



THÈSE

DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE TOULOUSE

Délivrée par l'Université Toulouse 3 Paul Sabatier

Discipline : Génie Mécanique

Présentée par :

Soraya Catché

Titre :

Analyse des défauts de paroi de trou et de leur criticité sur la tenue mécanique des structures composites percées

Soutenue le 10 Janvier 2013 devant le jury composé de :

Nicolas CARRERE, Professeur ERE ENSTA Bretagne	Rapporteur
Benoît FURET, Professeur des universités IUT de NANTES	Rapporteur
Mohammed EL-MANSORI, Professeur des universités ENSAM Châlons	Examineur
Bruno CASTANIE, Professeur des universités Toulouse	Directeur
Frédéric LACHAUD, Professeur ERE ISAE Toulouse	Co-Directeur
Robert PIQUET, Maître de conférences IUT Toulouse	Co-Directeur
Audrey BENABEN, Ingénieur Matériaux & Procédés AIRBUS	Invité (encadrant industriel)

Ecole doctorale : MEGEP

Unité de Recherche : Institut Clément Ader (EA 814)

Etablissement de rattachement : Institut Supérieur de l'Aéronautique et de l'Espace,
Université de TOULOUSE

Remerciements

Cette thèse est le résultat de trois années de travail au sein d'AIRBUS et de l'ISAE. C'est l'association d'un besoin industriel et d'une démarche de recherche en laboratoire. Pour cela, je tiens à remercier :

L'équipe d'AIRBUS qui m'a accueillie en son sein. Merci à Bernard Bourthoumieux, Audrey Benaben et tous les autres membres de l'équipe pour leur disponibilité, pour les différentes discussions constructives et enfin pour les bons moments passés ensemble.

Les personnes qui ont encadré cette thèse. Je pense à Frédéric Lachaud, Robert Piquet et Bruno Castanié pour leur grande contribution à ce travail tant sur le plan scientifique que sur le plan humain. J'ai pu ainsi améliorer mes connaissances en usinage et procédés composites. Merci Robert ! J'ai grandement approfondi mes connaissances en modélisation numérique et essais mécaniques. Merci Fred ! Merci à Bruno Castanié qui a été mon directeur de thèse. Je tiens à te remercier Bruno pour ta rigueur et la pertinence de tes remarques. Ça été très agréable de travailler avec vous. Ces trois années sont passées très vite et c'est avec un petit pincement au cœur que je vais quitter le laboratoire.

Les différents membres du laboratoire sans qui ce travail n'aurait pas pu être accompli. Merci à Jacques Huet de m'avoir accueillie dans son laboratoire. Je pense aussi aux personnes de l'atelier qui ont réalisé les différents outillages nécessaires et aussi avec lesquelles j'ai réalisé les différents perçages de cette étude. Merci Daniel Gagneux, Bernard Rivière, Philippe Corria, Philippe Henrich et Patrick Cheze. Un grand merci pour les bons moments passés ensemble, notamment les moments sportifs... Je tiens aussi à remercier Thierry Martin, Marc Chartrou, Daniel Boitel, Pierre Erizé et Michel Labarrere pour leur disponibilité et pour le temps qu'ils ont passé à me former sur le matériel nécessaire à tous mes essais. Je pense aussi aux personnes du service informatique qui ont débloqué différents problèmes de réseau ou de stations de calcul. Merci Vincent Lenain et Claude Palaysi. Merci à Marie-Odile Monsu pour sa gentillesse et son efficacité. Je tiens aussi à remercier les enseignants chercheurs pour toutes nos discussions. Merci Gracianne pour les cours de Step qui m'ont permis de me défouler. Tout ceci n'aurait pas pu être possible sans vous.

Les doctorants et post-doctorants du laboratoire avec qui j'ai passé de très bons moments. Je pense à Nicolas, Cheng, Sylvain, Marion, François, Jean-Phi, Ahmed, Florent, Gregory, Samuel, Jean-Sébastien, Nathalie, Irène, Eric, Kamel, Isabelle. Je dois certainement en oublier certains, j'espère qu'ils m'en excuseront. Un grand merci à Thomas en particulier qui a partagé le même bureau que moi pendant trois ans et avec qui on s'est soutenu mutuellement.

Les amis qui m'ont soutenu pendant cette thèse. Merci à Etienne, Cléa, Assan, Isabelle, Kadi, Steph. Merci Allix pour ton aide et ta gentillesse.

Ma famille qui même loin de moi m'a tout le temps soutenu. Merci à papa et maman, mes deux sœurs, mes oncles.

Et enfin un grand merci à Cédric qui pendant ces trois ans m'a soutenu et a supporté mes accès d'humeur.

Table des matières

INTRODUCTION GENERALE.....	15
Contexte industriel.....	15
Problématique.....	16
Objectifs.....	17
I. CHAPITRE I.....	19
ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	19
I.1 Introduction.....	19
I.2 Problématique du perçage des matériaux composites par outils coupants	20
I.2.1 Les conditions de perçage.....	20
I.2.2 Les outils coupants	22
I.3 Typologie et mécanismes d'apparition des défauts liés au perçage des stratifiés.....	30
I.3.1 Défauts en entrée du trou :.....	30
I.3.2 Défauts sur la paroi du trou :	31
I.3.3 Défauts en sortie du trou.....	36
I.4 Notions de qualité de trou	39
I.4.1 Mesures de rugosité	39
I.4.2 Critères spécifiques aux matériaux composites.....	44
I.5 Modes de ruptures et endommagement des pièces composites percées	52
I.5.1 Modes de rupture des structures composites percées	52
I.5.2 Endommagements localisés: cas du matage	53
I.5.3 Influence des défauts d'usinage sur la tenue mécanique des structures composites.	56
I.6 Conclusion	66
II. CHAPITRE II	69

QUANTIFICATION ET QUALIFICATION DES DEFAUTS DE PAROI.....	69
II.1 Introduction.....	69
II.2 Identification des défauts de paroi	69
II.2.1 Méthodologie expérimentale	69
II.2.2 Typologie des défauts de paroi	69
II.2.3 Quantification des défauts de paroi par le rugosimètre	78
II.2.4 Corrélation entre les observations microscopiques et les cartographies d'état de surface du rugosimètre.....	81
II.2.5 Autres critères de qualité des parois de trou	82
II.3 Détermination des conditions de perçage.....	85
II.3.1 Etude comparative des défauts de perçage	87
II.3.2 Choix des paramètres de coupe	93
II.4 Etude comparative entre les paramètres de rugosité et d'autres critères de qualité.....	94
II.5 Conclusion	99
III. CHAPITRE III	101
CINETIQUE D'ENDOMMAGEMENT EN MATAGE PUR.....	101
III.1 Introduction.....	101
III.2 Analyse expérimentale du comportement mécanique en matage	101
III.2.1 Méthodologie expérimentale des essais de matage	101
III.2.2 Comportement en matage	102
III.2.3 Méthodologie des essais sur tranche.....	114
III.2.4 Comportement en matage/compression.....	116
III.3 Analyse numérique de la cinétique d'endommagement par matage.....	123
III.3.1 Théorie de l'endommagement	124
III.3.2 Lois à critères de rupture	127

