée ( $f$ : vitesse d'avance,  $V_c$ : vitesse de coupe,  $P_{abs}$ : pression dans l'autoclave lors de la mise en forme).

Cette étude se base essentiellement sur l'analyse d'image. Une loupe binoculaire associée à une caméra reliée à un ordinateur est utilisée (*Voir figure 2.28*).



Figure 2.28 Montage pour les mesures de délaminage

Tous les échantillons étudiés sont soufflés à l'aide d'air comprimé avant d'être observés. Cette opération permet d'éliminer un maximum de poussière accumulée lors de l'usinage. Comme pour les essais de rugosité, seul le côté usiné en opposition est considéré (*Voir figure 2.29*).

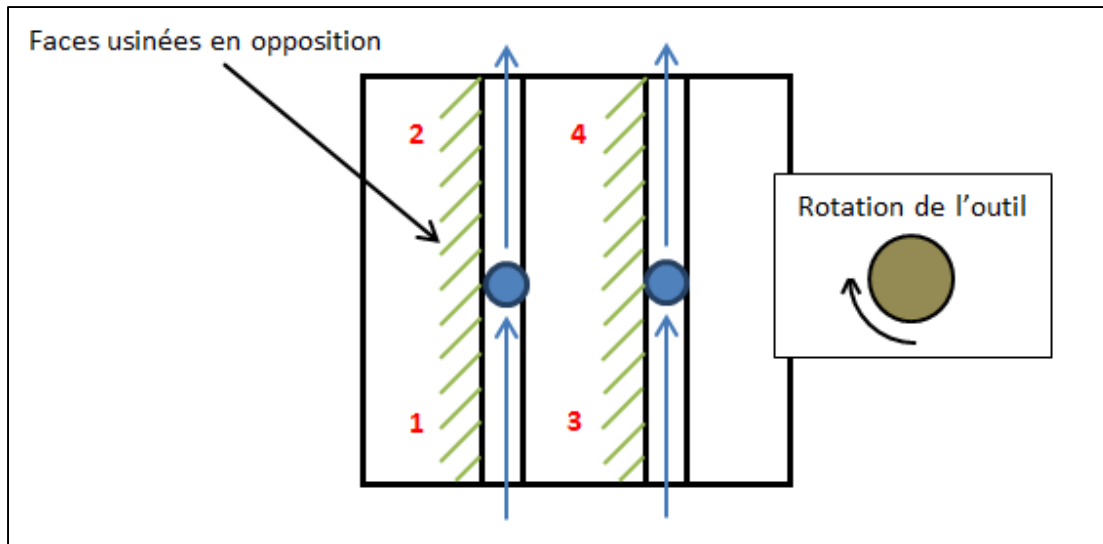


Figure 2.29 Zones d'observation du délaminage

Dans un premier temps, afin de définir au mieux la démarche, deux échantillons pour chaque pression sont étudiés. Après observation de ces échantillons, il est possible de classer les défauts en quatre catégories (*Voir tableau 2.13*).

Afin de limiter les dispersions des mesures et le temps d'analyse d'image, il a été décidé de se concentrer sur l'arrachement de matière et les fibres non coupées en milieu d'échantillon seulement.

Dans le cas de l'arrachement de matière, le nombre de défauts ( $N_a$ ) et leur profondeur ( $H_a$ ) seront relevés et étudiés (*Voir figure 2.30*). Dans le cas des fibres non coupées, seul le nombre de défauts ( $N_{nc}$ ) sera relevé compte-tenu du fait que les dimensions de ce type de défaut dépend beaucoup des conditions de conservation des échantillons et des manipulations (*Voir tableau 2.13*).

Tableau 2.13 Défauts observés après détournage

Dénomination	Exemple	Remarque
Arrachement de matière en bout d'échantillon		Il est impossible de savoir si ce type de défaut provient du détournage ou de la découpe à la scie circulaire lors de la préparation des plaques pour le détournage
Fibres non coupées		Défauts fortement influencés par la manipulation des échantillons et le soufflage
Arrachement de matières en milieu d'échantillon		
Décollement		Défauts de faibles dimensions et souvent difficiles à identifier

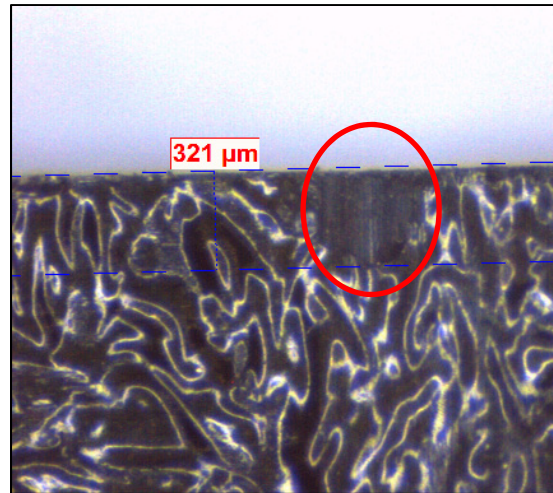


Figure 2.30 Exemple de mesure de la profondeur d'un arrachement

Le protocole suivant est donc établi :

- Tous les échantillons détourés seront analysés soit 108 échantillons (*Voir tableau 2.14*).
- Les faces supérieure et inférieure seront observées du côté de la tranche usinée en opposition.
- Seuls les arrachements et les fibres non coupées en milieu d'échantillon seront quantifiés.
- Le grossissement de la loupe binoculaire sera de 20x.

Tableau 2.14 Nombre de mesures effectuées

trois vitesses d'avance	deux itérations* (essais de détourage)	Soit 3 x 3 x 6 x 2 = 108 mesures
trois vitesses de coupe		
six pressions de mise en forme		

\* Pour la mesure des fibres non-coupées seule une itération sera analysée afin de limiter le temps nécessaire à l'observation des échantillons.

Rappel : Les plis extérieurs des stratifiés sont orientés à 90° ([90/-45/0/45/0/45/-45<sub>2</sub>]<sub>S</sub>).



Concernant la précision de mesure, il est très difficile d'évaluer l'erreur commise compte tenu que l'observation est visuelle; celle-ci dépend beaucoup de la concentration de l'opérateur et de sa capacité à pouvoir distinguer les défauts.

Les hypothèses pour cette partie de l'étude sont :

- Toutes les éprouvettes ont été conservées dans les mêmes conditions.
- Le matériel de relevé d'image est le même pour toutes les éprouvettes (loupe binoculaire, caméra, logiciel d'analyse d'image).
- Si un défaut n'est pas détecté lors de l'observation, il est considéré comme négligeable.



## CHAPITRE 3

### RÉSULTATS

Cette partie décrit les résultats obtenus au cours des essais précédemment décrits et développe les premières conclusions apportées par le traitement des données.

#### 3.1 Taux de porosité et pression de mise en forme

L'objectif de cette partie est de chercher une relation entre le taux de porosité et la pression lors de la mise en forme des stratifiés ( $P_{abs}$ ). Tout d'abord, l'analyse d'image montre que pour les plaques fabriquées avec une pression supérieure ou égale à 0,72 MPa le nombre de porosités est très faible et elles sont plus difficiles à identifier. L'exactitude des valeurs de taux de porosité pour ces pressions est sans doute à nuancer.

Les résultats obtenus sont regroupés dans le tableau 3.1 et la figure 3.1.

Tableau 3.1 Données expérimentales

Pression absolue (MPa)	Taux de porosité $V_v$ (%)
0,1	1,54
0,272	0,90
0,410	0,53
0,548	0,14
0,721	0,09
0,858	0,05

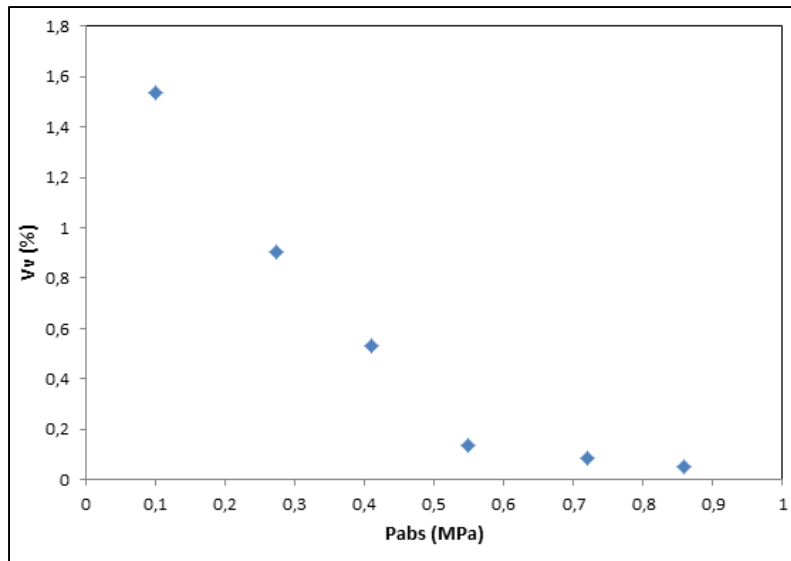


Figure 3.1 Données brutes, taux de porosité en fonction de la pression de mise en forme

Compte tenu du faible nombre de données expérimentales après analyse et de l'absence de connaissance vis-à-vis de la précision et de l'exactitude des données, il est impossible de mettre en place un modèle mathématique prédictif liant la pression de mise en forme et le taux de porosité. En revanche, il est intéressant de remarquer que l'un des modèles corrélant le mieux avec ces données (95%) se base sur la fonction inverse (*Voir figure 3.2*).

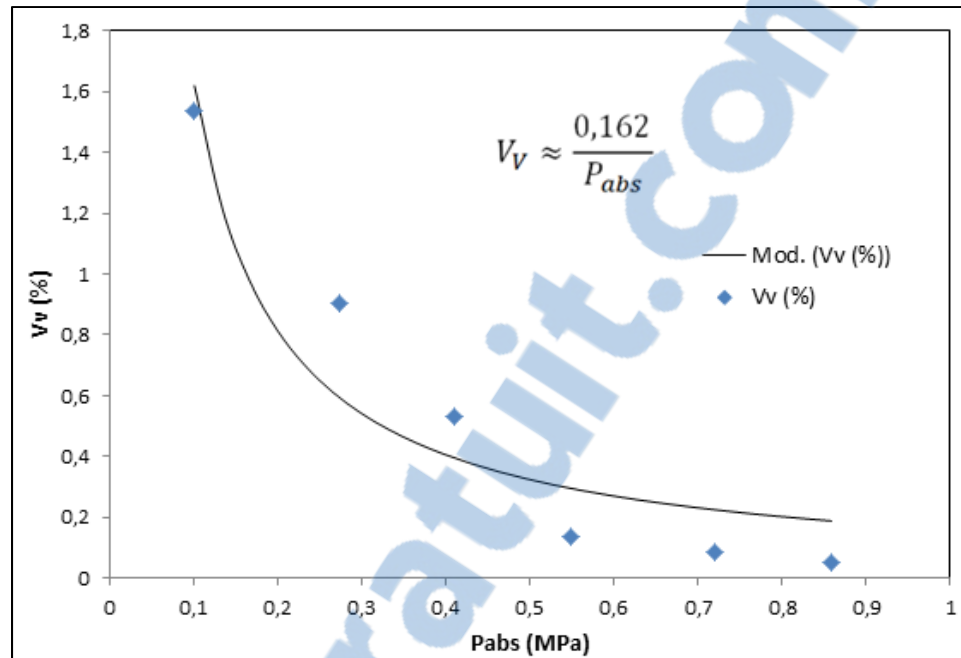


Figure 3.2 Relation entre taux de porosité et pression de mise en forme :  
Modèle inverse Mod. ( $V_v$  (%)) et données expérimentales  $V_v$  (%)

La majeure partie des porosités observées se situent dans la moitié inférieure de la plaque (celle en contact avec la plaque lors de la cuisson). Ceci montre l'efficacité de l'aspiration qui est commune à toutes les plaques.

Cette étude confirme les conclusions de nombreux auteurs comme Olivier ou Ling (Ling et al., 2006; Olivier, Cottu et Ferret, 1995). Le lien entre pression de mise en forme en autoclave et taux de porosité est indéniable. On observe une forte diminution du taux de porosité entre 0,1 MPa et 0,4 MPa et une faible évolution au-dessus de cette valeur (Ling et al., 2006) (Olivier, Cottu et Ferret, 1995).

Le modèle exposé plus haut ne pourra être utilisé comme un modèle prédictif car il est évident que la pression de mise en forme n'est pas le seul paramètre influent. Afin de définir au mieux le modèle mathématique caractérisant le taux de porosité, il serait intéressant de combiner d'autres caractéristiques comme la nature de la résine (viscosité) ou d'autres paramètres de mise en forme tels que la température de cuisson ou la pression de vacuum.

## 3.2 Pression de mise en forme et propriétés mécaniques

### 3.2.1 Flexion trois points

Tout d'abord, il est intéressant de remarquer que les premières fibres qui brisent sont celles situées dans les tissus inférieurs du stratifié. Il est difficile d'évaluer exactement le nombre de plis brisés, mais considérer qu'entre deux et quatre plis se brisent à chaque essai est sans doute correct (*Voir figure 3.3*).

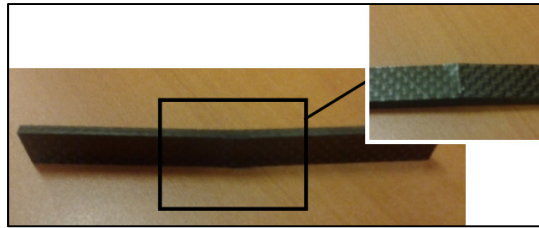


Figure 3.3 Éprouvette de flexion trois points brisée

Les données brutes fournies par la machine d'essais sont regroupées à l'annexe III. La figure 3.4 montre la courbe force/déplacement obtenue après un essai.

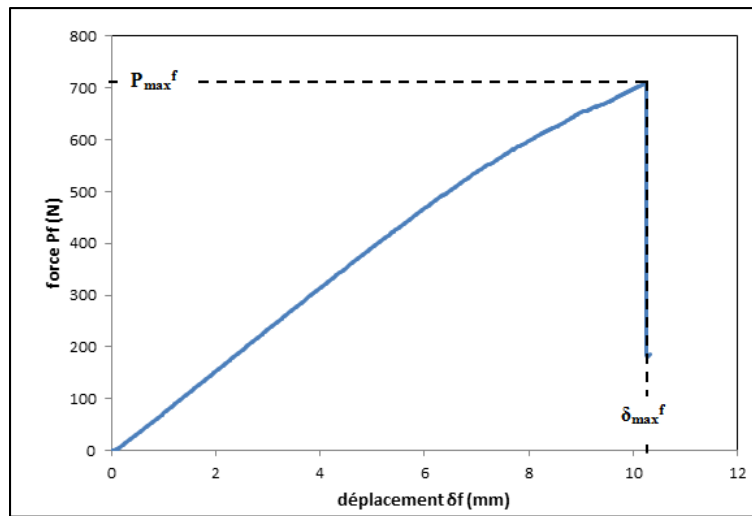


Figure 3.4 Graphe caractéristique de la force en fonction du déplacement en flexion trois points

### 3.2.1.1 Analyse de la contrainte normale maximale

La contrainte normale maximale est déterminée à l'aide de la formule donnée par la norme ASTM D7264 :

$$\sigma_{max} = \frac{3 \cdot P_{max}^f \cdot L^f}{2 \cdot b^f \cdot h^f{}^2} \quad (3.1)$$

Avec :

$P_{max}^f$  : Force maximale appliquée durant le test (N);

$b^f$  : Largeur de l'éprouvette de flexion (mm);

$L^f$  : Distance entre les appuis (mm);

$h^f$  : Épaisseur de l'éprouvette de flexion (mm).

Les premiers résultats donnent le graphique suivant :

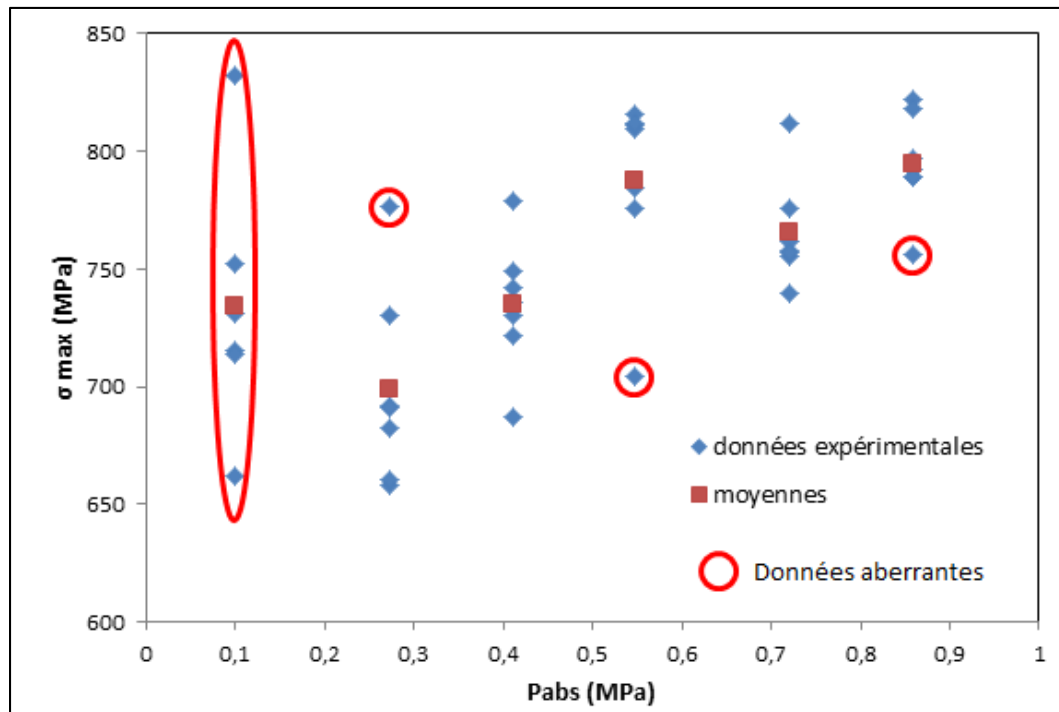


Figure 3.5 Contrainte maximale en fonction de pression de mise en forme en flexion trois points

On observe une divergence relativement importante pour les essais réalisés sur les plaques cuites au four (0,1 MPa). De plus, il est surprenant que ces plaques aient de meilleures propriétés mécaniques que celles réalisées en autoclave. Il semble qu'un paramètre non contrôlé lors de la cuisson au four biaise les résultats. Si on considère ces valeurs, il est difficile de mettre en place une tendance ou un modèle mathématique. En revanche, si on exclut ces valeurs, ce qui revient à ne considérer que les éprouvettes cuites en autoclave, une étude plus poussée est envisageable.

En vue d'améliorer ce modèle, une sélection graphique des valeurs considérées comme aberrantes est effectuée (*Voir figure 3.5*). Par la suite, un modèle mathématique est recherché pour caractériser au mieux la contrainte maximale en fonction de la pression de mise en forme. Un comportement asymptotique semble logique puisque l'augmentation de la pression n'a, peu à peu, plus d'effet.