III.3.3	Modélisation numérique des essais sur tranche.....	140
III.3.4	Modélisation 3D du matage pur	155
III.4	Conclusion	164
IV.	CHAPITRE IV	165
	COMPORTEMENT MECANIQUE EN COMPRESSION.....	165
IV.1	Introduction.....	165
IV.2	Analyse expérimentale du comportement mécanique quasi-statique des stratifiés en compression trouée	165
IV.2.1	Méthodologie expérimentale	165
IV.2.2	Comportement en compression trou non habité.....	166
IV.2.3	Comportement en compression trou habité sans serrage du boulon (avec un pion).....	176
IV.2.4	Comportement en compression trou habité avec serrage du boulon	179
IV.3	Analyse numérique du comportement mécanique quasi-statique des stratifiés en compression trouée.....	184
IV.3.1	Compression trou non habité.....	185
IV.3.2	Compression trou habité avec un pion.....	193
IV.3.3	Compression trou habité avec serrage du boulon	202
IV.4	Analyse expérimentale du comportement mécanique en fatigue et tenue résiduelle des stratifiés en compression trouée	211
IV.4.1	Méthodologie expérimentale des essais de fatigue.....	211
IV.4.2	Comportement en fatigue	212
IV.4.3	Méthodologie des essais de tenue résiduelle en compression trou habité avec serrage	214
IV.4.4	Comportement en tenue résiduelle en compression	214
IV.5	Conclusion	220
	CONCLUSION GENERALE.....	223

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	227
ANNEXE 1	237
CRITERES NORMALISES D'ETAT DE SURFACE.....	237
ANNEXE 2	241
PROTOCOLE DE MESURE DE RUGOSITE.....	241
ANNEXE 3	247
GEOMETRIE DES EPROUVETTES D'ESSAI.....	247
ANNEXE 4	251
COMPORTEMENT MECANIQUE EN FLEXION	251
ANNEXE 5	261
COMPORTEMENT MECANIQUE EN PULL-THROUGH.....	261
ANNEXE 6	267
DETERMINATION D'UN SEUIL D'ACCEPTABILITE DE SURFACE PORTANTE EN MATAGE PUR	267

NOTATIONS PRINCIPALES DES LOIS D'ENDOMMAGEMENT DES MODELES NUMERIQUES

S	Section d'un matériau sain
\tilde{S}	Section d'un matériau endommagé
S_D	Aire relative corrigée des dommages
D	Variable d'endommagement
E	Module d'Young du matériau sain
\tilde{E}	Module d'Young du matériau endommagé
$\tilde{\sigma}$	Contrainte effective
$\tilde{\sigma}_S$	Contrainte seuil d'endommagement
ε^e	Déformation élastique
d_i	Variable d'endommagement correspondant à un cycle de chargement i
d_{ij}	Variable d'endommagement correspondant aux différentes directions de sollicitation ($i, j=1, 2, 3$)
C	Matrice de rigidité du pli élémentaire
V_k	Ensemble des variables d'écroutissage
$\rho\Psi$	Potentiel d'état d'énergie libre
$\rho\Psi_e(\varepsilon^e, d)$	Potentiel d'état élastique endommageable
$\rho\Psi_p(V_k, d)$	Potentiel d'état thermoplastique
$\sigma(\varepsilon^e, d)$	Contrainte calculée en fonction de d et ε^e
$Y_D(\varepsilon^e, d)$	Taux de restitution d'énergie libre calculée en fonction de d et ε^e
f_d	Critère de rupture de forme quadratique (type Hashin)
r_i	Critère de rupture correspondant à un cycle de chargement i
$f_i(\sigma, d, r_i)$	Fonction seuil d'endommagement
m_i	Paramètre décrivant la forme du comportement après rupture
$g_i(\sigma, d)$	Critère de rupture et/ou d'endommagement
σ^{RT}	Contrainte à rupture en traction
σ^{RC}	Contrainte à rupture en compression
σ_{ij}^R	Contrainte à rupture en cisaillement ($i, j=1, 2, 3$)
σ_{ij}^S	Contrainte normale seuil (à partir de laquelle l'endommagement débute)
σ_{ij}^{ST}	Contrainte seuil (à partir de laquelle l'endommagement débute) en cisaillement
$\tan \theta$	Coefficient prenant en compte l'augmentation de la rupture sans fibres en présence de serrage
$\tan \varphi$	Coefficient de frottement après décohésion fibres/matrice lorsque le pli est en compression transverse
δ	Déformation des éléments d'interfaces (saut de déformation)
$\phi_i(\sigma, \delta)$	Potentiel d'endommagement
σ_0	Contrainte normale à l'initiation de la fissure en mode I
τ_0	Contrainte de cisaillement à l'initiation de la fissure en mode I
δ_{ic}	Déplacement critique en mode I ou II
δ_0	Déplacement à l'initiation de la fissure
δ_m	Déplacement à la propagation totale de la fissure
G_{ic}	Taux de restitution d'énergie ($i=I, II$)
α	Coefficient de couplage des modes de propagation de fissures I et II
β	Coefficient de couplage des modes de propagation de fissures I et II
δ_{ij}	Déplacement des interfaces en cisaillement
K_{ij}	Raideur des interfaces

G_d	<i>Taux de restitution d'énergie dissipée</i>
G_c	<i>Taux de restitution d'énergie critique</i>
a	<i>Paramètre des effets de délocalisation</i>
τ	<i>Paramètre des effets de délocalisation (effet retard)</i>
d_s	<i>Valeur seuil de la variable d'endommagement</i>
η	<i>Paramètre donnant la forme du critère de délaminage</i>

LISTE DES FIGURES ET DES TABLEAUX

Figure 1 Comparaison entre AIRBUS A380 et A350 en termes de pourcentage de matériaux composites (Piquet, 2012).....	15
Figure 2 Comparaison entre les profils de rugosité d'un usinage a) d'un matériau composite de type carbone/époxy et b) d'un matériau métallique (titane TA6V)	16
Figure 3 Paramètres de coupe.	21
Figure 4. Géométrie d'un foret hélicoïdal ISO 3002/1-1982	23
Figure 5 Micrographie d'un délaminage créée par l'âme d'un foret (SURCIN, 2005)	24
Figure 6. Foret hélicoïdal	25
Figure 7. Foret étagé.....	25
Figure 8. Outil Dague	26
Figure 9. Outil de poinçonnage.....	26
Figure 10. Trépan à concrétion diamantée	26
Figure 11. Outil scie.....	27
Figure 12 Outils $\frac{3}{4}$	27
Figure 13 Outil revêtu TiN (Sandvik Coromant).....	28
Figure 14. Forets en carbure (micrograin) de tungstène.	28
Figure 15. Outil PCD.....	29
Figure 16 Défauts liés au perçage du CFRP (PIQUET, 1999)	30
Figure 17. Critère de circularité (KOENIG, et al., 1989).....	31
Figure 18. Sollicitations des fibres selon leur angle par rapport à la vitesse de coupe (SURCIN, 2005)	32
Figure 19. Fibres à 0° par rapport à Vc a) Illustration de la pénétration de l'arête de coupe Paroi de trou avec des fibres à 0° par rapport à Vc (SURCIN, 2005).....	32
Figure 20 Fibres à -45° par rapport à Vc a) Illustration de la pénétration de l'arête de coupe b) Paroi de trou avec des fibres à -45° par rapport à Vc (SURCIN, 2005)	33
Figure 21. Fibres à 90° par rapport à Vc: Illustration de la pénétration de l'arête de coupe	33
Figure 22. Fibres à +45° par rapport à Vc: Illustration de la pénétration de l'arête de coupe (SURCIN, 2005)	33
Figure 23. Observation des deux faces des entailles (éprouvettes Iosipescu) (GHIDOSSI, 2003).....	34
Figure 24. Initiation d'un délaminage en sortie de trou (HOCHENG, et al., 1990).....	36
Figure 25. Calcul du profil brut d'une surface (KARRER, 2009)	40
Figure 26. Pt (hauteur totale de profil).....	40
Figure 27. Le facteur de rugosité Ra.....	41
Figure 28. Rt (hauteur totale de profil).....	42
Figure 29. Rz.....	42
Figure 30. Wt (hauteur totale de profil).....	43
Figure 31. Courbe du taux de longueur portante (KARRER, 2009).....	43
Figure 32. Fissures en sortie de trou (DAVIM, et al., 2007)	45
Figure 33. Cas critique lors de l'usinage des FRP : a) fissures b) aire uniforme de défauts (DAVIM, et al., 2007).....	45
Figure 34. Détermination de l'aire endommagée à l'entrée (a) en entrée du trou et (c) à la sortie du trou (Vc=70m/min et N=0.25mm/tr) (DAVIM, et al., 2007)	46
Figure 35 « Trous » dans la surface usinée dans la configuration +15°c.....	47
Figure 36 Fibres dépassant de la surface usinée dans la configuration +45°c.....	47
Figure 37. Superposition des facteurs de concentration de contraintes : Trou avec des défauts (AROLA, et al., 2003).....	48
Figure 38. Rayon moyen des pics (AROLA, et al., 2003)	48

Figure 39. Modèle d'Young de l'interface solide/liquide (OUTAHYON, 2008).....	50
Figure 40. Exemple de reconstitution d'une surface défoncée (OUTAHYON, 2008).....	51
Figure 41. Modes de ruptures des pièces composites percées (US Military Handbook 17).....	52
Figure 42. « Kink-band » apparaissant sur des plis à 0° suite au matage (XIAO, et al., 2005).....	54
Figure 43. Schéma des effets hors plan dans un stratifié soumis au matage (GOHORIANU, 2008).....	55
Figure 44 Cinétique d'endommagement par matage (IRISARRI, et al., 2012).....	56
Figure 45. Localisation des déformations maximales (GUEGAN, 1994).....	57
Figure 46 Evolution de la tenue au matage en fonction du facteur de délaminage (DURÃO, et al., 2008).....	59
Figure 47. Effet du facteur "paramètres de coupe" sur la tenue au matage (KRISHNARAJ, et al., 2007).....	60
Figure 48. Défauts visualisés aux rayons X (HAMDOUN, et al., 2006).....	61
Figure 49. Evolution du module sécant en fonction du nombre de cycles pour deux lots d'éprouvettes (HAMDOUN, et al., 2006).....	61
Figure 50. Cartographie aux rayons X d'une éprouvette sans défauts de perçage avant (a) et après l'essai (b) de fatigue et d'une éprouvette avec des défauts de perçage avant (c) et après l'essai (d) (HAMDOUN, et al., 2006).....	62
Figure 51 Variation angulaire du vecteur « direction de la vitesse de coupe ».....	70
Figure 52 Position théorique des principaux défauts sur des parois de trou « étalé ».....	71
Figure 53 Observations microscopiques des parois de trous des deux types de stratifiés.....	71
Figure 54 Coupes microscopiques des défauts de paroi les plus importants.....	72
Figure 55 Méthodologie de polissage des éprouvettes.....	73
Figure 56. Défauts de perçage sur les plis à 0°.....	73
Figure 57 Défauts de perçage sur les plis à 45°.....	74
Figure 58. Défauts de perçage sur les plis à 90°.....	75
Figure 59 Défauts de perçage sur les plis à -45°.....	76
Figure 60 Périmètre occupé par les défauts de perçage les plus importants.....	77
Figure 61 Montage pour les mesures de rugosité.....	78
Figure 62 Positionnement de l'éprouvette sur le montage.....	79
Figure 63 Trois principaux profils normalisés d'état de surface (µm).....	80
Figure 64. Défauts de paroi les plus importants sur un stratifié quasi-isotrope.....	80
Figure 65. Défauts de paroi les plus importants sur un stratifié fortement orienté.....	81
Figure 66. Comparaison entre une cartographie du rugosimètre et observations microscopiques.....	81
Figure 67. Fibres mal coupées apparaissant à la surface du trou.....	82
Figure 68. Méthodologie de calcul de la surface portante.....	83
Figure 69. Représentation d'un exemple de surface de paroi de trou et de la surface portante de cette même paroi.....	84
Figure 70. Zone « réelle » de matage.....	84
Figure 71. Zones de ruptures en compression.....	85
Figure 72. Usure du foret.....	86
Figure 73 Définition d'une boîte à moustaches.....	87
Figure 74 Evolution de Ra en fonction des conditions de coupe.....	88
Figure 75 Evolution de Pt en fonction des conditions de coupe.....	89
Figure 76. Longueurs d'évaluation des profils P, R et W.....	90
Figure 77 Evolution de Rt en fonction des conditions de coupe.....	91
Figure 78 Evolution de Wt en fonction des conditions de coupe.....	92
Figure 79 Exemple d'une zone affectée thermiquement.....	93
Figure 80 Cartographie de la paroi d'un trou de chaque configuration.....	95
Figure 81. Evolution « idéale » des paramètres normalisés en fonction du % de surface portante.....	95

Figure 82. Evolution « réelle » des paramètres normalisés en fonction du % de surface portante.....	96
Figure 83. Influence du changement de la géométrie du palpeur sur les critères normalisés de qualité des trous.....	97
Figure 84 Influence du changement de la géométrie du palpeur sur le critère de surface portante	98
Figure 85. Dispositif d'essai de matage.....	102
Figure 86. Courbe type d'un essai de matage.....	102
Figure 87 Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration	103
Figure 88. Cartographie de la paroi d'un demi-trou de chaque configuration.....	103
Figure 89. Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration.....	104
Figure 90 Cartographie de la paroi d'un demi-trou de chaque configuration.....	105
Figure 91. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction des paramètres normalisés d'état de surface	106
Figure 92. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante.	107
Figure 93 Fibres dépassant de la surface usinée	108
Figure 94. Comportement en matage des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	109
Figure 95. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction des paramètres normalisés d'état de surface	110
Figure 96. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.....	111
Figure 97. Comportement en matage des éprouvettes du stratifié fortement orienté.	112
Figure 98. Distribution des contraintes dans les plis liée à la présence de défauts de paroi.	113
Figure 99. Géométrie des éprouvettes des essais sur tranche.....	114
Figure 100. Méthodologie de création des défauts sur les éprouvettes des essais sur tranche.	114
Figure 101. Montage d'essai de matage sur tranche	115
Figure 102. Montage d'essai de matage sur tranche avec un effort de compression appliqué sur l'épaisseur.....	115
Figure 103. Positionnement de l'éprouvette dans le montage d'essai sur tranche.	116
Figure 104. Comportement en matage/compression des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	116
Figure 105. Comportement en matage/compression des éprouvettes du stratifié fortement orienté	117
Figure 106. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope sans défauts de paroi	117
Figure 107 Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope avec des défauts de paroi	118
Figure 108. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté sans des défauts de paroi.	119
Figure 109 . Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté avec des défauts de paroi.	119
Figure 110. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope sans défauts de paroi et avec « serrage ».	120
Figure 111. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope avec des défauts de paroi et avec « serrage ».	121
Figure 112. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté sans défauts de paroi et avec « serrage ».	121
Figure 113. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté avec des défauts de paroi et avec « serrage ».	122
Figure 114 Schématisation de l'endommagement par fissuration.....	124
Figure 115. Influence du paramètre m sur le comportement $\tilde{\sigma}$ a) Modèle de Matzenmiller, b) modèle modifié (contrainte seuil/rupture à 60 MPa).....	128
Figure 116 : Comportement $\tilde{\sigma}$ du modèle à deux critères endommagement-rupture (Seuil d'endommagement 30 MPa, rupture 80 MPa, $m_1=2$, $m_2=15$)	128