Le modèle prenant en compte cette problématique et donnant les meilleurs résultats est présenté à la figure 3.6. Celui-ci donne un  $R^2$  ajusté de 68,1 % :

$$\sigma_{max} = \frac{1}{0,00115768 + \frac{0,0000806035}{P_{abs}}} \quad (3.2)$$

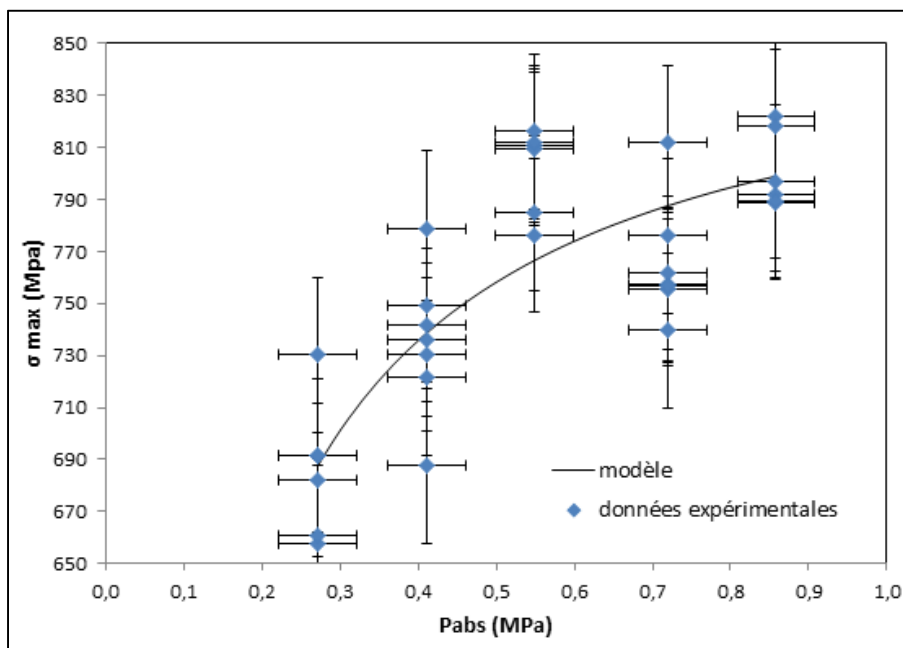


Figure 3.6 Modélisation asymptotique de la contrainte maximale en fonction de la pression de mise en forme en flexion trois points



Remarque :

- L'incertitude élargie à un niveau de confiance de 95% sur  $\sigma_{max}$  est en moyenne de  $\pm 29$  MPa. Cette valeur est importante et est due en grande partie à l'imprécision sur la mesure d'effort. Le calcul d'incertitude pour  $\sigma$  et  $\varepsilon$  est développé en annexe IV.
- L'incertitude élargie à un niveau de confiance de 95% sur la pression dans l'autoclave est de  $\pm 0,05$  MPa.

Les résultats trouvés pour la pression de 0,72 MPa ne sont pas dans la continuité des autres résultats et cette discontinuité est difficile à expliquer. Il sera intéressant de voir si cette observation se retrouve dans la suite de l'étude

Un modèle mathématique viable semble se dessiner même s'il est impossible de valider celui-ci compte tenu de l'imprécision sur la mesure de la charge P et une corrélation qui est trop faible.

### 3.2.1.2 Analyse de la déformation maximale

La démarche de cette partie est très similaire à celle utilisée précédemment.

La déformation maximale est déterminée pour tous les points enregistrés à l'aide de la formule donnée par la norme ASTM D7264 :

$$\varepsilon_{max} = \frac{6 \cdot \delta_{max}^f \cdot h^f}{L^f{}^2} \quad (3.3)$$

Avec :

$\delta_{max}^f$  = déplacement maximal du tronçon central (mm)

Les premiers résultats donnent le graphique suivant :

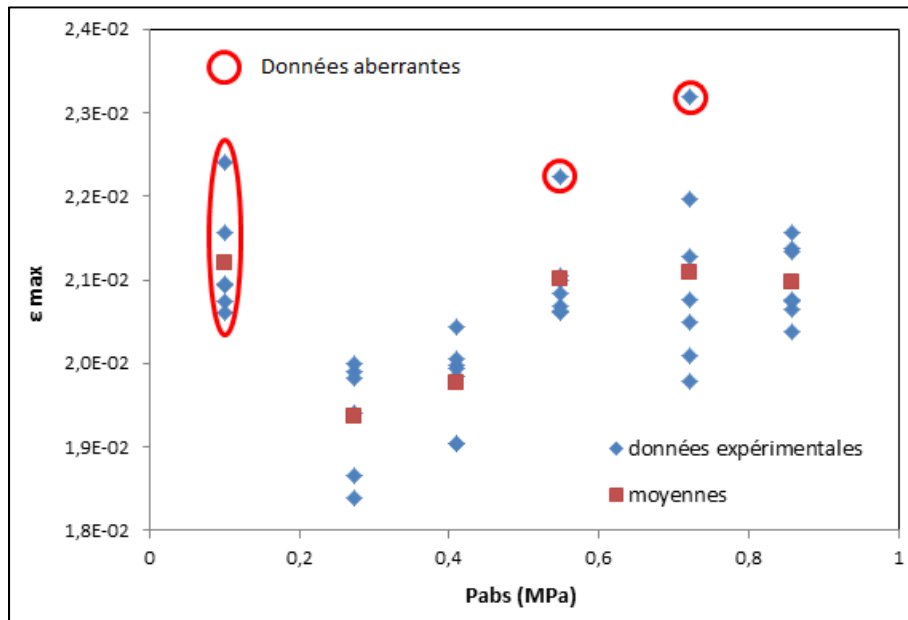


Figure 3.7 Déformation maximale en fonction de la pression de mise en forme en flexion trois points

Ce graphe met en évidence la discontinuité, déjà observée précédemment, pour les résultats obtenus sur la plaque cuite au four. En revanche, la discontinuité observée précédemment pour la pression de 0,72 MPa ne se répète pas pour cette analyse. Dans ce cas, le modèle donnant les meilleurs résultats suit la même loi que précédemment (*Voir figure 3.8*) :

$$\varepsilon_{max} = \frac{1}{45,7744 + \frac{1,6743}{P_{abs}}} \quad (3.4)$$

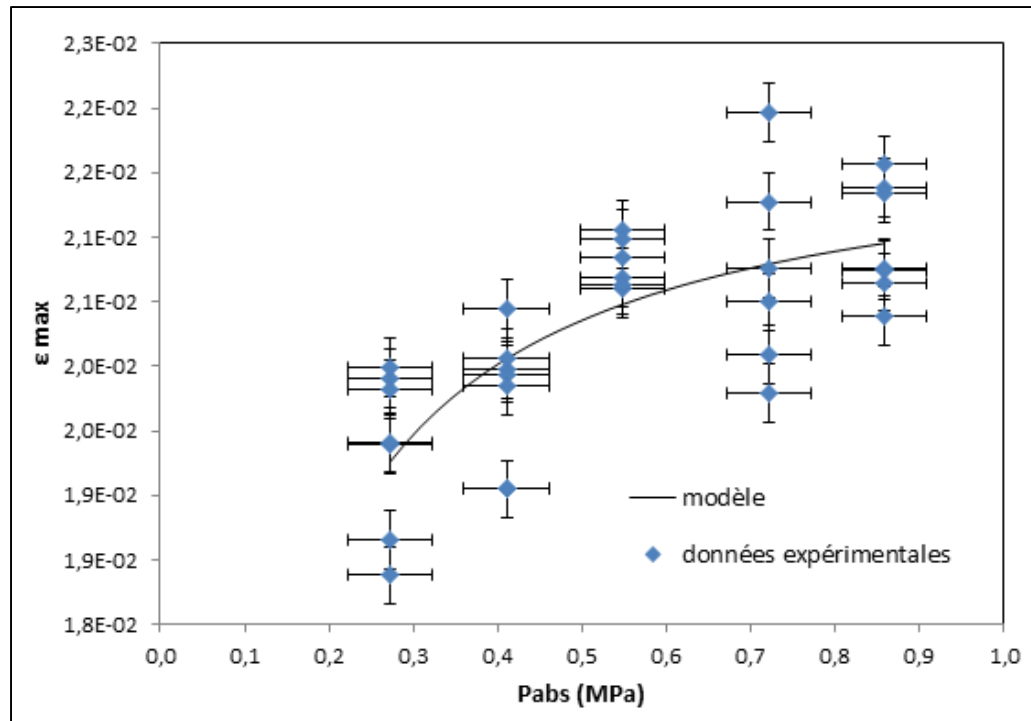


Figure 3.8 Modélisation asymptotique de la déformation maximale en fonction de la pression de mise en forme en flexion trois points

Remarque : L'incertitude élargie à un niveau de confiance de 95% sur  $\epsilon_{max}$  est en moyenne de  $\pm 0,0002$ . Le calcul d'incertitude pour  $\sigma$  et  $\epsilon$  est développé en annexe IV.

### 3.2.1.3 Analyse des modules

Pour l'analyse des modules, seules trois itérations ont été considérées pour chaque pression. La première grandeur permettant de caractériser l'élasticité du composite en flexion est le module d'élasticité tangent en flexion qui est une dérivée de la courbe contrainte-déformation.

$$E_f^{tangent} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon} \quad (3.5)$$

Une autre grandeur permettant de caractériser l'élasticité du composite en flexion est le module d'élasticité sécant en flexion :

$$E_f^{sécant} = \frac{L^f \cdot m}{4 \cdot b^f \cdot h^f{}^3} \quad (3.6)$$

Avec :

$m$  : Pente de la droite sécante de la courbe force-déformation.

#### Calcul de $m$ :

En théorie la droite sécante sur le graphique force-déplacement passe par l'origine, mais il s'avère que la mise en charge du composite n'est pas idéale. Afin d'éliminer les perturbations pendant la mise en charge du composite, l'origine sera décalée de  $\delta_0$ . Ce déplacement initial correspond au déplacement atteint quand la charge atteint les 10N. Ceci permet de tracer pour chaque essai les modules en fonction du temps. Tous ces graphes sont très similaires et la figure 3.9 représente l'un d'entre eux. On remarque que les valeurs de modules entre 150s et 250s sont relativement stables. Il est donc décidé, de moyennner ces valeurs pour caractériser le module. L'avantage de cette technique est qu'elle permet de négliger les imprécisions de mesures compte tenu que plus d'une centaine de valeurs enregistrées sont moyennées.

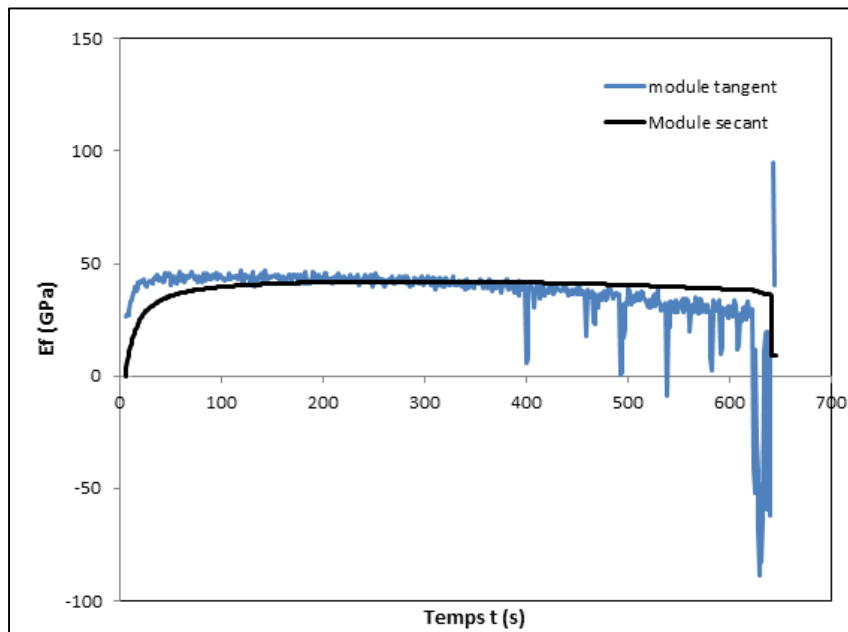


Figure 3.9 Modules en fonction du temps à  $P_{abs} = 0,72$  MPa

Les premiers résultats sont très similaires à ceux observés pour les contraintes et déformations maximales (Voir figures 3.10 et 3.11).

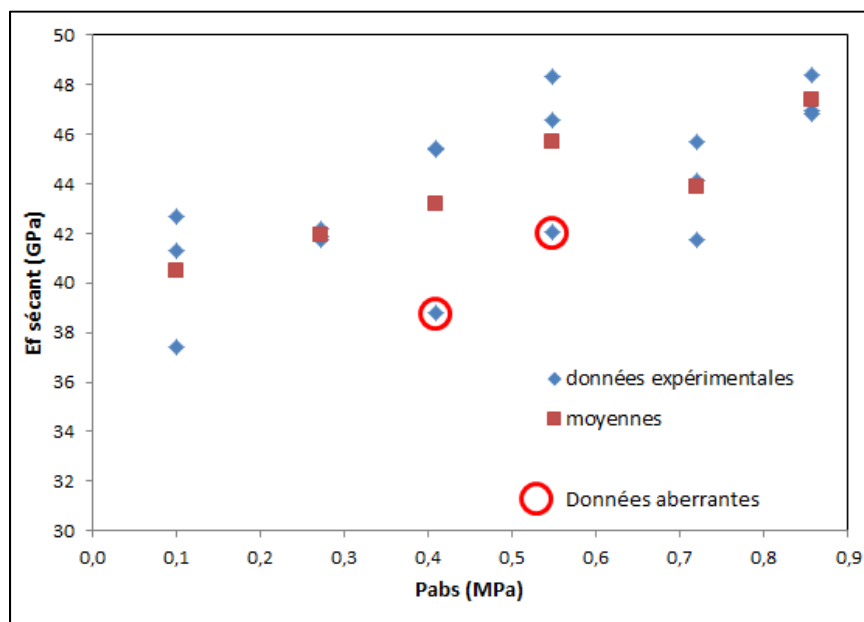


Figure 3.10 Module sécant en fonction de la pression en flexion trois points (relevé de mesures)

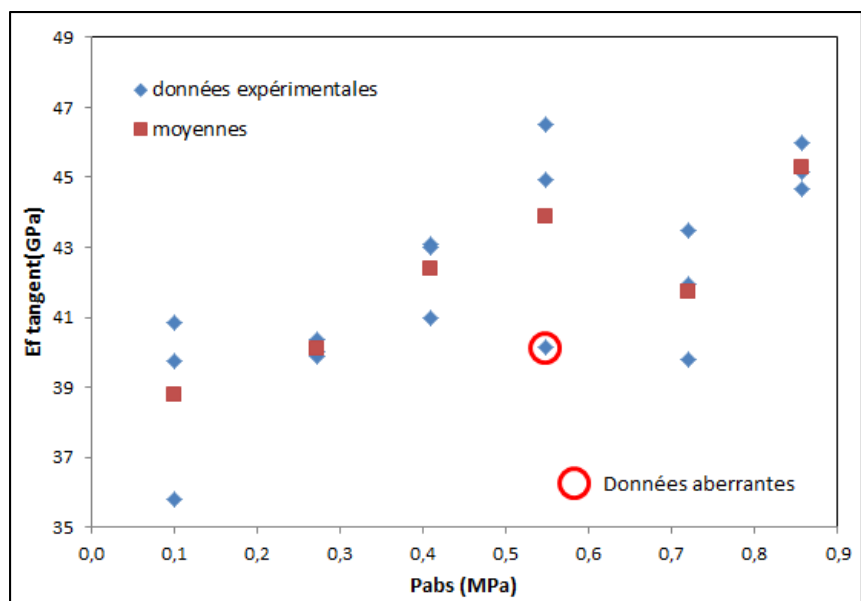


Figure 3.11 Module tangent en fonction de la pression (relevé de mesures)

Il est intéressant de remarquer que, dans ce cas, les valeurs relevées pour la cuisson au four semblent moins aberrantes que dans le cas de  $\sigma_{\max}$  ou  $\varepsilon_{\max}$  en fonction de la pression de mise en forme. Celles-ci seront donc considérées pour la suite de l'étude. Il est intéressant de remarquer que la discontinuité pour la pression de 0,72 MPa est, à nouveau, présente. Le modèle qui corrèle le mieux pour le module sécant et le module tangent est la fonction logarithmique avec un  $R^2$  ajusté d'environ 55% (Voir figures 3.112 et 3.13).

$$E_f^{\text{sécant}} = 46,95 + 2,93 \cdot \ln(P_{\text{abs}}) \quad (3.7)$$

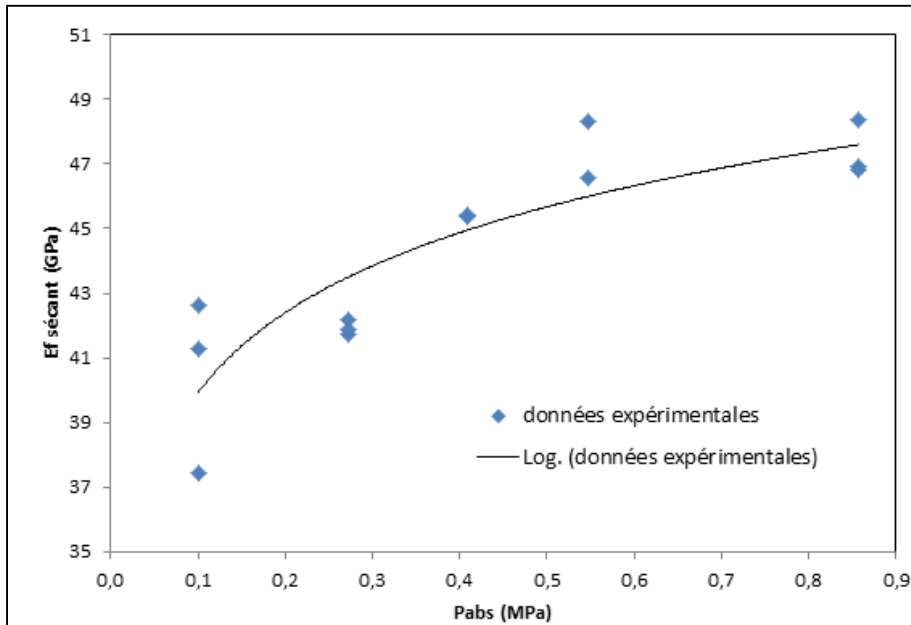


Figure 3.12 Relation logarithmique entre le module sécant et la pression de mise en forme en flexion trois points

$$E_f^{\text{tangent}} = 44,73 + 2,73 \cdot \ln(P_{\text{abs}}) \quad (3.8)$$

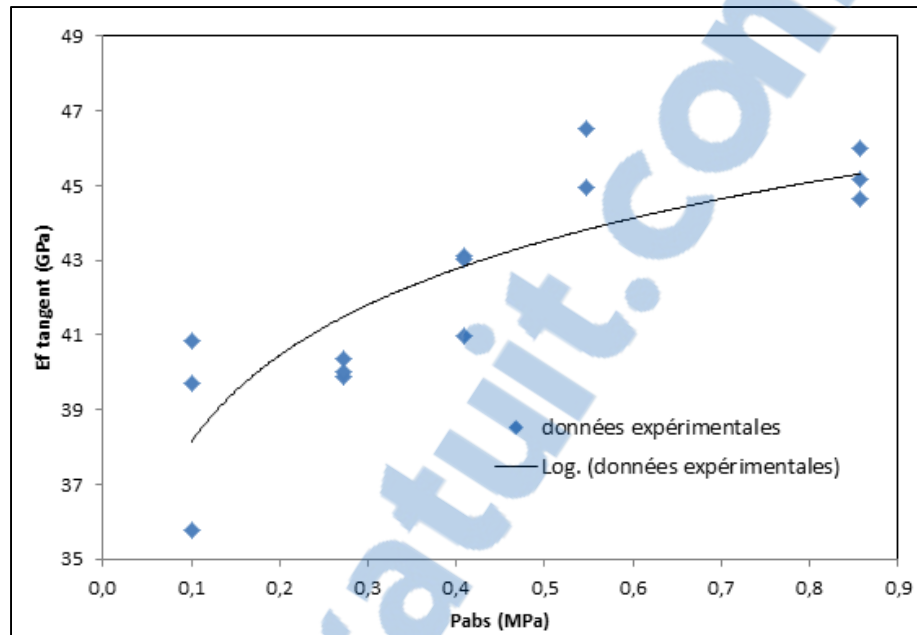


Figure 3.13 Relation logarithmique entre le module tangent et la pression de mise en forme en flexion trois points

En conclusion, cette étude montre le lien indéniable entre les propriétés mécaniques en flexion des stratifiés carbone/époxy et la pression lors de la mise en forme. Le tableau 3.2 fait le bilan des tendances observées et des corrélations.