Figure 117. Comportement du modèle cohésif en traction/compression.....	133
Figure 118. Comportement du modèle cohésif en cisaillement	133
Figure 119. Comportement de l'interface en mode mixte ; Evolution de l'endommagement associé	136
Figure 120 Evolution de l'effort à rupture en fonction de τ et du raffinement de maillage pour un comportement en matage pur sur plaque demi-trou	137
Figure 121 Etendue des dommages sens fibres des plis 0° pour une stratification I en matage pur	138
Figure 122 Exemple de maillage d'un stratifié $[(0/90)_2]_S$ introduisant des éléments d'interface intra et inter laminaire	138
Figure 123 Modèle numérique de matage en déformations planes FO.....	141
Figure 124 Modélisation du serrage et du chargement en compression.....	141
Figure 125 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques du modèle 2D sans serrage pour le stratifié quasi-isotrope	142
Figure 126 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 2D et 3D sans serrage pour le stratifié fortement orienté	146
Figure 127 Comparaison entre les faciès de rupture expérimentaux (a) et numériques (b) pour les essais sur tranche (stratifié fortement orienté).....	147
Figure 128 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 2D avec serrage pour le stratifié quasi-isotrope	148
Figure 129 Cartographies d'endommagement dans les plis à la rupture de l'éprouvette.....	152
Figure 130 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 2D avec serrage pour le stratifié fortement orienté.....	152
Figure 131 Modèle 3D de matage pur	155
Figure 132 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de matage pur pour le stratifié quasi-isotrope.....	156
Figure 133 Initiation de l'endommagement en bord de trou en matage pur pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	157
Figure 134 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi.....	158
Figure 135 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi.....	159
Figure 136 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi.....	160
Figure 137 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi.....	161
Figure 138 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou après le pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	162
Figure 139 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de matage pur pour le stratifié fortement orienté	163
Figure 140. Différents types d'essais de compression troués habités réalisés	166
Figure 141. Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration	166
Figure 142. Cartographie de la paroi d'un trou de chaque configuration.....	167
Figure 143. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction des paramètres normalisés d'état de surface.	168
Figure 144. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante	169
Figure 145 Comportement en compression trou non habité sans serrage des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	170

Figure 146 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou non habité	170
Figure 147. Position des défauts de perçage sur les plis à 0° et des zones d'initiation des ruptures par rapport à l'axe du chargement en compression trou non habité	171
Figure 148 Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration.....	172
Figure 149. Cartographie de la paroi d'un trou de chaque configuration.....	172
Figure 150. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction des paramètres normalisés d'état de surface	173
Figure 151 . Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.....	174
Figure 152 Comportement en compression trou non habité sans serrage des éprouvettes du stratifié fortement orienté	175
Figure 153 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou non habité	175
Figure 154. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante	176
Figure 155 Comportement en compression trou habité sans serrage des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	177
Figure 156 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou habité avec un pion	177
Figure 157 Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.....	178
Figure 158 Comportement en compression trou habité sans serrage des éprouvettes du stratifié fortement orientées	178
Figure 159. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante	180
Figure 160 Comportement en compression trou habité avec serrage des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	180
Figure 161 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou habité avec serrage	181
Figure 162. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.....	182
Figure 163 Comportement en compression trou habité avec serrage des éprouvettes du stratifié fortement orienté	182
Figure 164 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou non habité	183
Figure 165 Modèle volumique de compression trou non habité.....	185
Figure 166 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D et 2D coque de compression trou non habité pour le stratifié quasi-isotrope	185
Figure 167 Initiation de l'endommagement en bord de trou en compression trou non habité pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	186
Figure 168 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	187
Figure 169 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi.....	188
Figure 170 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	189
Figure 171 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	190
Figure 172 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou après la rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	191
Figure 173 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou non habité pour le stratifié fortement orienté	192
Figure 174 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D et 2D coque de compression trou habité avec un pion pour le stratifié quasi-isotrope	194

Figure 175 Initiation de l'endommagement en bord de trou en compression trou habité avec un pion pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi pli	194
Figure 176 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	195
Figure 177 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi.....	196
Figure 178 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	197
Figure 179 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	198
Figure 180 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou après la rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	199
Figure 181 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou habité avec un pion pour le stratifié fortement orienté.....	200
Figure 182 Modèle numérique de compression trou habité avec serrage du boulon.....	202
Figure 183 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou habité avec serrage pour le stratifié quasi-isotrope	203
Figure 184 Initiation de l'endommagement en bord de trou en compression trou habité avec serrage du boulon pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	204
Figure 185 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	205
Figure 186 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi.....	206
Figure 187 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	207
Figure 188 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	208
Figure 189 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à la rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi	209
Figure 190 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou habité avec serrage pour le stratifié fortement orienté.....	210
Figure 191. Suivi de l'endommagement en fatigue d'une éprouvette quasi-isotrope par ultrasons.....	212
Figure 192 Comparaison entre les cartographies ultrasons et les clichés rayons X.....	212
Figure 193. Suivi de l'endommagement en fatigue des éprouvettes fortement orientées par ultrasons	213
Figure 194. Comparaison entre les cartographies ultrasons et les clichés rayons X.....	213
Figure 195 Evolution de la raideur en traction en fonction du nombre cycles pour éprouvettes QI.....	215
Figure 196 Evolution de la raideur en compression en fonction du nombre cycles pour éprouvettes QI	215
Figure 197 Evolution de la raideur en traction en fonction du nombre cycles pour éprouvettes FO.....	216
Figure 198 Evolution de la raideur en compression en fonction du nombre cycles pour éprouvettes FO	217
Figure 199 Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante	217
Figure 200 Tenue résiduelle en compression des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	218
Figure 201 Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.....	218
Figure 202 Tenue résiduelle en compression des éprouvettes du stratifié fortement orienté.....	219

Figure 203 Exemple de modèle d'écrasement avec des SPH (ESPINOSA, et al., 2012).....	225
Figure 204 Essai Bi-axial.....	225
Figure A 1 Taux de longueur portante.....	238
Figure A2 Evolution de Ra en fonction du nombre de mesures.....	242
Figure A3 Diagramme d'étendue glissante d'une série de douze mesures.....	243
Figure A 4 Influence du pas de mesure sur le paramètre Pv.....	244
Figure A5 Vérification de la symétrie des défauts de paroi.....	245
Figure A6 Géométrie des éprouvettes de matage demi-trou.....	247
Figure A 7 Géométrie des éprouvettes de compression.....	248
Figure A 8 Géométrie des éprouvettes de flexion.....	248
Figure A9 Géométrie des éprouvettes de pull-through.....	249
Figure A 10 Essai de flexion 4 points.....	251
Figure A 11 Evolution de l'effort de flexion et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante.....	252
Figure A 12 Comportement en flexion des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	252
Figure A 13 Evolution de l'effort de flexion et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.....	253
Figure A 14 Comportement en flexion des éprouvettes du stratifié fortement orienté.....	253
Figure A 15 Rupture en compression du 1er pli lors de l'essai de flexion.....	254
Figure A16 Modèle coque de flexion 4 points.....	255
Figure A 17 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques du modèle de flexion 4 points pour le stratifié fortement orienté.....	255
Figure A18 Etat d'endommagement dans le pli à 45° à l'initiation de la rupture de l'éprouvette.....	256
Figure A 19 Etat d'endommagement dans le pli à 45° au 1er pic d'effort.....	256
Figure A 20 Etat d'endommagement dans le pli à 0° au 1er pic d'effort.....	257
Figure A 21 Etat d'endommagement dans le pli à -45° au 1er pic d'effort.....	257
Figure A 22 Etat d'endommagement dans le pli à 90° au 1er pic d'effort.....	258
Figure A 23 Comparaison de l'état d'endommagement sens fibres entre les plis en compression et en traction après le 1er pic d'effort.....	259
Figure A 24 Essai d'arrachement de la fixation (pull-through).....	261
Figure A 25 Evolution de l'effort de traction et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante.....	262
Figure A 26 Comportement en pull-through des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.....	262
Figure A 27 Evolution de l'effort de traction et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.....	263
Figure A 28 Comportement en pull-through des éprouvettes du stratifié fortement orienté.....	263
Figure A 29 Faciès de rupture des éprouvettes de pull-through.....	264
Figure A 30 Modèle volumique de pull-through.....	265
Figure A 31 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques du modèle de pull-through pour le stratifié quasi-isotrope.....	266
Figure A 32 Cartographies des déplacements nodaux à la rupture de l'éprouvette.....	266
Figure A 33 Illustration de l'envergure et de la profondeur d'un défaut de paroi.....	267
Figure A 34 Influence de la profondeur des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié quasi-isotrope.....	268
Figure A 35 Influence de la profondeur des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié quasi-isotrope.....	268
Figure A 36 Influence de l'envergure des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié quasi-isotrope.....	269
Figure A 37 Influence de l'envergure des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié fortement orienté.....	269

Tableau 1. Pourcentage de délaminage observé en fonction du type d'outil utilisé (DURÃO, et al., 2009)	38
Tableau 2. Pourcentage de baisse des performances mécaniques des pièces composites percées en fonction du type d'outil et/ou de la méthode de perçage (PERSSON, et al., 1997).....	58
Tableau 3 Séquence d'empilement des deux stratifiés de l'étude	70
Tableau 4. Configurations de perçage testées.....	86
Tableau 5. Calcul des p-valeurs pour le critère Ra.....	89
Tableau 6. Calcul des p-valeurs pour le critère Pt.....	90
Tableau 7 Calcul des p-valeurs pour le critère Rt.....	91
Tableau 8 Calcul des p-valeurs pour le critère Wt.....	92
Tableau 9. Paramètres de coupe choisis.	93
Tableau 10. Influence du changement de la géométrie du palpeur sur les valeurs caractéristiques des boîtes à moustaches des critères normalisés.	97
Tableau 11 Influence du changement de la géométrie du palpeur sur les valeurs caractéristiques des boîtes à moustaches de surface portante.....	98
Tableau 12 Caractéristiques du pli	139
Tableau 13 caractéristiques de la matrice	140
Tableau 14 Cartographies d'endommagement des plis à l'initiation de la rupture	143
Tableau 15 Cartographies d'endommagement des plis au pic de matage/compression.....	144
Tableau 16 Cartographies d'endommagement des plis après le pic de matage/compression.....	145
Tableau 17 Cartographies d'endommagement des plis à l'initiation de la rupture	149
Tableau 18 Cartographies d'endommagement des plis au 1er pic de matage/compression	150
Tableau 19 Cartographies d'endommagement des plis au 2ème pic de matage/compression	151
Tableau 20 Récapitulatif des résultats d'essais et des modèles numériques 2D	153
Tableau 21 Influence du serrage sur le confinement des défauts de paroi.....	154
Tableau 22 Récapitulatif des résultats d'essais et des modèles numériques de matage pur	164
Tableau 23 Récapitulatif des résultats d'essais et des résultats numériques pour la compression trou non habité.....	193
Tableau 24 Récapitulatif des résultats d'essais et des résultats numériques pour la compression trou habité avec un pion.	201
Tableau 25 Récapitulatif des résultats d'essais et des résultats numériques pour la compression trou habité avec serrage du boulon.....	211
Tableau 26 Comparaison entre la tenue résiduelle en compression et la tenue en compression statique.....	220
Tableau A1 Paramètres d'amplitude (KARRER, 2009).....	237
Tableau A2 Paramètres d'espacement (KARRER, 2009).....	238
Tableau A3 Paramètres hybride (KARRER, 2009).....	238
Tableau A 4 Paramètres associés au taux de longueur portante (KARRER, 2009).....	239
Tableau A 5 Résultat des douze mesures réalisées sur le même profil	241

INTRODUCTION GENERALE

Contexte industriel

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés pour des pièces structurales dans les nouvelles générations d'avions. Leurs hautes performances mécaniques ainsi que leur légèreté sont des atouts par rapport aux matériaux métalliques. Cette augmentation du pourcentage de matériaux composites dans les avions est encore plus flagrante entre les AIRBUS A380 (25 à 30% de matériaux composites) et A350 (53%). Dans les AIRBUS A380, la quasi-totalité du caisson central, le cône arrière ainsi que le bouclier de pressurisation arrière sont en matériaux composites. La particularité de l'AIRBUS A350 est que c'est un avion « tout composite ». Plus globalement, le fuselage ainsi que les ailes de l'AIRBUS A350 seront en matériaux composites de type carbone / époxy.

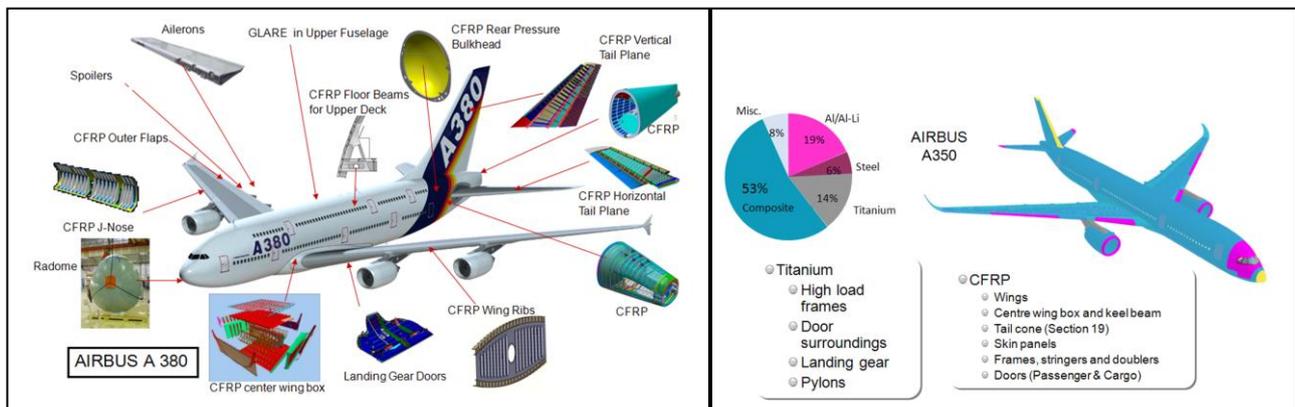


Figure 1 Comparaison entre AIRBUS A380 et A350 en termes de pourcentage de matériaux composites (Piquet, 2012)

L'optimisation en masse serait maximale s'il était possible de supprimer totalement les assemblages des pièces composites entre elles. L'état de l'art ne le permettant pas, la jonction est donc réalisée par des fixations mécaniques. Afin d'installer ces fixations mécaniques, des perçages sont réalisés dans ces structures à matériaux hétérogènes. Une opération d'usinage sur des matériaux composites induit de l'enlèvement de matière et coupe ainsi la continuité des fibres. De plus, lors du perçage de matériaux composites en carbone/époxy à fibres continues, il apparaît des dommages spécifiques et pénalisants pour la structure. Il s'agit de défauts d'entrée, de paroi et de sortie de trou. De nombreux travaux de recherche ont été réalisés afin d'évaluer l'influence des défauts de perçage. Dans ces travaux, l'on s'est intéressé à ces défauts soit pris dans leur ensemble, soit, de manière plus fréquente, en se focalisant sur l'influence des délaminages en sortie de trou sur la tenue mécanique des assemblages carbone/carbone ou mixtes. Ainsi, si l'influence des défauts d'entrée et de sortie de trou sur la tenue mécanique des assemblages est relativement connue, la contribution isolée des défauts de paroi de trou à la tenue mécanique des assemblages reste à explorer. Dans cette recherche, on se restreindra donc à l'étude de l'influence des défauts de paroi.