Tableau 3.2 Bilan de l'étude en flexion trois points

Grandeurs	Modèles corrélant le mieux	Corrélation R <sup>2</sup> ajustée	Données éliminées
contrainte maximale	$\sigma_{max} = \frac{1}{a + \frac{b}{P}}$	68%	Cuisson au four (0,1 MPa)
Déformation maximale	$\varepsilon_{max} = \frac{1}{a + \frac{b}{P}}$	54%	Cuisson au four (0,1 MPa)
Module élastique en flexion (tangent et sécant)	$E = a + b \cdot \ln(P)$	55%	

Ces corrélations ne peuvent être considérées comme des modèles prédictifs, mais elles confirment les observations faites par de nombreux auteurs comme Ling (Ling et al., 2006).

Les modèles développés ici sont très proches les uns des autres et permettent d'affiner le lien qui existe entre propriétés mécaniques et pressions lors de la mise en forme.

De plus, il est à noter que le modèle donnant les meilleurs résultats est celui décrivant la contrainte maximale :

$$\sigma_{max} \approx \frac{1}{a + \frac{b}{P}} \quad (3.9)$$

### 3.2.2 Essais Short Beam

Les données brutes fournies par la machine d'essais sont regroupées à l'annexe V. La figure 3.14 montre la courbe force/déplacement obtenue après un essai.

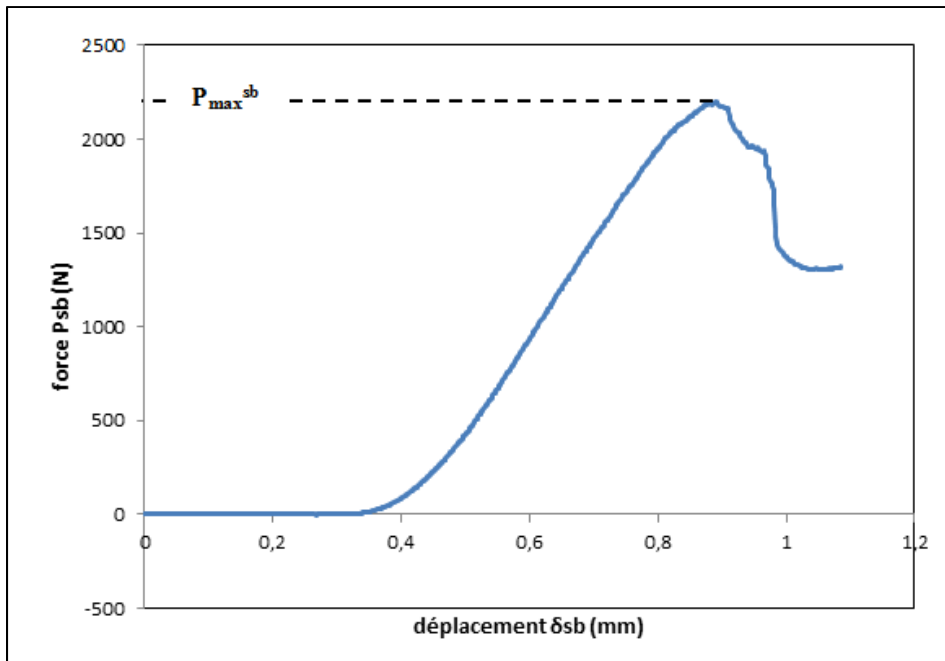


Figure 3.14 Graphe caractéristique de la force en fonction du déplacement lors d'un essai short beam

La résistance au cisaillement interlaminaire se calcule, pour chaque test, à l'aide de la formule donnée par la norme :



$$F^{sbs} = 0,75 \cdot \frac{P_{max}^{sb}}{b^{sb} \cdot h^{sb}} \quad (3.10)$$

Avec :

$P_{max}^{sb}$  = force maximale appliquée pendant le test short beam (N);

$b^{sb}$  = largeur de l'éprouvette short beam (mm);

$h^{sb}$  = épaisseur de l'éprouvette short beam (mm).

Le graphe brut donnant la résistance au cisaillement interlaminaire en fonction de la pression de mise en forme au sein de l'autoclave est présenté à la figure 3.15.

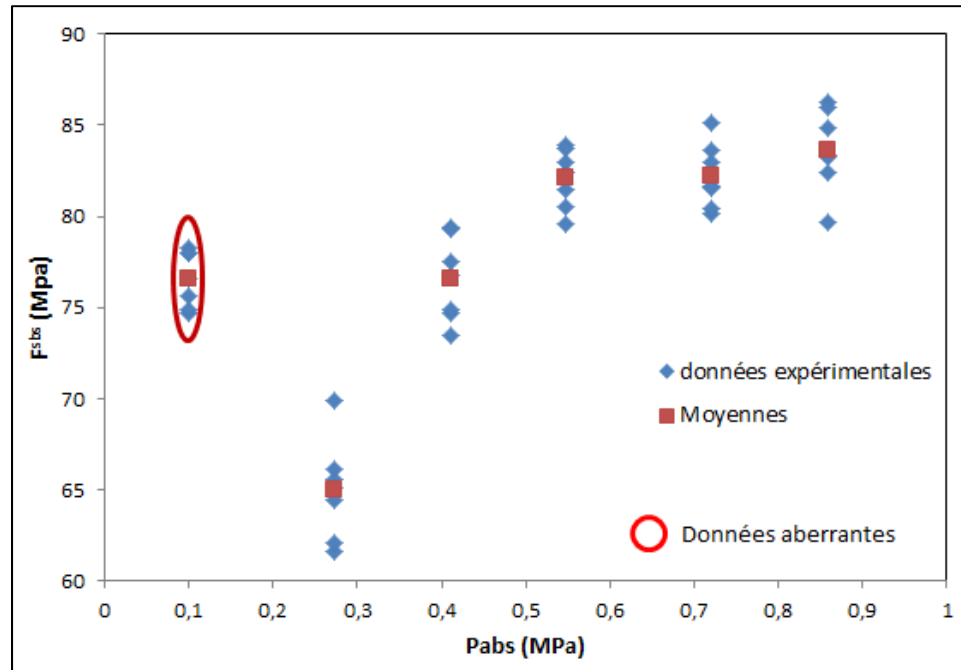


Figure 3.15 Résistance au cisaillement en fonction de la pression de mise en forme

Les données encerclées ne sont pas dans la continuité des autres données. Tout comme pour les essais de flexion trois points les données enregistrées sur la plaque cuite au four (0,1 MPa) ne seront pas prises en compte pour la cette étude.

L'étape suivante consiste à déterminer le modèle mathématique qui corrèle le mieux avec les données expérimentales collectées.

Cette étude montre qu'un modèle basé sur la fonction inverse donne les meilleurs résultats (Voir figure 3.16). Dans ce cas, le modèle corrèle à 91% avec les données expérimentales.

$$F_{sbs} \approx 94,21 - \frac{7,69}{P_{abs}} \quad (3.11)$$

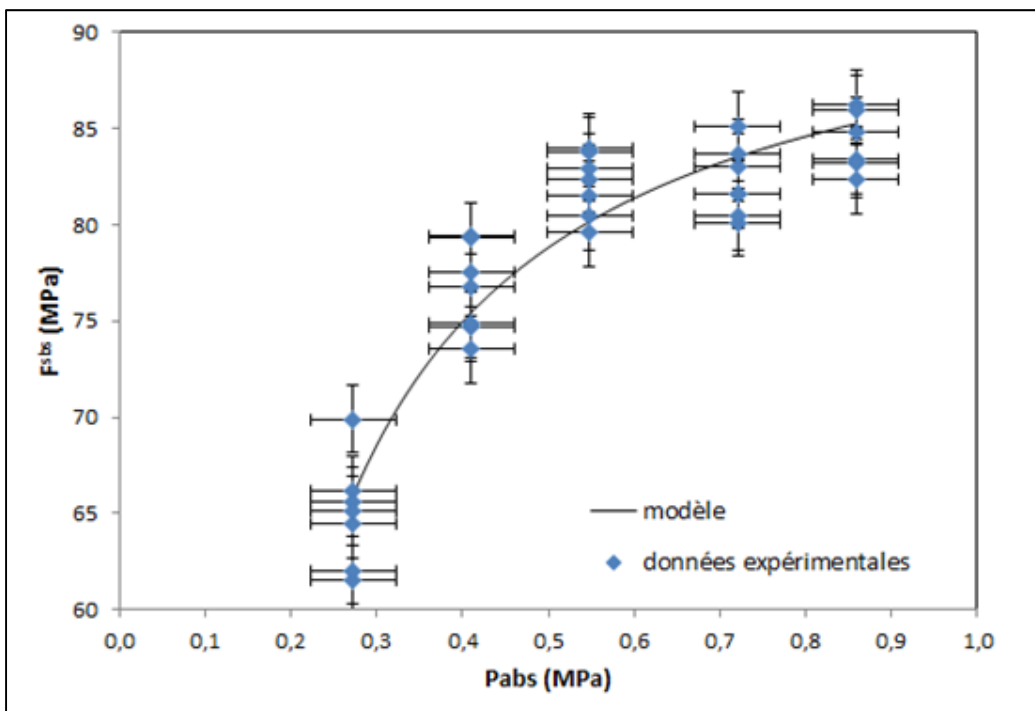


Figure 3.16 Relation inverse entre la résistance au cisaillement interlaminaire et la pression de mise en forme

Remarque :

- L'incertitude élargie à un niveau de confiance de 95% sur  $F^{sbs}$  est en moyenne de  $\pm 1,77$  MPa. Cette valeur est importante et est due en grande partie à l'imprécision sur la mesure d'effort. Le calcul d'incertitude pour  $\sigma$  et  $\varepsilon$  est développé en annexe IV.
- L'incertitude élargie à un niveau de confiance de 95% sur la pression dans l'autoclave est de  $\pm 0,05$  MPa.

Il existe une forte corrélation entre la résistance au cisaillement interlaminaire et la pression de mise en forme. Cette corrélation ne peut être considérée comme un modèle prédictif, mais elle confirme les observations faites par de nombreux auteurs comme Ling (Ling et al., 2006).

### 3.3 Analyse des efforts de coupe

L'objectif de cette partie est de mettre en place un modèle mathématique viable permettant de prédire les efforts de coupe.

#### 3.3.1 Étude préliminaire

Cette étape devrait permettre de préparer les données expérimentales brutes pour accroître l'efficacité de l'étude statistique qui s'en suit.

Tout d'abord une analyse de l'ensemble des données enregistrées a été réalisée afin d'éliminer les données aberrantes. Pour tenter d'éliminer ces données, deux techniques d'identification ont été employées :

- L'utilisation des diagrammes « boîte à moustache » (*Voir figure 3.17 et 3.18*).
- Les graphiques « temporels » : les valeurs de forces obtenues en fonction de leur ordre d'apparition lors des expériences. (*Voir figure 3.19 et 3.20*).

L'exemple pour L'effort d'avance est développé ci-dessous.

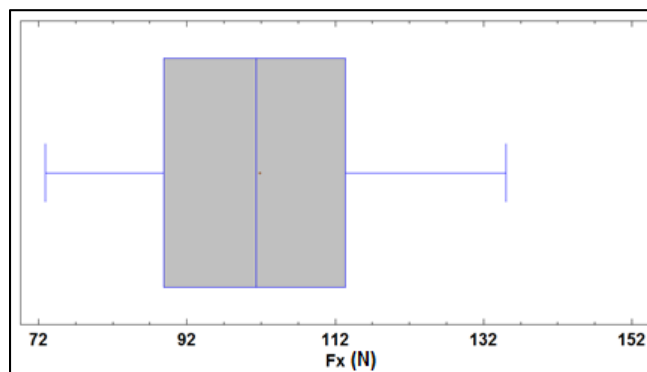


Figure 3.17 Diagramme boîte à moustache de la force d'avance -  $F_x$

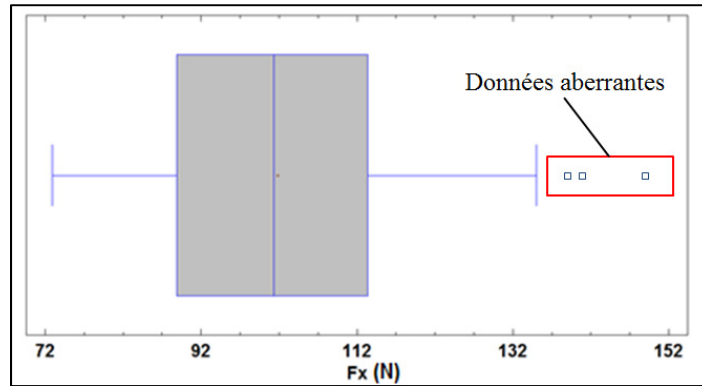


Figure 3.18 Diagramme boîte à moustache si il y avait des données aberrantes

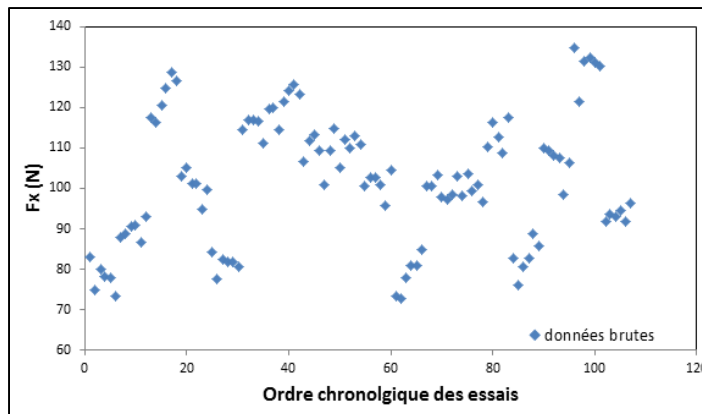


Figure 3.19 Diagramme temporel de la force d'avance -  $F_x$

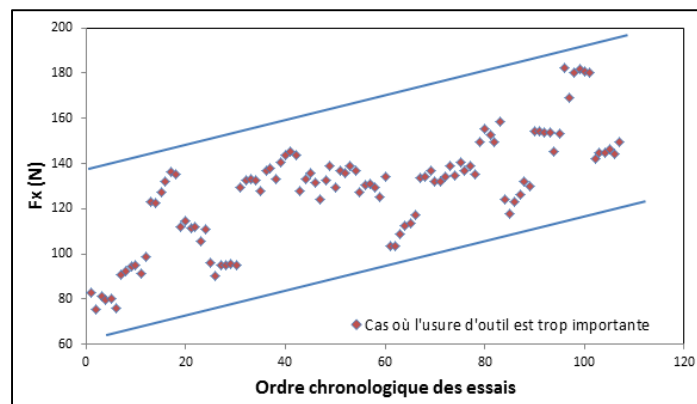


Figure 3.20 Diagramme temporel de  $F_x$  si l'usure avait été trop importante

Ces graphiques ne permettent pas d'identifier de donnée aberrante ni la possible influence de l'usure de l'outil (*Voir figure 3.20*).

Cette étude est une étude visuelle en 1 dimension, il est possible que certaines données aberrantes n'aient pas été détectées.

La seconde étape a pour objectif d'observer l'allure générale des courbes pour identifier des possibles tendances ou corrélations. Pour cela, il est effectué la moyenne de l'ensemble des efforts mesurés pour chaque paramètre d'entrée (*Voir figures 3.21, 3.22 et 3.23*).

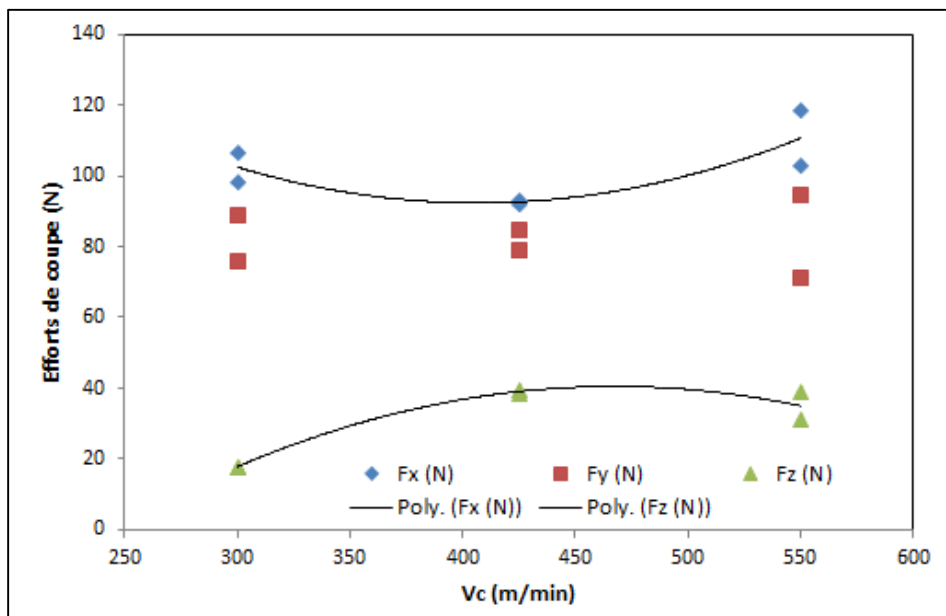


Figure 3.21 Moyennes des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe

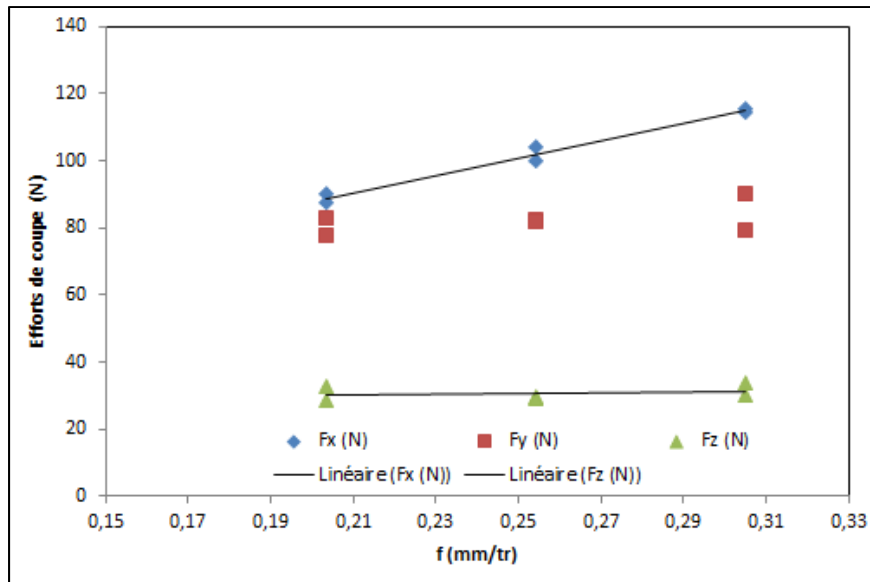


Figure 3.22 Moyennes des efforts de coupe en fonction de la vitesse d'avance

Pour l'avance et la vitesse de coupe, les observations faites dans la littérature et notamment par Bérubé (2012) semblent se vérifier. En effet, il semble envisageable de modéliser les efforts par un polynôme du 2<sup>ème</sup> degré basé sur la vitesse d'avance et la vitesse de coupe.

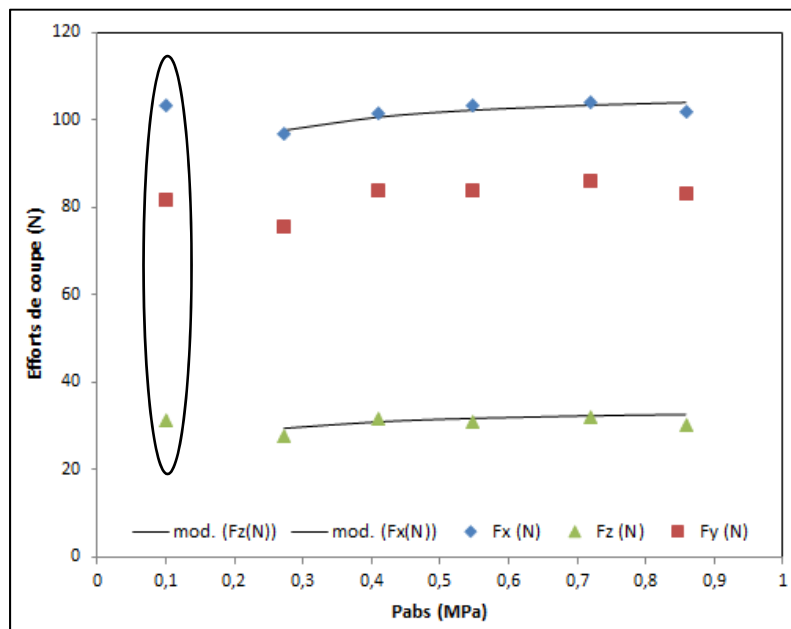


Figure 3.23 Moyennes des efforts en fonction de la pression absolue dans l'autoclave

Vis-à-vis de l'évolution des efforts en fonction de la pression, il est intéressant de remarquer que l'allure des courbes est proche de celle observée lors de l'étude des propriétés mécaniques. À nouveau, il semble que la cuisson au four ne soit pas dans la continuité des mesures effectuées. Un paramètre non contrôlé biaise les mesures.

Pour la suite de l'étude, les efforts enregistrés lors de l'usinage de la plaque cuite au four ne seront pas pris en compte.

En effectuant une analyse rapide à deux variables sous Stagraphics le modèle qui corrèle le mieux à ces données moyennées est le modèle suivant :

$$F_i = \frac{1}{1 + \frac{a}{P_{abs}}} \quad \text{avec} \quad i = x, y \text{ ou } z \quad (3.12)$$

Le tableau 3.3 regroupe les valeurs de constantes obtenues lors des modélisations.

Tableau 3.3 Coefficients pour la modélisation de la pression

	<b>a</b>	<b>R<sup>2</sup> ajusté</b>
<b>F<sub>x</sub></b>	0.0269	73.72 %
<b>F<sub>z</sub></b>	0.0456	52.65 %

Il est intéressant de remarquer que c'est ce même modèle qui corrèle le mieux avec les données expérimentales pour l'étude de la contrainte et de la déformation maximale en flexion. De plus ce modèle a l'avantage d'avoir un comportement croissant et asymptotique ce qui le rapproche de la réalité :

- Plus la pression lors de la polymérisation est élevée plus les propriétés mécaniques du matériau le sont aussi et plus il est difficile de l'usiner.
- Ce modèle atteint un seuil où l'augmentation de pression n'entraîne plus d'amélioration.

Avant de procéder à l'analyse statistique des données, il est nécessaire de coder les variables d'entrée. Le tableau 3.4 fait le bilan de l'ensemble des variables d'entrée qui vont être considérées pour la modélisation de l'effort d'avance et de l'effort axial.

Tableau 3.4 Variables d'entrée pour la mise en place du modèle

Variable Naturelle		Changement de variable	
V <sub>c</sub>		Non	
f		Non	
P <sub>abs</sub>	Pour F <sub>X</sub>	$P_{abs}' = \frac{1}{1 + \frac{a}{P_{abs}}}$	a = 0,0269
	Pour F <sub>Z</sub>		a = 0,0456

Il est décidé de coder les variables entre 0 et 1 comme présenté à la figure 3.24 :

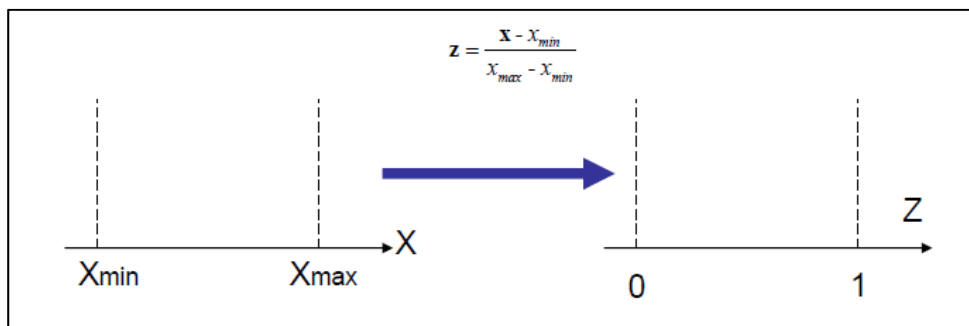


Figure 3.24 Codage des variables d'entrée

### 3.3.2 Analyse ANOVA

Pour cette étude, le logiciel *Statgraphics* est utilisé et plus particulièrement sa fonction « plan d'expérience » qui permet d'optimiser au mieux le modèle théorique à l'aide d'une analyse ANOVA.

Remarque : cette étude permet de voir l'influence des termes du premier degré et du second degré des variables d'entrée (ex : Z1, Z2, Z3, Z1.Z2, Z1.Z3, Z1<sup>2</sup>...)

Comme mentionné précédemment, l'ensemble des situations de découpe a été réalisé à deux reprises. Pour minimiser l'impact des erreurs de mesure et optimiser au mieux le modèle développé, ces deux valeurs seront moyennées ce qui revient à étudier 45 données (seuls les efforts de coupe mesurés lors de l'usinage de la plaque cuite au four ne sont pas considérés).



Le diagramme de Pareto permet de visualiser graphiquement si une variable d'entrée a un effet significatif sur la variable de sortie (*Voir figures 3.25 et 3.26*).

Les résultats présentés ci-dessous sont ceux après sélection des variables d'entrée significatives et ayant un sens physique viable dans le cadre de l'étude d'un effort de coupe. Par exemple, le produit de la pression et de l'avance par tour ne peut être une variable d'entrée à considérer. Les tableaux 3.5 et 3.6 regroupent les grandeurs caractéristiques des analyses ANOVA réalisées.

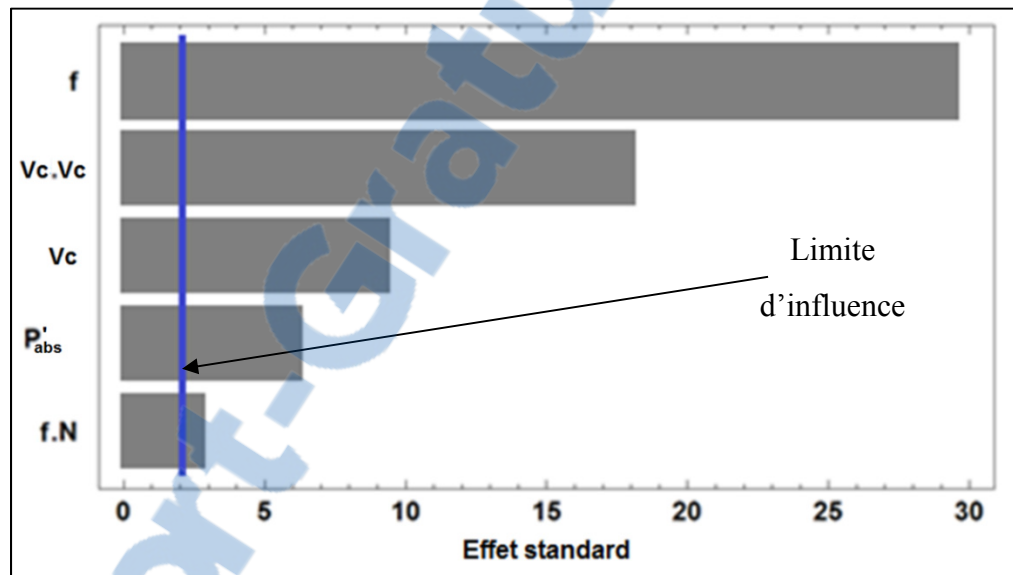
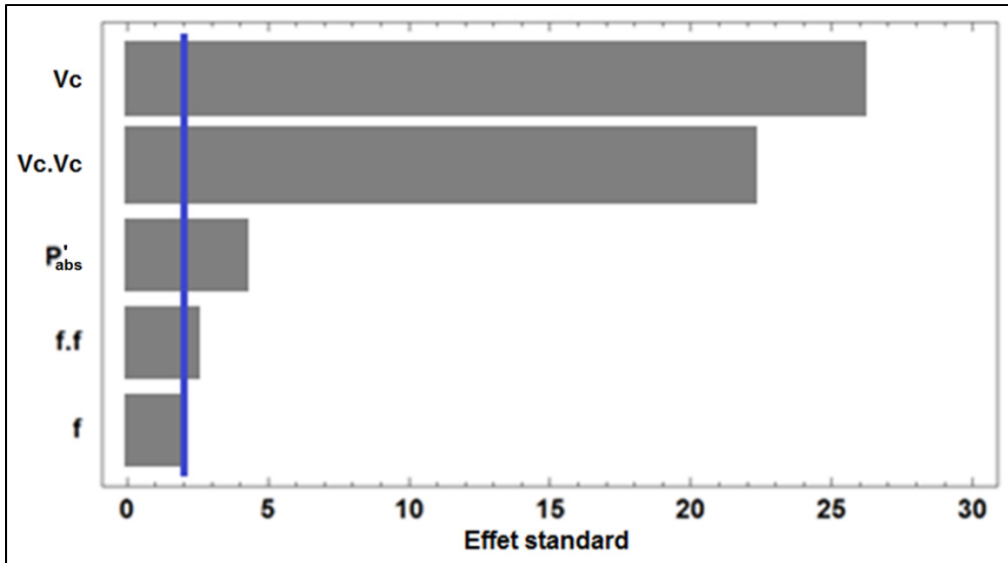


Figure 3.25 Diagramme de Pareto de l'effort d'avance  $F_x$

Figure 3.26 Diagramme de Pareto de l'effort axial  $F_Z$ Tableau 3.5 Bilan Anova (effort d'avance -  $F_X$ )

grandeurs caractéristiques	Pour notre modèle	Valeurs cibles
$R^2$	97,0%	95% - 100%
$R^2$ ajusté	96,6%	95% - 100%
Test de Durbin-Watson	1,27	$2 \pm 0,3$
Autocorrélation des résidus d'ordre 1	0,359	0 - 0,1

$$F_x = 102,923 + \frac{102,3663}{1 + \frac{0,0269}{P_{abs}}} - 0,7734 * V_c + 157,0037 * f \quad (3.13)$$

$$+ 8,6190.10^{-4} * V_c^2 + 0,23733 * V_c.f$$

Remarque : La vitesse de coupe est proportionnelle à la vitesse de rotation de l'outil compte-tenu que le rayon de l'outil est constant tout au long de l'étude. Ainsi  $f.V_c$  correspond à la vitesse d'avance de la broche en mm/min.

Tableau 3.6 Bilan Anova (effort axial -  $F_Z$ )

grandeurs caractéristiques	Pour notre modèle	Valeurs cibles
$R^2$	96,8%	95% - 100%
$R^2$ ajusté	96,3%	95% - 100%
Test de Durbin-Watson	1,81	$2 \pm 0,3$
Autocorrélation des résidus d'ordre 1	0,048	0 - 0,1

$$F_z = -136,974 + \frac{33,067}{1 + \frac{0,0456}{P_{abs}}} + 0,7518 * V_c - 268,682 * f \quad (3.14)$$

$$- 7,8995.10^{-4} * V_c^2 + 551,891 * f^2$$

Remarque : Pour chaque modèle, sept inconnues ont été déterminées en se basant sur 45 données expérimentales.

Comme on peut le voir à l'aide des graphiques et tableaux précédents, des résultats très intéressants sont obtenus pour l'effort d'avance  $F_x$  et l'effort axial  $F_z$ .

Pour affiner la validation des modèles trouvés, une analyse des résidus est effectuée pour l'effort d'avance et l'effort axial. Ceci consiste à faire une analyse à une variable sous Statgraphics de  $\varepsilon_{F_i}$ .

$$F_i^{exp} = F_i^{th} + \varepsilon_{F_i} \quad \text{avec } i = X \text{ ou } Z \quad (3.15)$$

Donc

$$\varepsilon_{F_i} = F_i^{exp} - F_i^{th} \quad \text{avec } i = X \text{ ou } Z \quad (3.16)$$

Cette analyse se base sur deux théories : la droite de Henry (*Voir figures 3.27 et 3.29*) et le test de  $K^2$  qui testent si  $\varepsilon$  suit une loi normale de moyenne nulle (*Voir tableau 3.7 et 3.8*). Les histogrammes décrivent la distribution des résidus et permettent une vérification visuelle (*Voir figures 3.28 et 3.30*).

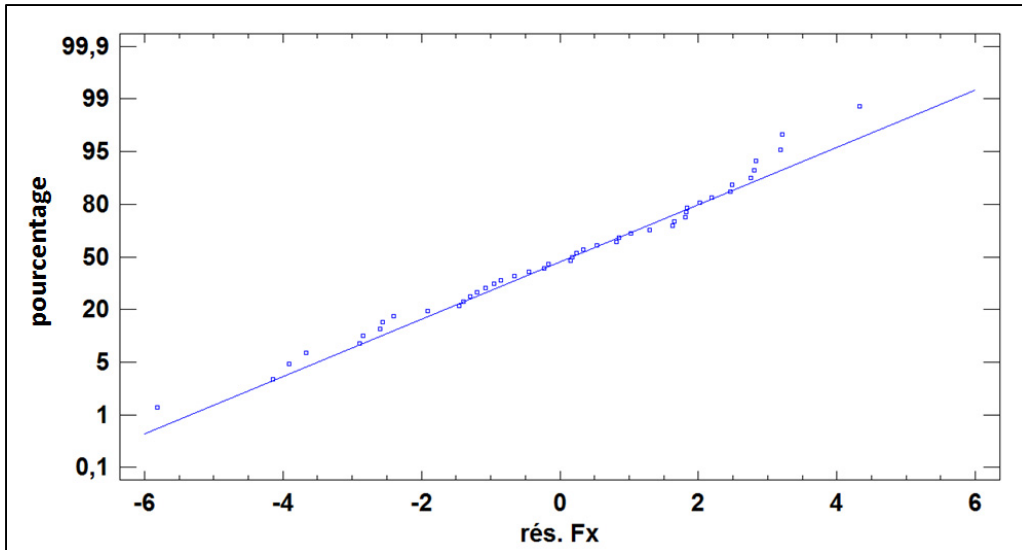


Figure 3.27 Droite de Henry de l'analyse de résidus pour l'effort d'avance -  $F_X$

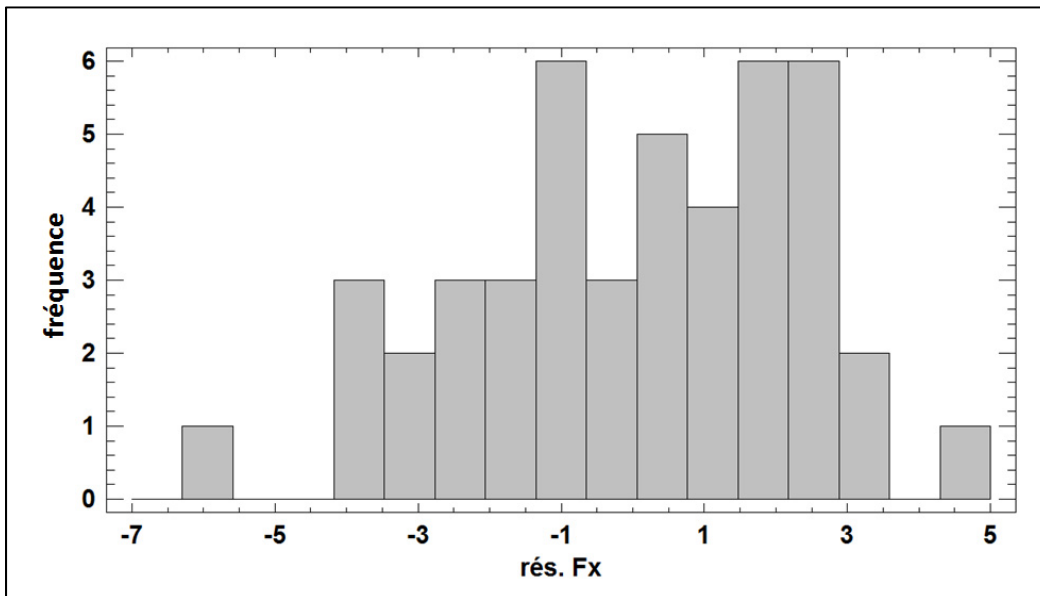


Figure 3.28 Histogramme des résidus pour l'effort d'avance -  $F_X$

Tableau 3.7 Bilan analyse des résidus (Effort d'avance –  $F_X$ )

moyenne	0,000575932
Test de $K^2$	on ne peut rejeter l'hypothèse ( $\varepsilon$ suit une loi normale de moyenne nulle) à un niveau de confiance de 95%.