Problématique

Sur la paroi d'un trou usiné dans un stratifié, on rencontre des défauts du même type que ceux rencontrés lors du perçage des matériaux métalliques (cylindricité, circularité) ; Mais, il apparaît en plus des défauts spécifiques (arrachements de paquets de fibres et de matrice, déchaussement de fibres, brûlures de matrice...) propres aux matériaux composites.

Les techniques et les critères de contrôle des parois de trous réalisés dans les structures composites sont aujourd'hui quasi-identiques à ceux utilisés pour les matériaux métalliques. Le critère principal appliqué pour qualifier et quantifier l'état de la paroi d'un trou est la rugosité R_a . La Figure 2 représente deux faciès de rugosité (le 1^{er} est le faciès de rugosité d'un usinage sur du carbone/époxy (a) et le 2nd est le faciès de rugosité obtenu lors de l'usinage dans du titane TA6V (b)). Le critère R_a représente la moyenne arithmétique des écarts du profil de rugosité autour de la ligne centrale. Globalement ce critère est une moyenne des moyennes des écarts de profil sur chacune des longueurs de base.

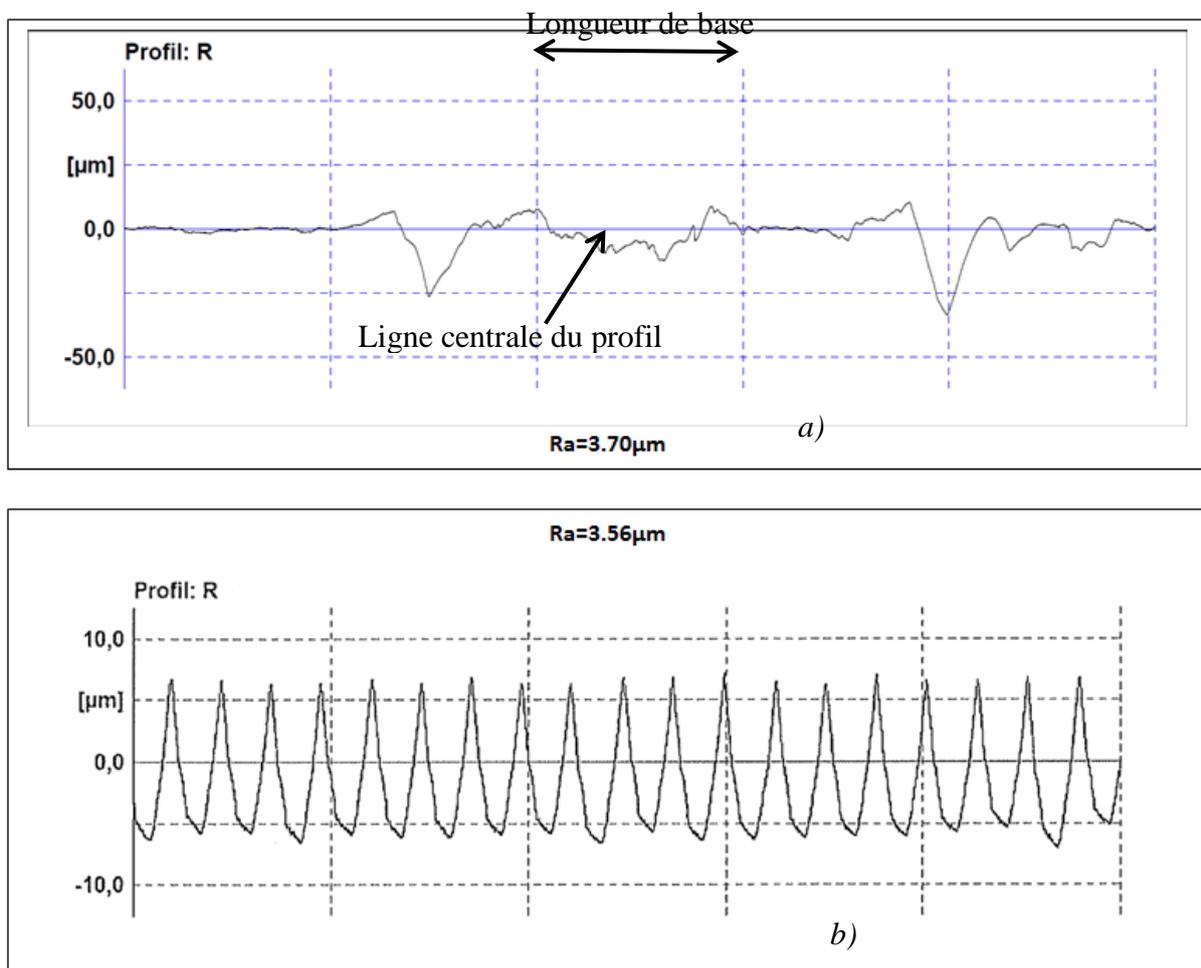


Figure 2 Comparaison entre les profils de rugosité d'un usinage a) d'un matériau composite de type carbone/époxy et b) d'un matériau métallique (titane TA6V)

On peut constater que le profil de rugosité de la pièce en titane est assez régulier. Néanmoins, même pour les matériaux métalliques, la mesure du R_a peut être un indicateur de qualité de

surface à la seule condition que la gamme de fabrication soit stabilisée. En effet, il peut arriver que les comportements en fatigue de deux pièces métalliques ayant le même Ra soient complètement différents.

L'anisotropie et l'hétérogénéité des matériaux composites posent un problème important en termes de répétabilité des états de surface obtenus. De plus, le faciès de rugosité de l'usinage dans le carbone/époxy ne présente aucune régularité.

La question qui découle de ces observations est : est-il judicieux d'appliquer les mêmes méthodes et critères de contrôle que par le passé pour des types de défauts si différents ?

La problématique soulevée par ce sujet est de savoir si le critère de rugosité issu de la culture métallique convient pour décrire l'état de surface de la paroi d'un trou dans les structures composites. Si non, quel est le critère le plus en adéquation avec ces matériaux ainsi que le moyen de le mesurer. Ce questionnement scientifique est l'un des objets de ce travail de thèse de doctorat.

Objectifs

Pour analyser la problématique scientifique, dans un 1^{er} temps, il s'agira de répertorier dans la littérature l'ensemble des défauts spécifiques liés au perçage des structures composites et de les classer. Dans un 2nd temps, une étude expérimentale permettra de les mettre en évidence, de les quantifier et enfin de comprendre leurs mécanismes d'apparition. Par la suite, la cinétique d'endommagement par matage sera établie au travers de deux types d'essais mécaniques et d'une analyse numérique par éléments finis des essais. Enfin, le comportement en compression statique et en fatigue des éprouvettes trouées sera évalué. Trois types d'essais de compression statique seront réalisés et modélisés numériquement.

La mise en lumière de cette trame conduit à la répartition en quatre chapitres de ce travail suivi d'une conclusion générale.