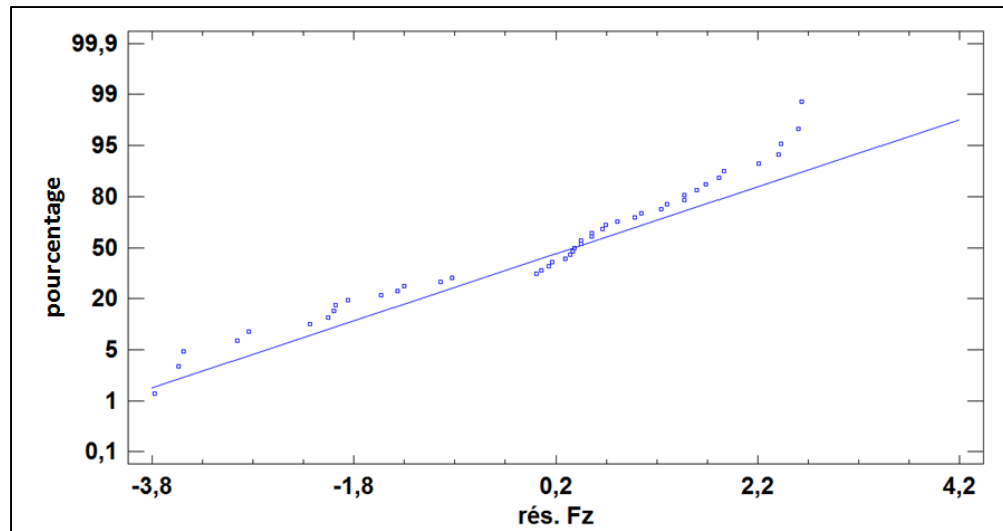


Figure 3.29 Droite de Henry de l'analyse de résidus pour l'effort axial -  $F_Z$

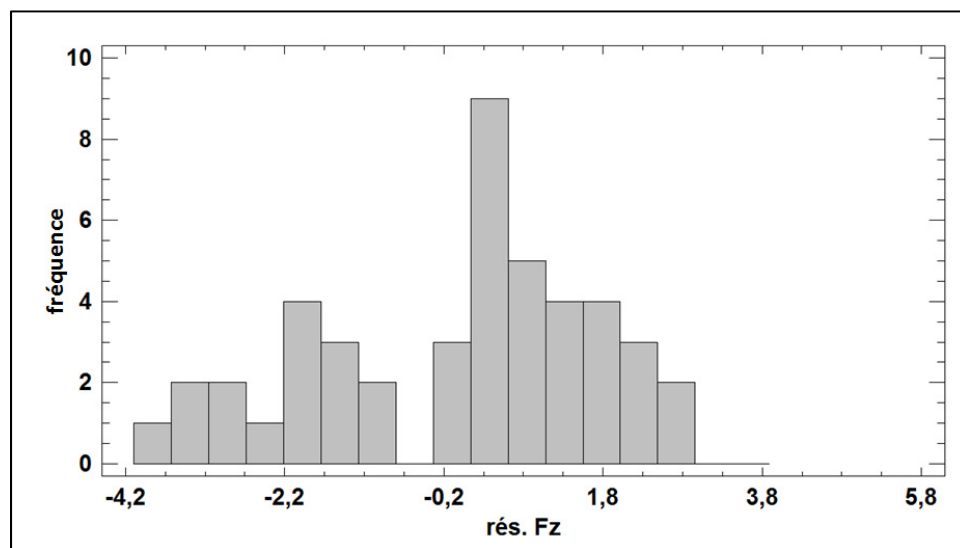


Figure 3.30 Histogramme des résidus pour l'effort axial -  $F_Z$

Tableau 3.8 Bilan de l'analyse des résidus (Effort axial -  $F_Z$ )

moyenne	0,0000824118
Test de $K^2$	on ne peut rejeter l'hypothèse ( $\epsilon$ suit une loi normale de moyenne nulle) à un niveau de confiance de 95%.

Premièrement, aucune donnée aberrante ne peut être identifiée (elles auraient pu s'observer notamment dans l'histogramme des résidus).

Les résidus ne semblent pas autocorrélés, et ils suivent une loi normale de moyenne nulle. Cette étude ne permet pas de rejeter les modèles mis en place, ils sont donc conservés.

### 3.3.3 Conclusions et comparaisons avec les recherches précédentes

L'étude de Bérubé (2012) montre une corrélation significative entre les forces de coupe et les paramètres de coupe (vitesse de coupe et avance par tour).

*(Voir chap. 4 « analyse des résultats et discussion » mémoire Bérubé (2012))*

Cette corrélation se vérifie avec une forte dépendance à :

- la vitesse d'avance par tour :  $f$ ;
- la vitesse de coupe :  $V_c$  (remarque : le diamètre d'outil est constant tout au long de l'étude);
- L'énergie cinétique :  $V_c^2$ ;
- La vitesse d'avance linéique :  $V_c.f$ .

La nouvelle conclusion qui apparaît avec cette étude est la dépendance des efforts de coupe avec la pression lors de la cuisson en autoclave. L'étude de la force d'avance et de la force axiale montre de façon significative cette relation. Les modèles développés semblent pouvoir prédire les efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe et de la pression. Paulo Davim (2000) montre le lien entre usure en dépouille et forces de coupe (Paulo Davim et Monteiro Baptista, 2000). La possibilité de prédire les forces de coupe est très intéressante pour les industriels qui auront un moyen d'anticiper l'usure de l'outil et ainsi évaluer plus précisément les coûts de production.

### 3.4 Qualité après détourage

#### 3.4.1 Rugosité

Pour l'ensemble des mesures réalisées, une observation des profils de rugosité a été effectuée. Parmi tous les profils observés, aucune différence significative ne peut être identifiée. La figure 3.31 décrit un profil type lors des essais. Ce profil est l'image de la trajectoire réalisée par le diamant sur les 4 mm analysé (0,4 mm à 4,4 mm).

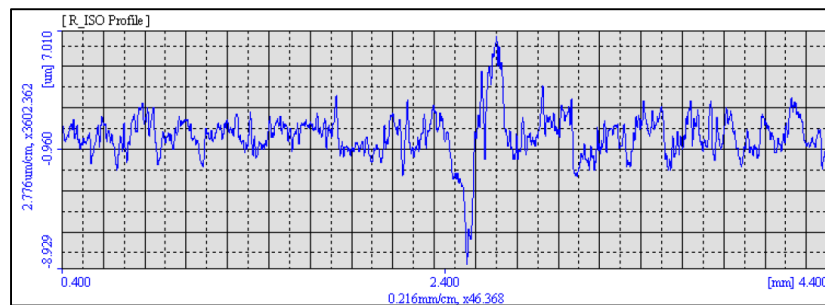


Figure 3.31 Profil type de rugosité

La première étape de l'analyse des données a été d'identifier lesquels des trois paramètres d'entrée ( $N$ ,  $f$  et  $P_{abs}$ ) avaient une influence significative sur la rugosité. Pour cela, deux analyses ANOVA ont été réalisées sur deux grandeurs caractéristiques de rugosité ( $R_a$ ,  $R_p$ ). De ces analyses sont extraits les diagrammes Pareto qui donnent les résultats présentés à la figure 3.32.

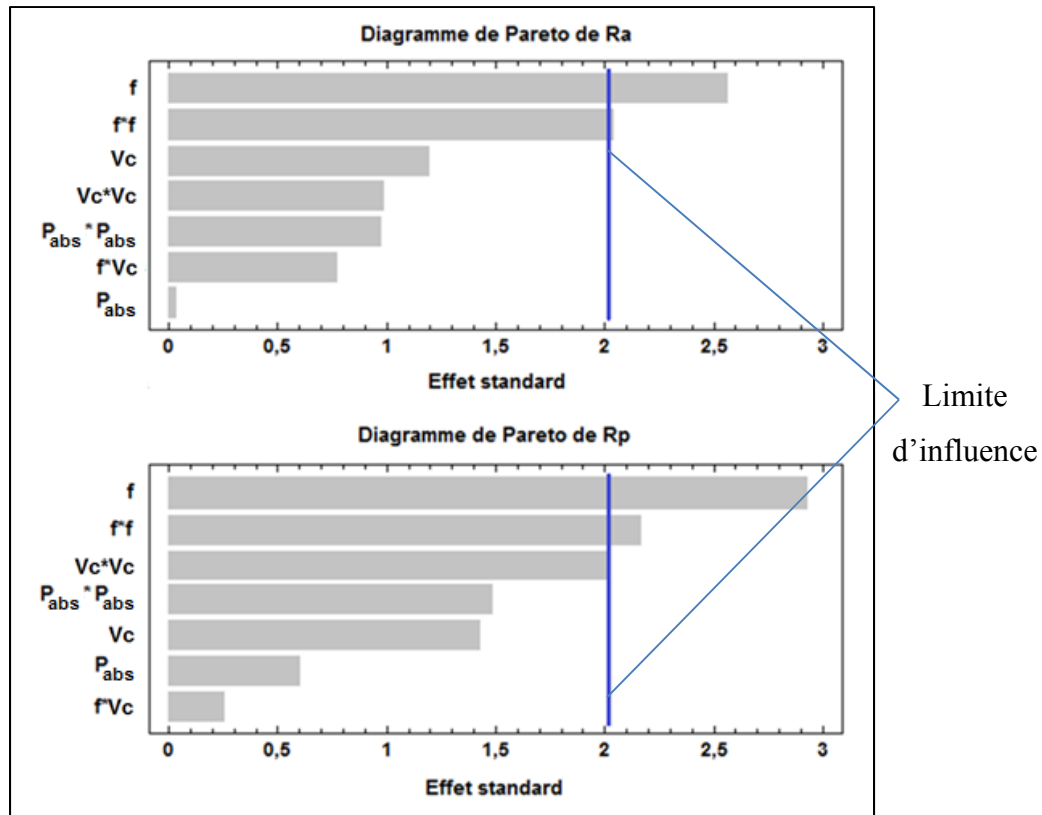


Figure 3.32 Diagrammes de Pareto

Tout d'abord, ces graphiques sont tous très similaires et mettent en avant plusieurs points :

- Le seul paramètre qui semble réellement influencer la rugosité est la vitesse d'avance.
- Il semble clair que la pression lors de la mise en forme en autoclave n'influence pas la rugosité de surface après détournage.

Même si l'objectif premier de cette étude est d'étudier l'influence de la pression, la suite va porter sur l'analyse de l'influence de la vitesse d'avance sur les grandeurs de rugosité étudiées précédemment.

La première étape a été d'éliminer les données qui semblaient aberrantes. Pour cette étude, les graphiques temporels ou les diagrammes boîte à moustache ne donnent pas de résultat significatif. Il est donc décidé de procéder à une analyse graphique de la rugosité en fonction de la vitesse d'avance (*Voir figure 3.33*).



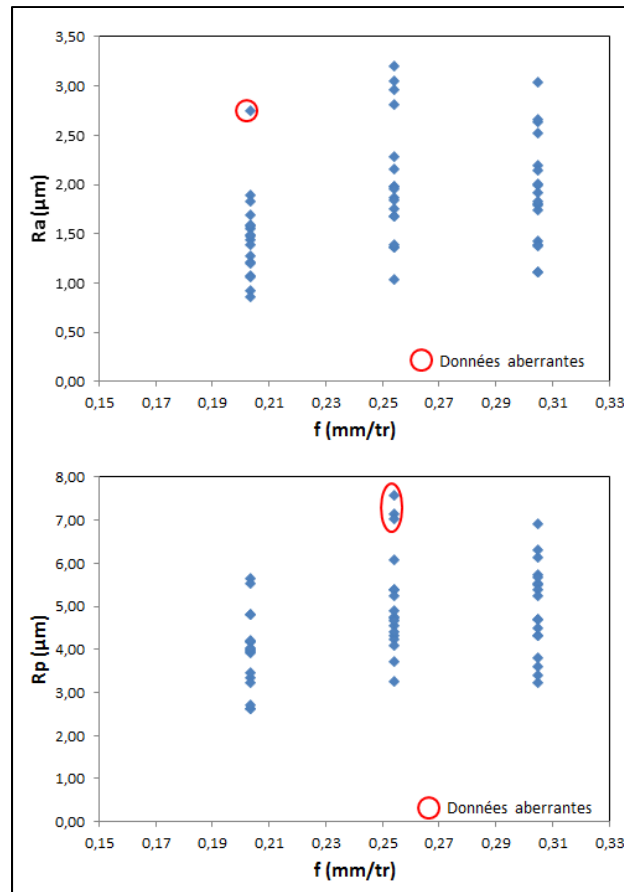


Figure 3.33 Rugosité en fonction de vitesse d'avance : recherche de données aberrantes

Cette étude donne sept données qui semblent aberrantes. Après élimination, il reste donc 47 données pour la suite (54 - 5). La figure 3.34 présente les mêmes graphiques que précédemment en ne considérant pas les données aberrantes et en mettant en évidence la tendance observée.

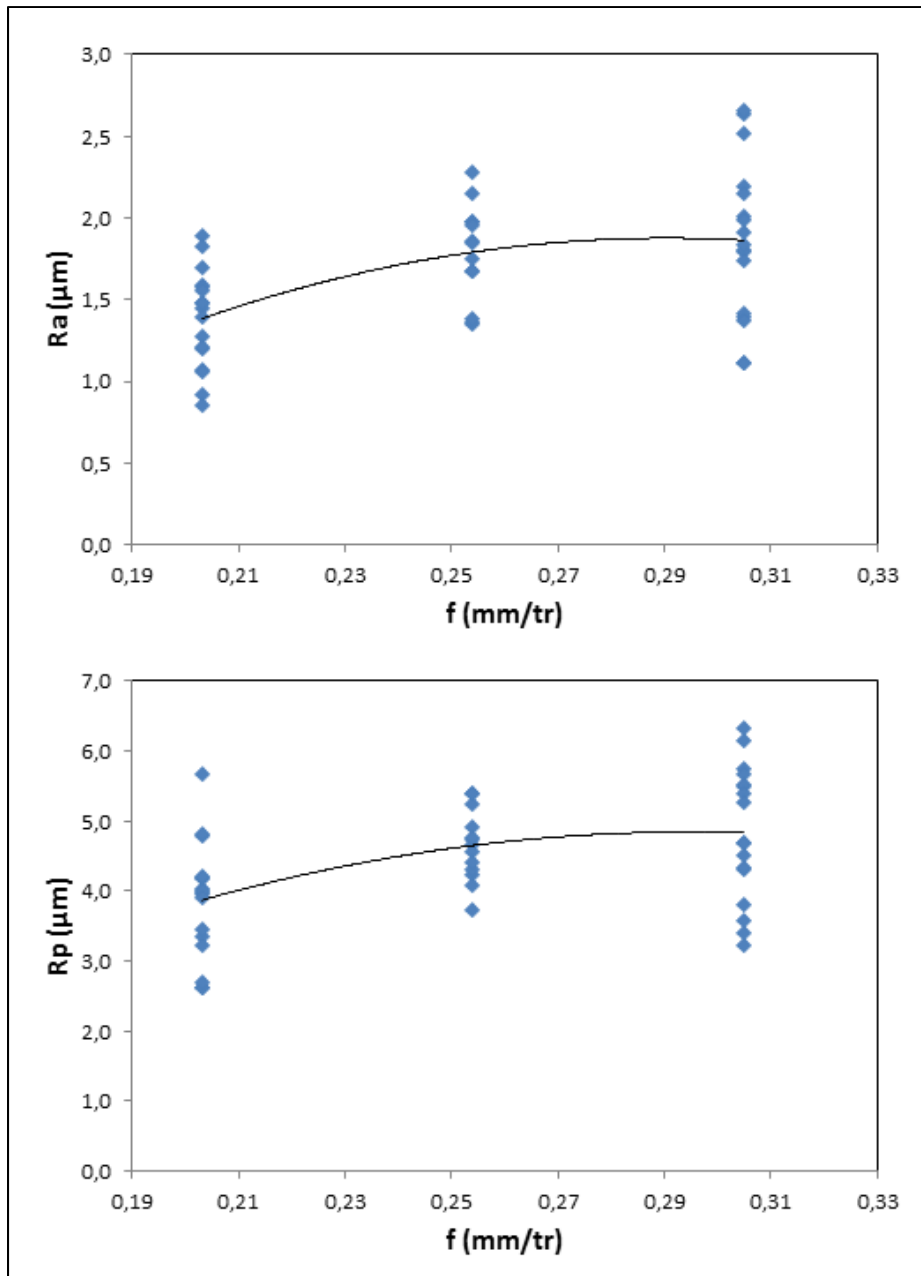


Figure 3.34 Rugosité en fonction de vitesse d'avance :  
recherche de tendance

À la lecture de ces graphiques, il semble qu'une vitesse d'avance plus faible donne un meilleur état de surface après usinage. La disparité des résultats est importante et il est difficile de mettre en place une corrélation significative entre les paramètres de rugosité et la vitesse d'avance.

Cette étude permet de confirmer les conclusions apportées par de nombreux auteurs. Davim (2005), El-Hofy (2011), Chatelain (2012) ou encore Bérubé (2012) ont montré qu'il était préférable d'utiliser une vitesse d'avance faible pour améliorer l'état de surface après usinage (Bérubé, 2012; Chatelain, Zaghbani et Monier, 2012; Davim et Reis, 2005; El-Hofy et al., 2011).

Le second point soulevé par cette étude est l'absence de relation entre la pression dans l'autoclave lors de la mise en forme et la rugosité après usinage.

Enfin, la grande dispersion des mesures réalisées doit être mise en avant. Malgré l'utilisation d'un microscope permettant d'assurer en permanence la position du diamant, la précision de chaque mesure reste très faible. Il est possible que le paramètre influençant réellement la rugosité n'ait pas encore été trouvé ou que la méthode de mesure par palpeur mécanique ne soit pas suffisante pour caractériser la rugosité suivant un pli.

### 3.4.2 Délaminage

Les données collectées sont :

- Le nombre d'arrachements par échantillon ( $N_a$ );
- La profondeur totale de ces défauts pour chaque échantillon ( $H_a$  en  $\mu\text{m}$ );
- Le nombre de fibres non coupées par échantillon ( $N_{nc}$ ).

Cette partie se concentre sur l'arrachement de matière mais la même démarche a été utilisée pour l'analyse de fibres non coupées. Les résultats obtenus pour les fibres non-coupées seront mis en parallèle judicieusement.

Comme pour les données de rugosité, la première étape de l'analyse a été d'identifier lesquels des trois paramètres d'entrée ( $V_c$ ,  $f$  et  $P_{abs}$ ) avaient une influence significative sur la rugosité. Pour cela, une analyse ANOVA a été réalisée sur la profondeur totale des défauts ( $H_a$ ). De ces analyses sont extraits les diagrammes Pareto qui donnent les résultats présentés à la figure 3.35.

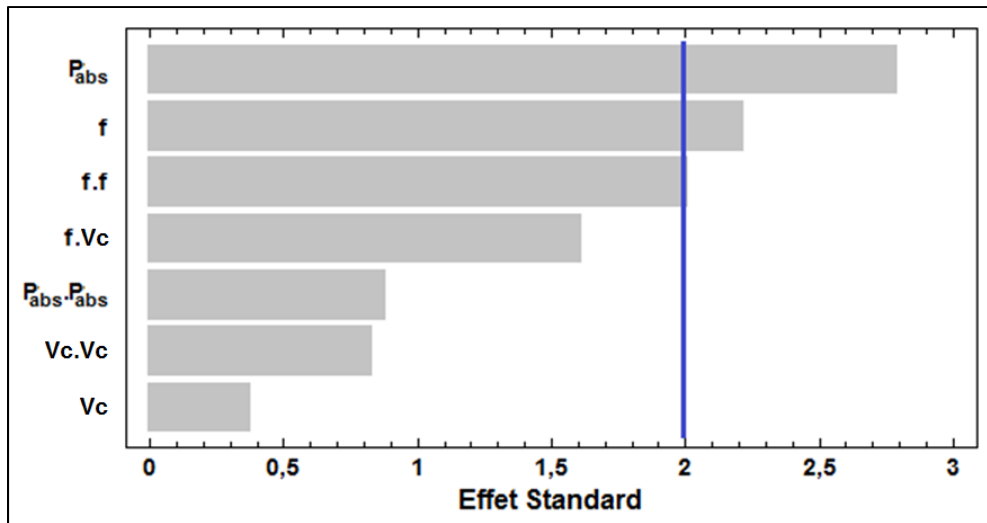


Figure 3.35 Diagramme de Pareto pour  $H_d$

Il semble que les deux paramètres d'entrée ayant une influence sur le délaminage soient l'avance et la pression dans l'autoclave.

La suite de l'analyse tente de définir plus précisément l'influence de la pression de mise en forme et la vitesse d'avance sur le délaminage. La première étape a été d'éliminer les données qui semblaient aberrantes. Pour cette étude, les graphiques temporels ou les diagrammes boîte à moustache ne donnent pas de résultat significatif. Il est donc décidé de procéder à une analyse graphique de la profondeur des défauts ( $H_d$ ) en fonction de la vitesse d'avance et de la pression de mise en forme (*Voir figures 3.36 et 3.37*).

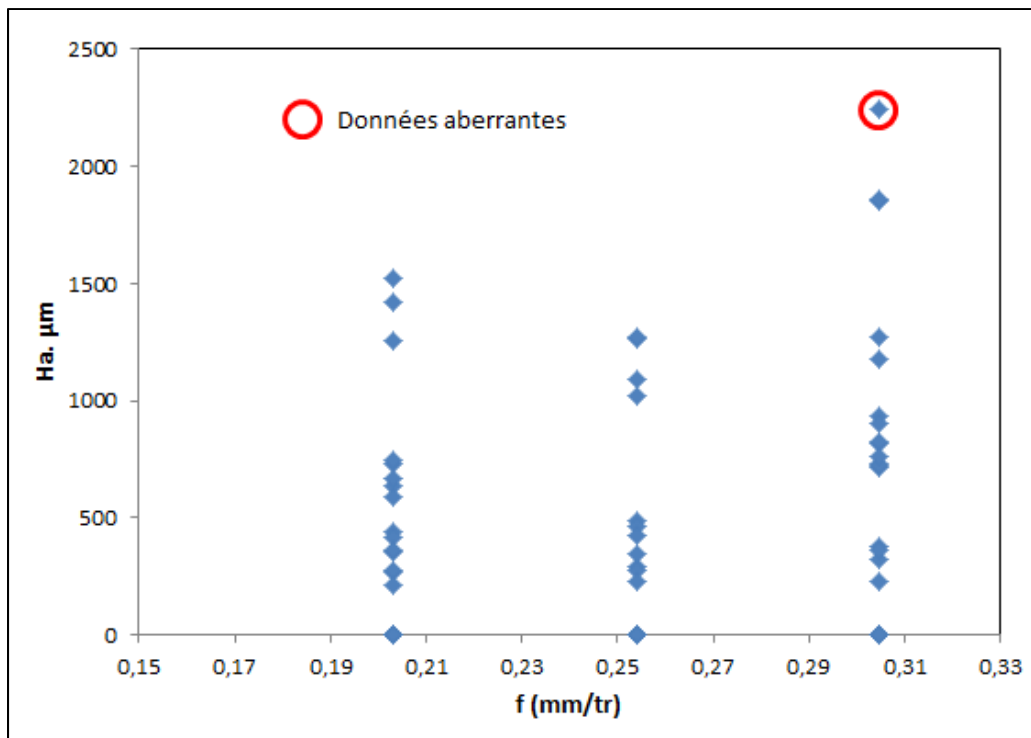


Figure 3.36 Recherche de données aberrantes ( $H_a$  en fonction de  $f$ )

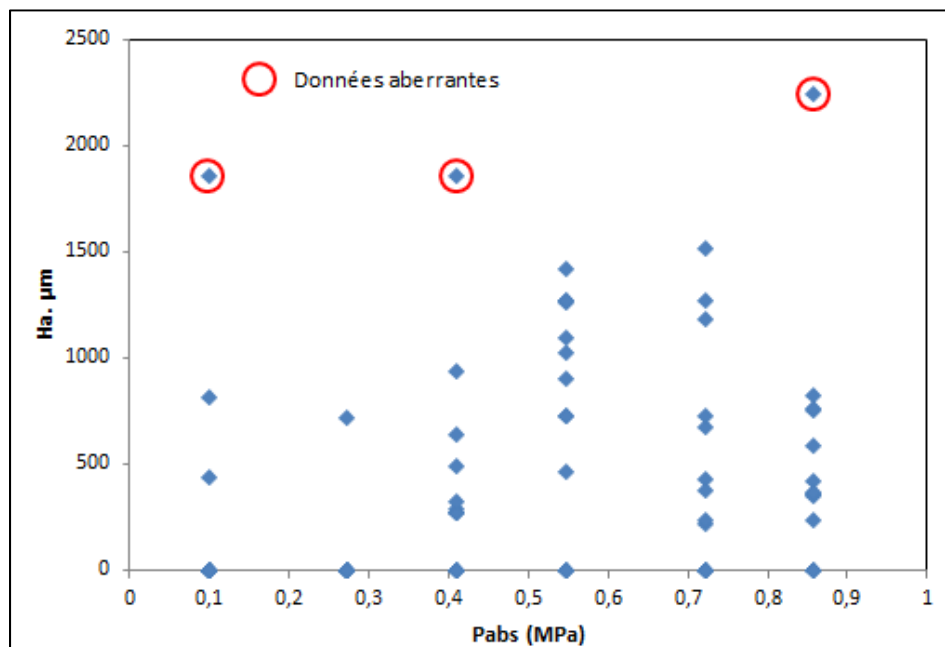


Figure 3.37 Recherche de données aberrantes ( $H_a$  en fonction de  $P_{\text{abs}}$ )

Après élimination des données aberrantes, ce ne sont plus les données brutes qui vont être exploitées, mais la valeur cumulée de celle-ci.

Lors des essais de détourage, il y a eu deux itérations. La valeur cumulée est la somme de toutes les profondeurs relevées pour une pression de mise en forme donnée (puis, une vitesse d'avance donnée) pour chaque itération. Ceci donne les figures 3.38, 3.39, 3.40, 3.41, 3.42 et 3.43 :

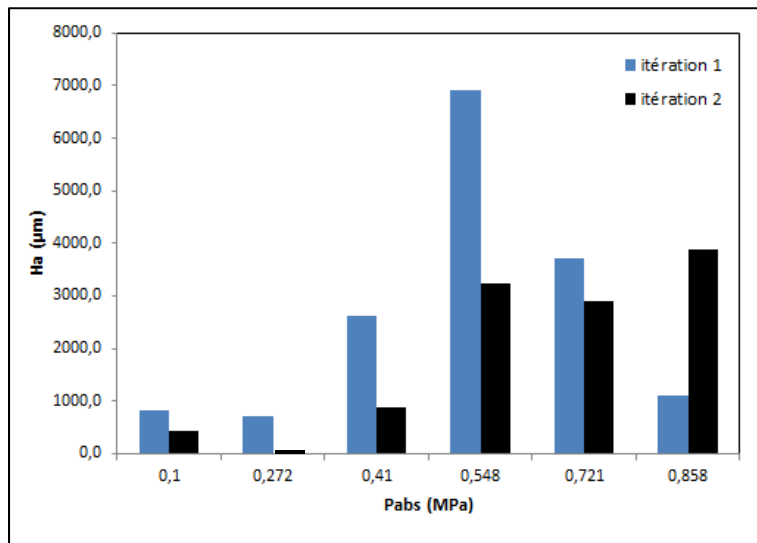


Figure 3.38 Profondeur des arrachements en fonction de la pression de mise en forme

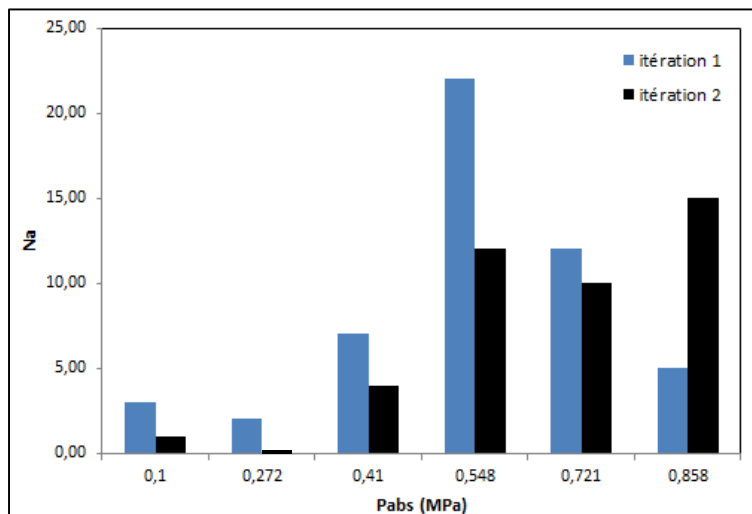


Figure 3.39 Nombre d'arrachements en fonction de la pression de mise en forme

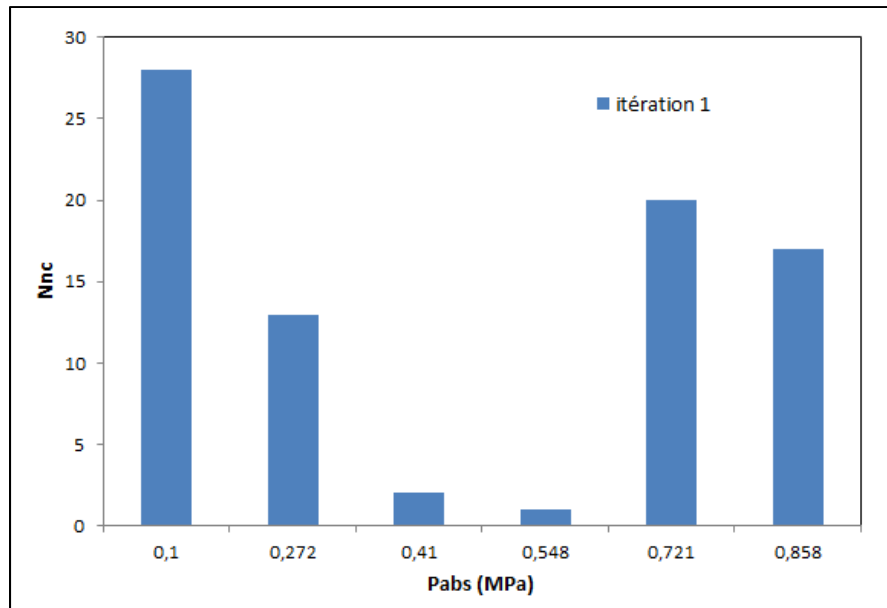


Figure 3.40 Nombre de fibres non coupées en fonction de la pression de mise en forme

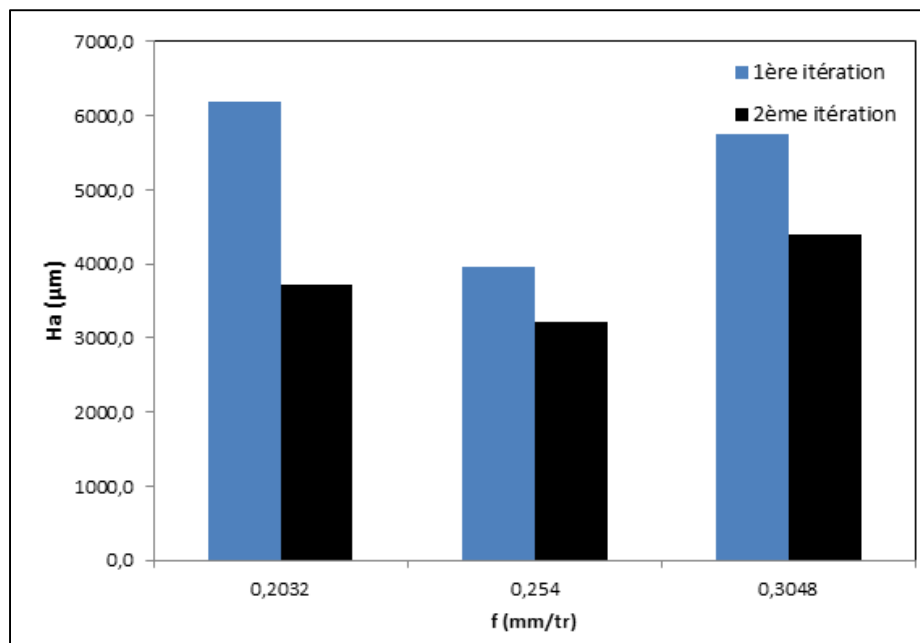


Figure 3.41 Profondeur des arrachements en fonction de la vitesse d'avance

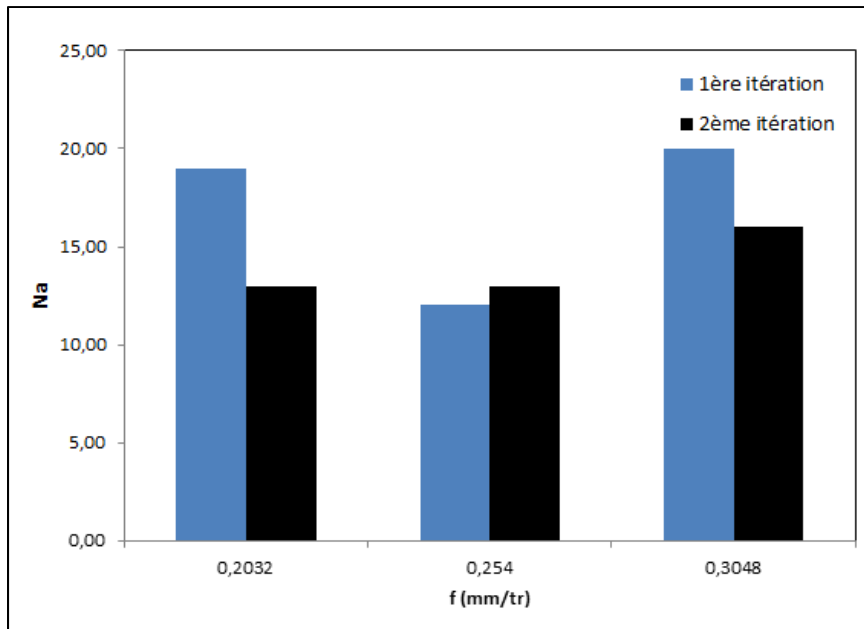


Figure 3.42 Nombre d'arrachements en fonction de la vitesse d'avance

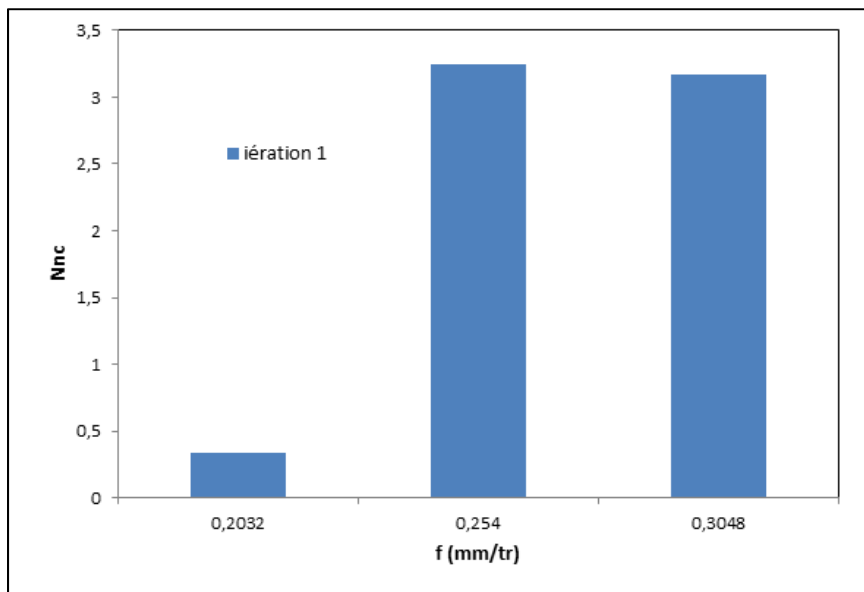


Figure 3.43 Nombres de fibres non coupées en fonction de la vitesse d'avance

Pour conclure, il semble que les corrélations décrites par l'étude statistique entre la pression de mise en forme et l'arrachement de matière et entre la pression de mise en forme et les



fibres non coupées se vérifient. En revanche, l'analyse des fibres non-coupées et l'analyse des arrachements de matière suivent deux comportements différents. Par exemple, la pression de 0,548 MPa est à éviter concernant l'arrachement de matière alors qu'elle est à privilégier concernant les fibres non-coupées.

L'étude statistique montrait aussi des possibles relations entre l'arrachement de matière et la vitesse d'avance et entre les fibres non coupées et la vitesse d'avance. Les graphiques précédents ne confirment pas ceci et il serait sans doute intéressant de tester davantage de vitesses d'avance; trois niveaux ne sont pas suffisants pour établir des conclusions.



## CHAPITRE 4

### APPLICATION À UN AUTRE MATÉRIAU

L'objectif premier de cette partie est de fournir au partenaire industriel les paramètres de coupe ( $f$ ;  $V_c$ ) optimaux pour le détournage de son matériau.

Dans un second temps, ce chapitre tente de valider les résultats obtenus précédemment en réalisant des essais similaires à ceux réalisés dans le cadre de l'étude générale vue précédemment sur un autre matériau. Pour cette étape de l'étude, l'ensemble des essais s'est déroulé selon la même démarche que pour les essais précédents.

Le matériau avec lequel sont réalisés ces essais est un stratifié de fibre de carbone et époxy (BAMS 532-040 Class III). Le tableau 4.1 décrit et compare la composition et les paramètres de fabrication des matériaux composites utilisés.