- Le 1^{er} chapitre est une étude bibliographique dans laquelle sont analysés des travaux antérieurs traitant du perçage des matériaux composites, des défauts induits par les techniques d'usinage par outils coupants, les méthodes de contrôle des trous, des critères de qualité appliqués sans oublier le comportement mécanique des pièces composites trouées liés à la présence de défauts de perçage. Ce chapitre a permis de donner la démarche scientifique permettant d'orienter ce travail de recherche.
- Le 2nd chapitre décrit essentiellement la partie expérimentale relative à l'usinage et au contrôle des trous. A cette fin, de nombreux perçages ont été réalisés sur deux plaques en carbone/époxy à fibres continues de séquences d'empilement différentes (l'une quasi-isotrope et l'autre fortement orientée) fournies par la société AIRBUS. La réalisation d'un grand nombre de perçages a permis d'obtenir un panel exhaustif d'états de surface de paroi extrêmes. Par la suite, des contrôles dimensionnels et d'état de surface de ces parois ont été effectués et pour finir des observations micrographiques ont été réalisées. Cette campagne d'essais de perçage et de contrôle a permis de valider les paramètres d'usinage qui ont été retenus pour le perçage des

éprouvettes d'essais mécaniques et aussi de proposer des critères de qualité pour les usinages dans les matériaux composites.

- Le 3^{ème} chapitre de ce travail porte sur l'analyse de la cinétique d'endommagement par matage liée à la présence de défauts de paroi. Pour ce faire, deux types d'essais mécaniques ont été réalisés : des essais de matage demi-trou assimilable à du matage pur, ainsi que des essais sur tranche grâce auxquels les modes d'endommagement microscopiques ont pu être observés. Une analyse comparative des résultats d'essais en prenant comme critères les paramètres normalisés de rugosité (Ra, Rt, Pt, Wt) et les critères de qualité proposés a été réalisée. Par la suite, ces deux types d'essais ont été modélisés numériquement afin de mieux cerner les différents phénomènes d'endommagement et de valider la fiabilité des modèles numériques.
- Le 4^{ème} chapitre met en lumière le comportement en compression des éprouvettes carbone/époxy et la manière dont il est influencé par la présence des défauts de paroi. Trois types d'essais de compression quasi-statiques ont été réalisés : des essais de compression sans fixation (OHC), des essais de compression avec une fixation et sans serrage, des essais de compression avec une fixation et avec serrage (FHC). Ces trois types d'essais ont été modélisés afin de corroborer les résultats expérimentaux et de mieux cerner la cinétique d'endommagement propre à chacun de ces essais. Par la suite, des essais de fatigue en traction/compression ainsi que la tenue résiduelle en compression après fatigue ont été réalisés afin d'évaluer l'influence de la présence des défauts de paroi sur le comportement en compression de pièces durant le cycle de vie d'un avion. D'autres types d'essais mécaniques (flexion 4 points et pull-through (arrachement de la fixation)) ont été réalisés et ensuite modélisés numériquement. Ces résultats sont présentés en annexes de cette thèse.
- Une conclusion générale consacrée à la synthèse du travail effectué ainsi que les perspectives ouvertes par ce travail termineront ce document.

I. CHAPITRE I

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1 Introduction

L'assemblage des structures composites par éléments mécaniques (appelées couramment fixations en aéronautique) génère plusieurs problématiques comme par exemple la maîtrise des opérations de perçage et le choix des fixations mécaniques. Ces éléments sont complexes, de conceptions très variées et très différentes, et doivent supporter les contraintes durant la durée de vie de l'avion. La problématique du choix des fixations peut s'avérer multi-physique avec en particulier les problèmes de corrosion par couplage galvanique avec le carbone. Dans cette étude, si nous utiliserons pour des essais des fixations titane, comme indiqué dans l'introduction, nous nous restreindront à la problématique posée par le perçage des stratifiés carbone. Il existe plusieurs méthodes telles que la découpe au jet d'eau ou au laser. Il a été démontré que la découpe au laser réduit grandement la tenue au matage des assemblages boulonnés (HOCHENG, 2005). En effet, la chaleur dégagée par le laser lors de la coupe crée une zone affectée thermiquement aux abords directs du trou entraînant ainsi une dégradation thermique de la matrice. La découpe au jet d'eau quant à elle crée des délaminages en sortie de trou et dans l'épaisseur d'autant plus importants quand l'axe du jet d'eau n'est pas correctement perpendiculaire au plan tangent à la surface à percer. De plus, ce type d'usinage semble difficilement envisageable lors d'opérations de réparations ou de maintenance (reprise d'humidité, etc...), (RAHME, 2008). L'usinage par outils coupants reste donc encore très largement prépondérant dans le domaine de l'aéronautique et nous nous limiterons à ce type de perçage.

Dans ce chapitre, il est proposé dans un premier temps, un recensement des différents défauts liés au perçage des structures composites. Puis, les phénomènes qui se produisent durant la coupe seront mis en lumière (influence des outils, des conditions de coupe...). Cette première partie permettra de choisir l'outil ainsi que les conditions de coupe qui seront utilisées tout au long de ce travail de thèse.

Dans une seconde partie, les critères utilisés pour qualifier ces usinages seront détaillés. L'accent sera mis sur les critères qualifiant l'état de surface des parois de trous. Il s'agit d'examiner la pertinence des critères usuels. Une analyse des autres critères sera proposée à la lumière de la problématique.

Dans la troisième partie de cette étude bibliographique, l'influence des défauts d'usinage sur le comportement mécanique des assemblages boulonnés (tenue mécanique, modes de rupture...) est analysée. L'idée sous-jacente est de voir s'il existe un essai discriminant sur lequel les défauts de paroi semblent avoir le plus d'influence et aussi de comprendre quelle

contribution ont les autres types de défauts de perçage à la tenue mécanique. On cherchera en particulier dans cette partie à déterminer si des études antérieures ont pu établir le lien entre les défauts de paroi de trou, les critères qualifiant ces défauts et la tenue mécanique des assemblages.

Pour terminer, la présentation de la démarche scientifique appliquée durant ce travail de thèse clôturera ce chapitre.

I.2 Problématique du perçage des matériaux composites par outils coupants

Ce chapitre traite des deux principales problématiques du perçage par outil coupant :

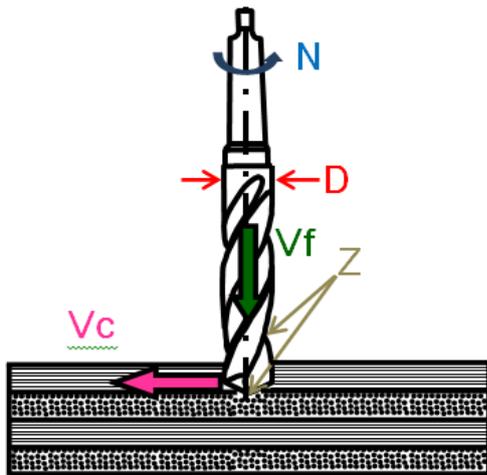
- Le choix des conditions de perçage : dans cette partie, seront détaillées les principaux paramètres liés à la coupe, les conditions de montage des pièces, la lubrification des outils coupants et enfin l'aspiration des micro-copeaux (assimilable à de la poussière) qui sont générés pendant la coupe.
- Le choix des outils coupants : Les géométries et les matériaux d'outils existant dans le domaine des outils coupants sont présentés. L'influence des différentes parties des outils sur l'apparition des défauts de perçage est investiguée tout comme la nécessité du choix de matériaux d'outils adaptés pour les composites.

Une conclusion dans laquelle seront détaillées les conditions de perçage, le choix des outils coupants utilisés dans ce travail de thèse ainsi que les différentes raisons pour lesquelles ces choix ont été faits clôturera ce chapitre.