Tableau 4.1 Caractéristiques des matériaux composites utilisés

	Étude générale	Vérification
<b>Nom</b>	matériau 1	matériau 2
<b>Référence</b>	299-947-346	BAMS 532-040
<b>Empilement</b>	[90/-45/0/45/0/45/-45 <sub>2</sub> ] <sub>s</sub>	[0/45/90/-45] <sub>s</sub>
<b>Épaisseur de plaque</b>	3,2 mm	2,6 mm
<b>Température de cuisson</b>	175± 5°C	120 ± 5°C
<b>Pression de vacuum</b>	-0,09 MPa	-0,09 MPa
<b>Pression dans l'autoclave P<sub>abs</sub></b>	Variable	0,32
<b>Résine</b>	Époxyde	Phénolique
<b>Type de tissus</b>	Taffetas pré-imprégné	Satin pré-imprégné
<b>Type de fibre</b>	Carbone	Carbone

#### 4.1 Optimisation des paramètres de coupe

Pour optimiser les paramètres de coupe, 4 vitesses d'avance et 8 vitesses de coupe ont été testées dans les mêmes conditions (outil de coupe, montage, etc.). Toutes les combinaisons possibles ont été testées à 2 reprises.

Tableau 4.2 Paramètres de coupe testés

<b>f (mm/tr)</b>	<b>Vc (m/min)</b>
0,2032	100
0,254	200
0,4064	250
0,508	325
	400
	475
	550
	650

L'optimisation se fait sur la base de l'analyse des efforts de coupe, en privilégiant des efforts les plus faibles possibles (usure d'outil moins rapide, échauffement moins important, etc.). Les résultats obtenus sont résumés dans la figure 4.1.

On observe que les efforts de coupe sont minimaux dans 2 zones. La zone 1 se situe à faible vitesse de coupe ( $\approx 250$  m/min) et faible vitesse d'avance ( $\approx 0.2$  mm/tr). La zone 2 se situe à haute vitesse de coupe ( $\approx 450$  m/min) et haute vitesse d'avance ( $\approx 0.5$  mm/tr). À l'observation du graphique, il semble que la première zone soit plus stable. S'il est appliqué une faible variation de la vitesse de coupe en zone 2 les efforts de coupe augmentent fortement. Il semble que ce comportement n'est pas présent en zone 1.

En conclusion, pour minimiser les efforts de coupe, avec le matériau considéré et l'outil de coupe utilisé, une vitesse de coupe de 250 m/min et une faible vitesse d'avance sont à privilégier.

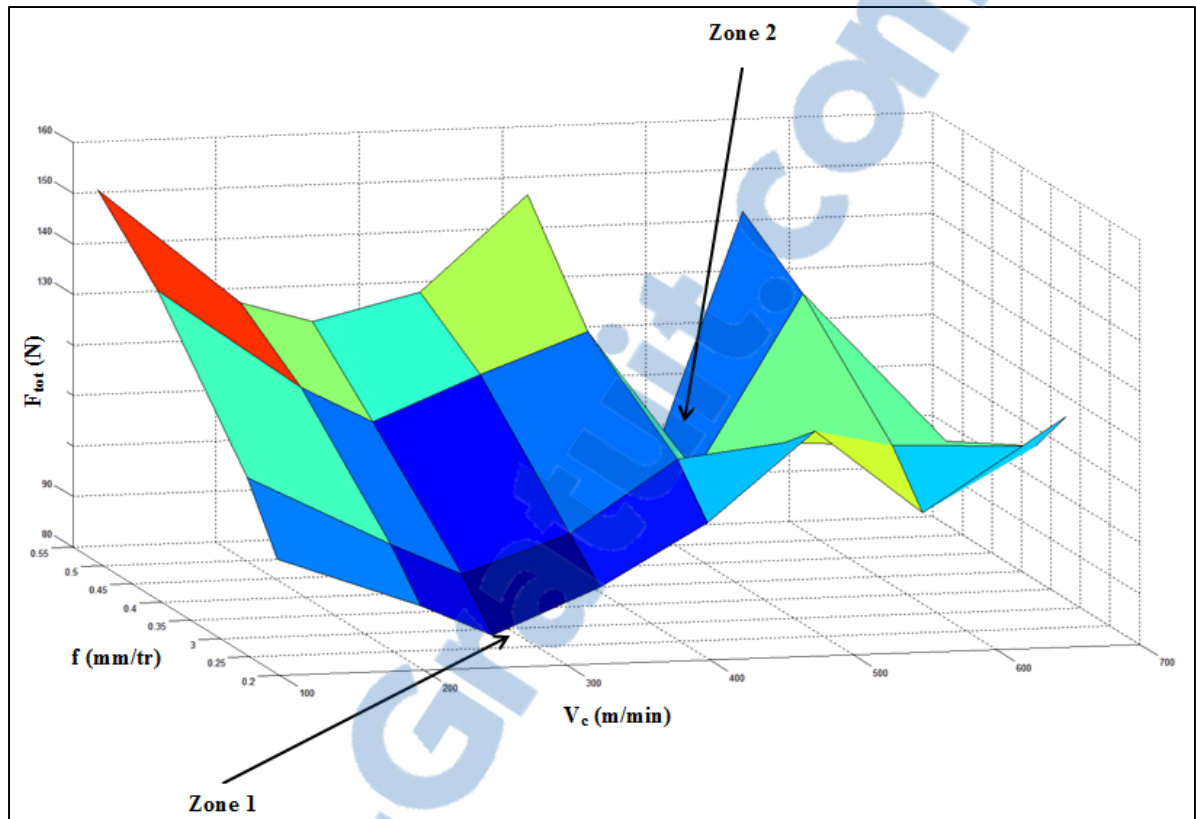


Figure 4.1 Efforts de coupe totaux en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance

#### 4.2 Taux de porosité et pression de mise en forme

Dans le but de mettre en parallèle les résultats exposés dans le chapitre trois, une analyse de trente images a été faite afin de déterminer le taux de porosité du matériau 2 (Voir tableau 4.2).

Tableau 4.3 Résultats de l'analyse d'images

Pression $P_{abs}$ (MPa)	Taux de porosité $V_V$ (%)
0,32	2,19

La figure suivante met en parallèle les résultats obtenus lors de l'étude générale (loi entre pression et taux de porosité pour le matériau utilisé) et le point correspondant aux mesures de validation.

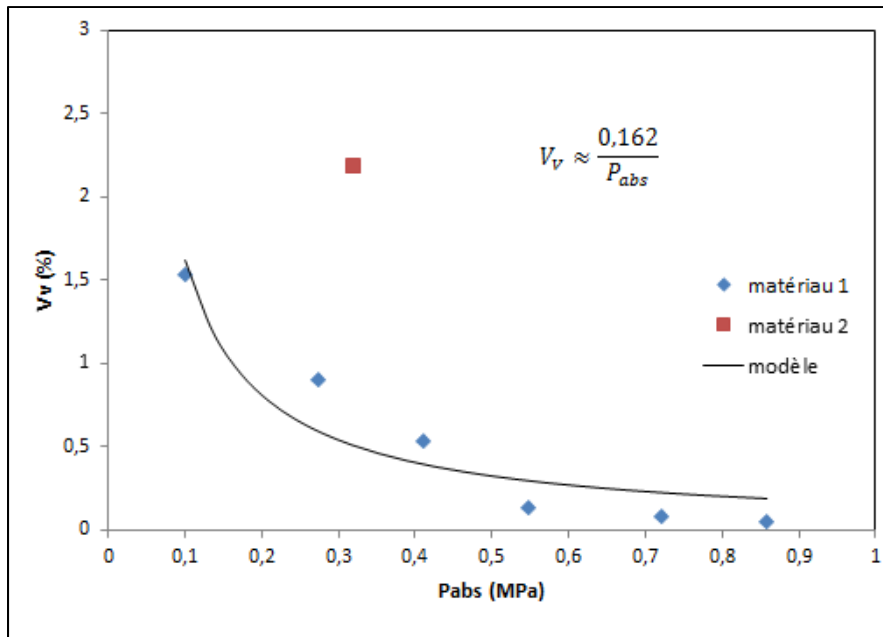


Figure 4.2 Taux de porosité en fonction de la pression de mise en forme (rappel)

La différence de matériau (viscosité de la résine, architecture du tissage, etc.) entre le matériau 1 et le matériau 2 influence fortement la qualité du produit fini pour des paramètres de fabrication similaires. Ceci est logique compte-tenu du fait que chaque combinaison de fibre et résine possède ses propres paramètres de mise en forme pour obtenir une qualité optimale.

Compte-tenu de cette différence importante dans la nature du matériau, considérer la pression de mise en forme pour comparer les résultats obtenus sur les deux types de matériau donnerait des différences importantes. Il a donc été décidé d'utiliser le taux de porosité du matériau 2 (2,19 %) comme base de comparaison.

### 4.3 Essais mécaniques

#### 4.3.1 Essais Short Beam

Les sept essais short Beam fournissent les données suivantes :

Tableau 4.4 Résultats des essais Short Beam

Pression $P_{abs}$ (MPa)	Taux de porosité $V_V$ (%)	$F_{sbs}$ expérimental moyenné (MPa)
0,32	2,19	36,0

La comparaison se basant sur le taux de porosité, une nouvelle analyse statistique similaire à celle réalisée dans l'étude générale a été effectuée. La pression de mise en forme y a été substituée par le taux de porosité du matériau 1 correspondant expérimentalement. La relation 3.11 devient donc :

$$F_{sbs} \approx 85,3 - 22,47 \cdot V_V \quad (4.1)$$

Avec un  $R^2_{ajusté} \approx 93\%$

En substituant  $V_V$  par 2,19, on obtient  $F_{sbs}$  égal à 36,09 MPa soit un écart relatif de 0,3% avec la valeur expérimentale obtenue. Il semble que le modèle développé lors de l'étude générale soit viable aussi pour le matériau 2.

Cependant, sachant que ce test caractérise le cisaillement interlaminaire, la nature de la matrice est un paramètre très influent. Ce faible écart n'est peut-être qu'une coïncidence compte-tenu que le matériau 1 est composé de résine époxyde et que le second soit à base de résine phénolique.

### 4.3.2 Essais de flexion trois points

Les sept essais de flexion trois points donnent les résultats suivants :

Tableau 4.5 Résultats des essais de flexion

Pression $P_{abs}$ (MPa)	Taux de porosité $V_V$ (%)	$\sigma_{max}$ expérimental moyenné (MPa)	$\epsilon_{max}$ expérimental moyenné (MPa)
0,32	2,19	585,3	0,012

Comme précédemment, une nouvelle analyse statistique similaire à celle réalisée dans l'étude générale a été effectuée. La pression de mise en forme y a été substituée par le taux de porosité correspondant expérimentalement. Les relations 3.2 et 3.4 deviennent donc :

$$\sigma_{max} \approx \frac{1}{0,00123 + 0,000250.V_V} \quad (4.2)$$

Avec un  $R^2_{ajusté} \approx 80\%$

$$\epsilon_{max} = \frac{1}{47,6412 + 4,76641.V_V} \quad (4.3)$$

Avec un  $R^2_{ajusté} \approx 60\%$

En substituant  $V_V$  par 2,19, les résultats suivants sont obtenus :

Tableau 4.6 Comparaison des résultats obtenus avec les deux matériaux

	Expérimental	Théorique	Écart relatif %
$\sigma_{max}$ (MPa)	585,3	562,6	4,0
$\epsilon_{max}$	0,012	0,017	29,4

Du point de vue des caractéristiques en flexion, les observations faites lors de l'étude générale ne se vérifient pas complètement. Il semble que la nature de la fibre et notamment le tissage des fibres influencent significativement les caractéristiques mécaniques à la rupture du matériau.



#### 4.4 Détourage et forces de coupe

Pour cette partie, huit conditions de coupe ont été testées à deux reprises (*Voir tableau 4.7*) pour un total de 16 essais. Ces essais sont réalisés dans les mêmes conditions que les essais généraux (*Voir partie 2.5*)

Tableau 4.7 Paramètres de détourage

Étude de vérification	
vitesse de coupe (m/min)	vitesse d'avance (mm/rév)
319	0,2032
393	0,254
466	
540	

Remarque : Pour une meilleure comparaison, les paramètres d'usinage choisis sont compris dans les plages de données ayant été utilisées pour la mise en place des modèles d'efforts de coupe.

Afin de pouvoir comparer les résultats obtenus en utilisant le taux de porosité du matériau 2, une nouvelle analyse statistique similaire à celle réalisée dans l'étude générale a été effectuée. La pression de mise en forme y a été substituée par le taux de porosité du matériau 1 correspondant expérimentalement. Les relations 3.13 et 3.14 deviennent donc :

$$F_x = 103,682 + \frac{98,422}{1 + 0,072096 \cdot V_V} - 0,7734 \cdot V_C + 157,0037 \cdot f \quad (4.4)$$

$$+ 8,6190 \cdot 10^{-4} \cdot V_C^2 + 0,23733 \cdot V_C \cdot f$$

$$F_z = -137,606 + \frac{31,954}{1 + 0,1146 \cdot V_V} + 0,7518 \cdot V_C - 268,682 \cdot f \quad (4.5)$$

$$- 7,8995 \cdot 10^{-4} \cdot V_C^2 + 551,891 \cdot f^2$$

Les résultats des essais de validation et la comparaison avec les modèles développés sont regroupés dans le tableau 4.8.

Tableau 4.8 Données des essais de détournage (effort d'avance et effort axial)

vitesse de coupe	vitesse d'avance	Vv	modèles développés		Expérience de validation		Écart relatif	
			Fx (N)	Fz (N)	Fx (N)	Fz (N)	Fx	Fz
319	0,2032	2,19	75,94	17,03	67,94	9,55	11%	44%
319	0,254	2,19	87,84	16,20	68,56	10,09	22%	38%
319	0,2032	2,19	75,94	17,03	57,69	14,05	24%	17%
319	0,254	2,19	87,84	16,20	71,47	14,11	19%	13%
393	0,2032	2,19	68,42	30,46	89,73	27,80	-31%	9%
393	0,254	2,19	81,22	29,63	111,22	30,71	-37%	-4%
393	0,2032	2,19	68,42	30,46	75,34	19,71	-10%	35%
393	0,254	2,19	81,22	29,63	68,75	18,43	15%	38%
466	0,2032	2,19	70,60	35,00	99,21	23,55	-41%	33%
466	0,254	2,19	84,30	34,17	93,71	37,03	-11%	-8%
466	0,2032	2,19	70,60	35,00	88,04	18,19	-25%	48%
466	0,254	2,19	84,30	34,17	76,56	13,34	9%	61%
540	0,2032	2,19	82,46	30,66	93,95	28,51	-14%	7%
540	0,254	2,19	97,07	29,83	104,71	33,09	-8%	-11%
540	0,2032	2,19	82,46	30,66	62,59	18,77	24%	39%
540	0,254	2,19	97,07	29,83	72,80	20,49	25%	31%

Les écarts relatifs entre le modèle et la vérification sont importants. Les modèles développés sont donc viables lors de l'utilisation du matériau sur lequel il a été testé, mais ne peuvent s'appliquer à d'autres matériaux mis en forme dans les mêmes conditions.

## CONCLUSION

En ayant pour objectif principal de mettre en relation la pression de mise en forme et les efforts de coupe, cette étude s'est scindée en plusieurs étapes. Tout d'abord, l'influence de la pression de mise en forme sur le taux de porosité a été étudiée. Ces deux grandeurs ont ensuite été liées aux propriétés mécaniques du matériau à l'aide de deux essais mécaniques (flexion trois points et essais short beam). Des essais de détournage ont été effectués pour essayer de prédire les efforts de coupe en se basant sur les paramètres d'usinage (vitesse d'avance et vitesse de coupe) et la pression de mise en forme. Enfin, la qualité de l'usinage a été analysée en utilisant trois critères : L'arrachement de matières, les fibres non-coupées et la rugosité.

Le lien entre le taux de porosité et la pression de mise en forme a été vérifié. La loi mathématique qui caractérise au mieux cette relation est le modèle inverse.

$$V_V \approx \frac{a}{P_{abs}}$$

Il a été montré, dans l'étude de validation, que cette relation n'est valable que pour le matériau 1, composé de fibre de carbone et d'une résine époxyde.

Par la suite, les propriétés mécaniques du matériau ont été reliées à la pression de mise en forme. Le cisaillement interlaminaire est la grandeur qui est la plus influencée par la pression de mise en forme. La relation inverse caractérise au mieux le lien entre pression de mise en forme et résistance au cisaillement interlaminaire. Cette relation se vérifie aussi lors de l'étude de validation avec un autre matériau mais nous sommes d'avis qu'il s'agit probablement d'une coïncidence compte-tenu que la nature de la matrice est très différente.

Les propriétés à la rupture obtenues lors de l'essai de flexion trois points sont aussi fortement influencées par la pression de mise en forme. Le modèle mathématique s'en rapprochant le plus (modèle double inverse) est la base du changement de variable qui est opéré au moment de la recherche de tendance pour l'analyse des données de détournage.

$$\sigma_{max} \approx \frac{1}{b + \frac{c}{P_{abs}}} \quad \text{et} \quad F_{sbs} \approx d + \frac{e}{P_{abs}}$$

En revanche, ces modèles ne peuvent être considérés comme prédictifs car il semble évident que d'autres paramètres tel que le taux massique de fibre ont une influence directe sur les propriétés, et ceux-ci n'ont pas été considérés dans cette étude.

La conclusion la plus intéressante de cette étude concerne les efforts de coupe. En effet, deux modèles prédictifs sont proposés à partir des résultats obtenus. Le premier concerne les forces de coupe selon la direction d'avance ( $F_x$ ) et le second concerne les forces selon la direction orthogonale au plan de coupe ( $F_z$ ). Ces modèles se basent sur les paramètres suivants :

- Vitesse d'avance  $f, f^2$
- Vitesse de coupe/fréquence de rotation  $V_c, V_c^2$
- vitesse d'avance de la broche  $f.V_c$
- Pression de mise en forme  $\frac{1}{1 + \frac{f}{P_{abs}}}$

Ces modèles sont directement applicables à la prédiction des forces de coupe lors de l'usinage de pièces faites à partir du matériau ayant servi lors des expériences. En revanche lors de la validation sur un autre stratifié carbone/époxy, ces équations ne se vérifient pas.

Concernant la caractérisation de la qualité après détourage, la technique de mesure de rugosité référant à un rugosimètre tactile semble avoir été utilisée au mieux. Cependant aucun résultat concluant, en termes de niveau de corrélation, n'a pu être trouvé. Le seul paramètre influençant significativement la rugosité est la vitesse d'avance. De plus, il faut privilégier une vitesse d'avance faible pour diminuer la rugosité ce qui confirme les observations faites dans la revue de littérature. Cette étude montre, tout de même, deux conclusions possibles; soit le protocole de mesure n'est pas assez répétable et précis, soit le paramètre influençant réellement la rugosité n'a pas été trouvé et il entraîne une forte dispersion des résultats.

La seconde approche pour caractériser la qualité du matériau après usinage est la mesure du délaminage. Même si l'imprécision associée aux mesures ne peut pas être déterminée, cette étude met en avant le lien entre la pression de mise en forme et le nombre d'arrachements de matière observés après usinage ainsi qu'une possible relation entre le nombre de fibres non coupées et la pression de mise en forme.



## RECOMMANDATIONS

De façon générale, il faudrait privilégier le taux de porosité comme donnée d'entrée plutôt que la pression dans l'autoclave car l'étude de validation montre que les relations qu'il semble possible de généraliser à d'autres matériaux sont celles considérant le taux de porosité. Combiner le taux de porosité au taux massique de fibre ou investiguer l'influence du taux massique de fibre tout comme il a été fait pour le taux de porosité pourrait compléter et affiner les modèles et les observations faites.

Concernant la prédiction de la résistance au cisaillement interlaminaire, il serait intéressant de voir si la loi observée lors de l'étude est valable pour d'autres matériaux. Cette hypothèse pourrait se concrétiser compte-tenu de la cohérence obtenue lors des essais de validation. Il serait peut-être envisageable de mettre en place, pour une catégorie de matériaux, une relation qui associerait à une variation de pression, une variation d'ILSS (exemple : une diminution de 50 % de la pression de mise en forme mène à une diminution de 25 % de l'ILSS).

Cette étude montre que la mise en place de modèles prédictifs pour les forces de coupe est possible. Il serait intéressant de continuer dans cette direction. Deux possibilités sont envisageables :

- Adopter une démarche systématique qui aurait pour objectif de déterminer des modèles pour chaque matériau.
- Chercher à obtenir des équations plus générales qui pourraient concerner des familles de matériaux composites (en tentant, par exemple, de remplacer la pression de mise en forme par la contrainte maximale en flexion ou l'ILSS).

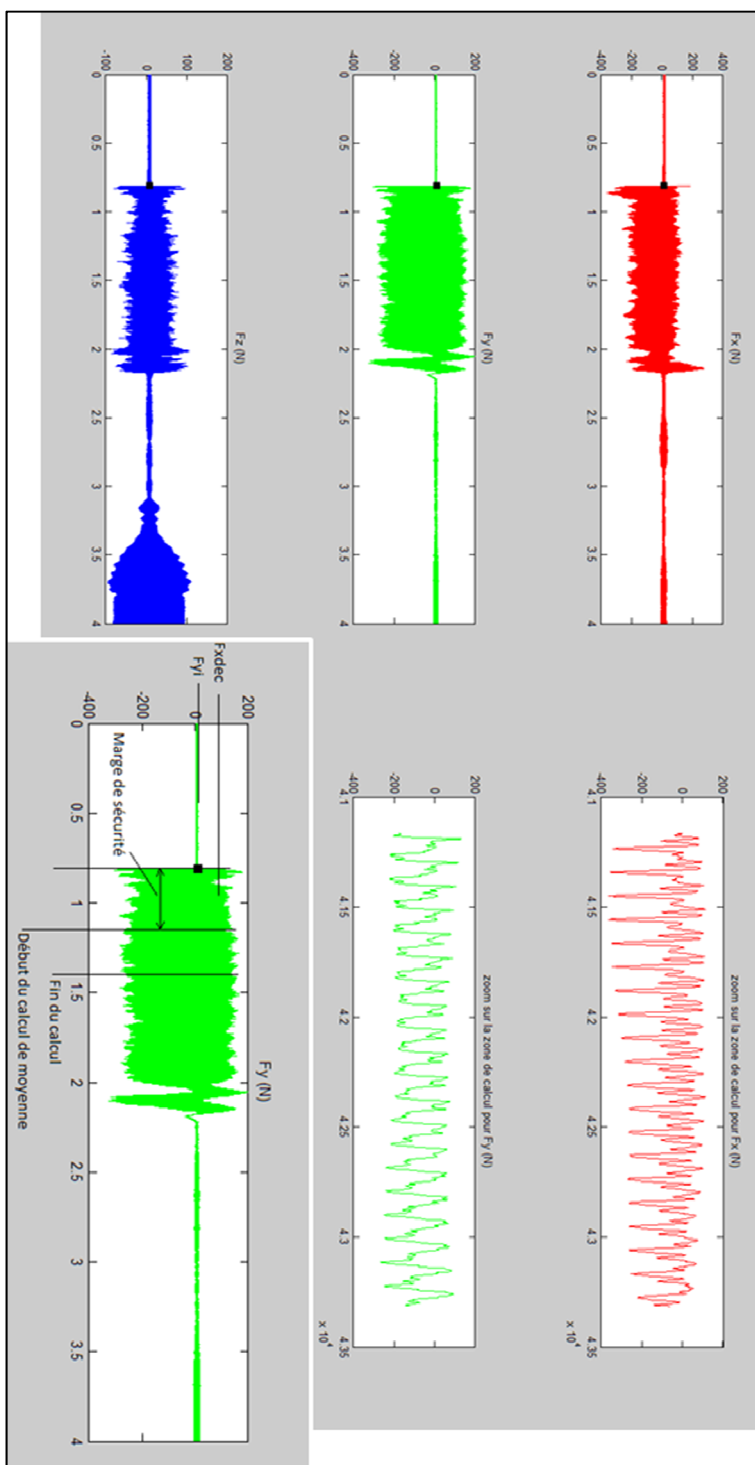
Enfin, il semble nécessaire de développer une démarche systématique et répétable pour caractériser et quantifier la qualité après usinage d'un matériau composite. Il semble que les techniques utilisées jusqu'ici ne donnent pas de résultats suffisamment concluants.





## ANNEXE I

## EXEMPLE DE TRAITEMENT DE DONNÉES





## ANNEXE II

### CALCUL DE LA DISTANCE D'ACCÉLÉRATION

Ce calcul se base sur les capacités de la MOCN (Huron K2X 8 Five) et le cas le plus défavorable (vitesse d'avance de broche maximale) exigé par le plan d'expérience. Le couple de paramètres de coupe donnant la vitesse d'avance de broche maximale est le suivant :

- L'avance est de 0.3048 mm/tour;
- La rotation est de 18380 tour/min.

Donc la vitesse d'avance de broche est de :  $a = 5,602 \text{ m/min}$  ( $0,0934 \text{ m/s}$ ).

L'accélération donnée par le constructeur est de  $5 \text{ m/s}^2$ .

Le temps d'accélération est donc de  $0,0934/5 = 0,0187 \text{ s}$ .

La distance d'accélération est de  $\Delta x = a.t^2/2 = 0,87 \text{ mm}$ .

Dans cette étude, la distance d'accélération est faible. La totalité de l'éprouvette peut être considérée.



## ANNEXE III

RELEVÉ DE DONNÉES ( $P_{\max}$  ET  $\delta_{\max}$ )

pression (psi)	pression $P_{\text{abs}}$ (MPa)	L (mm)	b (mm)	h (mm)	P max (N)	$\delta$ max (mm)
0	0,1	99,2	13,7	3,3	733	10,4
		99,2	13,49	3,29	702	10,34
		99,2	13,65	3,42	710	10,34
		99,2	13,51	3,26	803	11,29
		99,2	13,6	3,29	706	10,27
		99,2	13,68	3,3	753	10,41
		99,2	13,67	3,29	X	X
25	0,272	99,2	13,44	3,25	741	10,04
		99,2	13,41	3,20	674	9,94
		99,2	13,46	3,30	649	9,13
		99,2	13,39	3,28	668	9,34
		99,2	13,39	3,30	678	9,93
		99,2	13,31	3,28	655	9,92
45	0,410	99,2	13,39	3,30	648	9,64
		99,2	13,03	3,12	634	10
		99,2	13,06	3,18	689	10,56
		99,2	13,03	3,15	651	10,4
		99,2	13,06	3,18	638	9,84
		99,2	13,06	3,18	651	10,3
		99,2	13,03	3,20	655	10,28
65	0,548	99,2	13,08	3,20	619	10,17
		99,2	13,11	3,15	678	10,73
		99,2	13,06	3,12	672	10,86
		99,2	13,08	3,20	634	10,79
		99,2	13,03	3,07	675	11,2
		99,2	13,13	3,10	687	10,92
		99,2	13,06	3,12	693	11,67
90	0,721	99,2	13,08	3,15	708	10,85
		99,2	13,11	3,15	660	10,46
		99,2	13,03	3,15	658	10,81
		99,2	13,03	3,23	707	11,79
		99,2	13,11	3,12	655	10,39
		99,2	13,06	3,12	648	10,76
		99,2	13,11	3,12	698	11,53
110	0,858	99,2	12,95	3,18	649	10,99
		99,2	13,11	3,05	648	10,97
		99,2	12,85	3,02	629	11,7
		99,2	13,13	3,07	685	11,41
		99,2	13,08	3,07	655	11,08
		99,2	13,03	3,07	653	11,02
		99,2	13,08	3,02	657	11,58
précision de mesure $\pm$		0,03	0,06	0,03	10	0,01



## ANNEXE IV

## CALCUL DE L'IMPRÉCISION DE MESURE

La formule qui permet de calculer l'imprécision est la suivante :

$$\Delta f = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i}\right)^2 \cdot (\Delta x_i)^2} \quad (4.6)$$

Si l'on se place dans le cas de l'incertitude sur  $\sigma_{max}$ , on a :

$$f \sim \sigma_{max} = \frac{3 \cdot P_{max} \cdot L}{2 \cdot b \cdot h^2} \quad (4.7)$$

De plus, il a été défini dans le chapitre 2 :

$\Delta L$	0,06 mm
$\Delta b$	0,12 mm
$\Delta h$	0,06 mm
$\Delta P$	20 N

Si l'on développe l'équation 4.6 en utilisant 4.5, on obtient :

$$\Delta \sigma_{max} = \frac{3}{2} \sqrt{\left(\frac{L}{b \cdot h^2}\right)^2 \cdot 400 + \left(\frac{P_{max}}{b \cdot h^2}\right)^2 \cdot 0,0036 + \left(\frac{P_{max} \cdot L}{b^2 \cdot h^2}\right)^2 \cdot 0,0144 + \left(\frac{2 \cdot P_{max} \cdot L}{b \cdot h^3}\right)^2 \cdot 0,0036}$$

Ceci nous donne une incertitude pour chaque contrainte calculée. Afin de représenter ces incertitudes une valeur moyenne de toutes celle-ci est calculée ce qui donne :

<b>L'incertitude élargie à un niveau de confiance de 95%</b>	
$\Delta \sigma_{max}$	$\pm 29$ MPa
$\Delta \varepsilon_{max}$	$\pm 0,0002$
$\Delta F^{sbs}$	$\pm 1,77$ MPa





## ANNEXE V

RELEVÉ DE DONNÉES ( $P_{\max}$ )

pression $P_{\text{abs}}$ (MPa)	itération	b (mm)	h (mm)	P max (N)	pression (Mpa)
0,272	1	6,96	3,20	1829	0,172
	2	7,01	3,20	1928	0,172
	3	7,06	3,10	1930	0,172
	4	6,81	3,10	1966	0,172
	5	6,78	3,12	1853	0,172
	6	6,86	3,15	1876	0,172
	7	6,99	3,18	1835	0,172
0,410	1	6,71	3,10	2200	0,310
	2	6,86	3,15	2233	0,310
	3	6,96	3,15	2183	0,310
	4	7,09	3,15	2188	0,310
	5	7,06	3,10	2184	0,310
	6	6,96	3,18	2261	0,310
	7	6,93	3,05	2236	0,310
0,548	1	6,88	3,07	2324	0,448
	2	7,01	3,12	2324	0,448
	3	7,01	3,15	2472	0,448
	4	6,86	3,12	2393	0,448
	5	6,96	3,10	2385	0,448
	6	6,99	3,12	2372	0,448
	7	6,88	3,07	2270	0,448
0,721	1	6,88	3,12	2298	0,621
	2	6,93	3,10	2440	0,621
	3	6,96	3,10	2348	0,621
	4	6,99	3,15	2360	0,621
	5	6,91	3,10	2369	0,621
	6	6,91	3,10	2328	0,621
	7	6,99	3,12	2435	0,621
0,858	1	6,96	3,02	2419	0,758
	2	6,96	3,12	2460	0,758
	3	6,86	3,02	2376	0,758
	4	6,96	3,10	2397	0,758
	5	6,96	3,05	2354	0,758
	6	6,93	3,10	2360	0,758
précision de mesure $\pm$		0,06	0,03	10	0,05



## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Altintas, Yusuf. 2012. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge university press.
- ASME. 2009. *Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay)* ASME, 120 p.
- Bérubé, Sébastien. 2012. « Usinage en détournage de laminés composites carbone/époxy ». Montréal, Qc, Ecole de technologie Supérieure, 214 p.
- Bhatnagar, N., N. Ramakrishnan, N. K. Naik et R. Komanduri. 1995. « On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates ». *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 35, n° 5, p. 701-716.
- Chamis, Christos C., Louis M. Handler et Jane M. Manderscheid. 2007. « Composite Nanomechanics: A Mechanistic Properties Prediction ». Glenn Research Center, 8 p.
- Chand, M., A. Mehta, R. Sharma, V. N. Ojha et K. P. Chaudhary. 2011. « Roughness measurement using optical profiler with self-reference laser and stylus instrument - A comparative study ». *Indian Journal of Pure and Applied Physics*, vol. 49, n° 5, p. 335-9.
- Chatelain, Jean François, Imed Zaghbani et Joseph Monier. 2012. « Effect of Ply Orientation on Roughness for the Trimming Process of CFRP Laminates ». *World Academy of Science, Engineering and Technology* vol. 68, p. 1204-1210.
- Costa, Michelle Leali, Sergio Frascino M. de Almeida et Mirabel Cerqueira Rezende. 2001. « The influence of porosity on the interlaminar shear strength of carbon/epoxy and carbon/bismaleimide fabric laminates ». *Composites Science and Technology*, vol. 61, n° 14, p. 2101-2108.
- D2344, ASTM. 2006. *Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates*. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International, 8 p. < [www.astm.org](http://www.astm.org) >.
- D3171-11, ASTM. 2009. *Standard Test Methods for Constituent Content of Composite Materials*. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International, 10 p. < [www.astm.org](http://www.astm.org) >.
- D7264, ASTM. 2006. *Standard Test Method for Flexural Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. West Conshohocken, PA, USA: ASTM International, 10 p. < [www.astm.org](http://www.astm.org) >.

- Davim, J. Paulo, et Pedro Reis. 2005. « Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 160, n° 2, p. 160-167.
- El-Hofy, M. H., S. L. Sooa, D. K. Aspinwalla, W. M. Simb, D. Pearsonc et P. Hardend. 2011. « Factors affecting workpiece surface integrity in slotting of CFRP ». In *1st CIRP Conference on Surface Integrity, CSI 2012, January 30, 2012 - February 1, 2012*. (Bremen, Germany) Vol. 19, p. 94-99. Coll. « Procedia Engineering »: Elsevier Ltd. < <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2011.11.085> >.
- Ghiorse, S. R. 1993. « Effect of void content on the mechanical properties of carbon/epoxy laminates ». *S.A.M.P.E. quarterly*, vol. 24, n° 2, p. 54-59.
- Hassen, Bouzid. 2010. « Analyse statique et dynamique d'une table dynamométrique pour la validation des efforts de coupe pendant l'usinage ». rapport de DESS. Montréal, École de technologie supérieure.
- Koushyar, Hoda, Seyed Alavi-Soltani, Bob Minaie et Melanie Violette. 2012. « Effects of variation in autoclave pressure, temperature, and vacuum-application time on porosity and mechanical properties of a carbon fiber/epoxy composite ». *Journal of Composite Materials*, vol. 46, n° 16, p. 1985-2004.
- Ling, Liu, Zhang Bo-Ming, Wang Dian-Fu et Wu Zhan-Jun. 2006. « Effects of cure cycles on void content and mechanical properties of composite laminates ». *Composite Structures*, vol. 73, n° 3, p. 303-9.
- Mkaddem, A., I. Demirci et M. El Mansori. 2008. « A micro-macro combined approach using FEM for modelling of machining of FRP composites: cutting forces analysis ». *Composites Science and Technology*, vol. 68, n° 15-16, p. 3123-7.
- Mohan, N. S., A. Ramachandra et S. M. Kulkarni. 2005. « Influence of process parameters on cutting force and torque during drilling of glass-fiber polyester reinforced composites ». *Composite Structures*, vol. 71, n° 3-4, p. 407-13.
- Nayak, D., N. Bhatnagar et P. Mahajan. 2005. « Machining studies of UD-FRP composites. Part 2: finite element analysis ». *Machining Science and Technology*, vol. 9, n° 4, p. 503-28.
- Olivier, P., J. P. Cottu et B. Ferret. 1995. « Effects of cure cycle pressure and voids on some mechanical properties of carbon/epoxy laminates ». *Composites*, vol. 26, n° 7, p. 509-515.
- Palanikumar, K. 2006. « Cutting parameters optimization for surface roughness in machining of GFRP composites using Taguchi's method ». *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 25, n° 16, p. 1739-51.

- Paulo Davim, J, et A Monteiro Baptista. 2000. « Relationship between cutting force and PCD cutting tool wear in machining silicon carbide reinforced aluminium ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 103, n° 3, p. 417-423.
- Rajasekaran, T., K. Palanikumar et B. K. Vinayagam. 2011. « Application of fuzzy logic for modeling surface roughness in turning CFRP composites using CBN tool ». *Production Engineering*, vol. 5, n° 2, p. 191-199.
- Ramulu, M. 1997. « Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic composites ». *Sadhana - Academy Proceedings in Engineering Sciences*, vol. 22, n° pt 3, p. 449-472.
- Rao, G. V. G., P. Mahajan et N. Bhatnagar. 2007. « Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites - Cutting force analysis ». *Composites Science and Technology*, vol. 67, n° 3-4, p. 579-93.
- Rubin, Alexander Michael. 1993. « The effect of porosity on the elastic constants of thin carbon fiber composite laminates ». United States - Missouri, Washington University, 180 p.
- Rusinek, Rafal. 2010. « Cutting process of composite materials: An experimental study ». *International Journal of Non-Linear Mechanics*, vol. 45, n° 4, p. 458-462.
- Sarma, P. M. M. S., L. Karunamoorthy et K. Palanikumar. 2009. « Surface roughness parameters evaluation in machining GFRP composites by PCD tool using digital image processing ». *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 28, n° 13, p. 1567-1585.
- Sheikh-Ahmad, Jamal, et Rahul Yadav. 2008. « Model for predicting cutting forces in machining CFRP ». *International Journal of Materials and Product Technology*, vol. 32, n° 2-3, p. 152-167.
- Wang, Y. G., X. P. Yan, X. G. Chen, C. Y. Sun et G. Liu. 2011. « Cutting Performance of Carbon Fiber Reinforced Plastics Using PCD Tool ». *Advanced Materials Research*, vol. 215, p. 14-18.
- Zaghbani, Imed, Jean-Francois Chatelain, Victor Songmene, Sebastien Berube et Abdelatif Atarsia. 2012. « A comprehensive analysis of cutting forces during routing of multilayer carbon fiber-reinforced polymer laminates ». *Journal of Composite Materials*, vol. 46, n° 16, p. 1955-1971.
- Zhang, L. C. 2009. « Cutting composites: A discussion on mechanics modelling ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, n° 9, p. 4548-4552.

Zhu, Hong-Yan, Di-Hong Li, Dong-Xing Zhang, Bao-Chang Wu et Yu-Yong Chen. 2009. « Influence of voids on interlaminar shear strength of carbon/epoxy fabric laminates ». *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*, vol. 19, n° SUPPL. 2, p. 470-475.