I.2.1 Les conditions de perçage

Les paramètres de coupe :

Les paramètres de coupe principaux en usinage sont la vitesse de coupe V_c (caractérisée par la vitesse tangentielle relative entre la pièce et l'outil au point de contact) et la vitesse d'avance V_f (correspondant au déplacement effectué par l'outil ou la pièce pendant une minute). Ces paramètres sont donnés en Figure 3.



$$V_c = \frac{\pi \cdot D \cdot N}{1000} \quad \text{et} \quad V_f = f \cdot Z \cdot N$$

Avec N : Vitesse de rotation de l'outil (tr/min)

D : Diamètre de l'outil (mm)

Z : Nombre de dents de l'outil

Figure 3 Paramètres de coupe.

Pour obtenir un perçage de bonne qualité, il est nécessaire de contrôler les paramètres de coupe. De nombreuses études ont été réalisées pour démontrer les effets des conditions d'usinage sur la qualité des surfaces finales (cette partie sera détaillée dans les chapitres suivants).

Les conditions de montage :

La flexion subie par les structures composites sous l'action de l'effort de pénétration (avance) F_z du foret pendant l'opération de perçage est l'une des principales raisons du délaminage interlaminaire. Aussi, une structure percée avec un appui au droit du trou a moins de chance de subir des délaminages dans l'épaisseur et un écaillage en sortie qu'une autre percée sans appui. En effet, le perçage crée des efforts de poussée importants dans l'axe perpendiculaire au plan tangent de la pièce et pendant le perçage, plus le foret pénètre dans la matière et moins la partie restante à percer est rigide en flexion. La flexion des dernières couches sous l'action du foret est à l'origine des délaminages en sortie de trou (écaillage). Souvent, pour éviter ce type de défaut, une contreplaque (appui au droit du trou) est rajoutée afin d'augmenter la rigidité en flexion de la pièce et de s'affranchir ainsi des délaminages.

La lubrification :

C'est un paramètre d'usinage très important car il permet de refroidir localement la pièce et les outils. Elle facilite aussi le glissement et l'évacuation des copeaux lors de l'usinage. Toutefois, le choix du lubrifiant ou du réfrigérant doit être fait avec d'énormes précautions car l'expérimentation a montré que certains additifs contenus dans les huiles de coupe sont dommageables pour la matrice et parfois les fibres. La solution généralement retenue sur les chaînes d'assemblages consiste en une vaporisation du lubrifiant (microlubrification). Néanmoins pour certaines applications, l'usinage doit être fait à sec (problèmes d'évacuation des boues, réparations en chantiers...).

L'aspiration des poussières :

Lors de l'usinage des matériaux composites par outils coupants, il y a formation de copeaux de très petites dimensions assimilables à des particules de poussière très nuisibles pour les opérateurs, les glissières et les armoires électriques des machines outils (GUIDEZ, et al., 1999). Des études ont été réalisées afin d'identifier les risques encourus par les opérateurs lors de l'usinage des matériaux composites. Il en existe de 3 types :

Le risque pulmonaire : Ce risque est davantage lié à la structure physique de la fibre qu'à sa structure chimique. C'est donc la granulométrie de la fibre qu'il est important de connaître (forme, diamètre, longueur). En effet si le diamètre de la fibre est inférieur à 3 microns, le risque pulmonaire est important (fibres dites respirables) car ces fibres risquent d'être bloquées dans les alvéoles pulmonaires. Si le diamètre est supérieur à 8 microns, le risque est quasiment nul. Entre ces deux valeurs, il faut savoir être prudent et vigilant et prendre en compte le paramètre longueur/diamètre. Plus ce rapport est élevé, plus on est en présence de fibres réputées dangereuses car longues et fines pouvant pénétrer profondément dans l'arbre respiratoire (cas des fibres de longueur supérieure à 5 microns dont le rapport longueur/diamètre est supérieur à 5). Les fibres de carbone ont habituellement un diamètre variant entre 4,5 et 8 microns et ne sont donc théoriquement, pas respirables. Néanmoins, sous l'action d'une forte contrainte mécanique ou thermique, les fibres de carbone pourraient se diviser en fibres plus fines. Pour certains auteurs (ZUMWALDE, et al., 1980), elles peuvent donner lieu à la formation de particules respirables par réduction du diamètre et de la longueur des fibres de carbone.

Le risque cutané : Certaines personnes ressentent des démangeaisons au contact de fines particules de carbone.

Le risque cancérigène : L'utilisation relativement récente des fibres de carbones à l'échelon industriel ne permet pas d'avoir un recul suffisant sur la détection de pathologies de type cancer dont le délai d'apparition peut aller jusqu'à 50 ans après la fin de l'exposition. Lors d'une opération de perçage, la poussière qui se dégage est donc aspirée afin d'éviter tout risque au niveau de la santé des utilisateurs.

I.2.2 Les outils coupants

Les fibres de carbone et les matrices époxy ont une bonne usinabilité car ayant une rupture fragile par cisaillement. Il est alors possible de les usiner avec des outils coupants. Ce qui n'est le cas de tous les matériaux composites comme par exemple le polyaramide (kevlar). Le domaine des outils coupants pour les matériaux composites est en plein essor. Ceci est dû aux grandes diversités et complexités de ces matériaux et aux innovations des fabricants qui se positionnent sur ce marché. Pour les analyser, on s'intéressera d'abord à leurs différentes géométries puis ensuite aux types de matériaux et de revêtements durs qui sont proposés.

1.2.2.1 Géométrie d'outils

Il est fondamental de connaître la géométrie d'un foret hélicoïdal de base (ISO 3002/1-1982) afin de savoir comment se comporte en usinage chaque partie (voir Figure 4). Ce type de foret est à la base des améliorations spécifiques qui sont apportées à la géométrie dans le cas de l'usinage des matériaux composites.

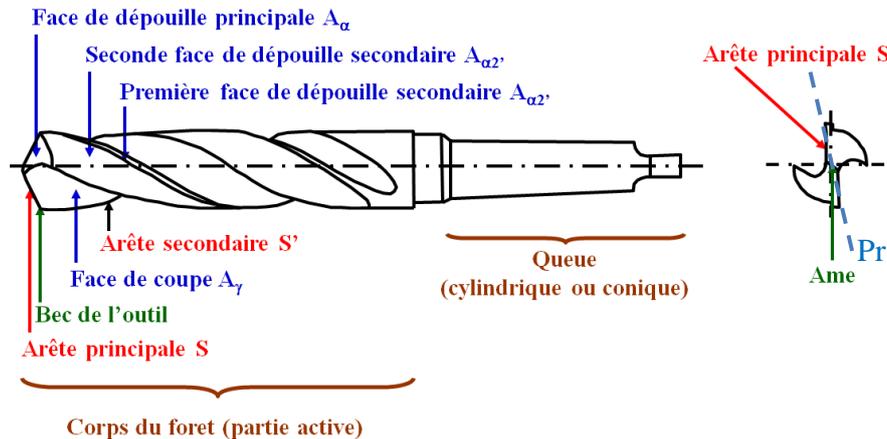


Figure 4. Géométrie d'un foret hélicoïdal ISO 3002/1-1982

Les principales caractéristiques et éléments géométriques d'un foret sont :

Le plan de référence (Pr) : C'est le plan qui passe par l'axe du foret et un point considéré de l'arête principale.

Face de coupe (A γ): Face le long de laquelle glisse le copeau.

L'angle de coupe (γ): C'est l'angle qui donne l'acuité de l'outil. Il est compris entre le plan de référence de l'outil (Pr) et la face de coupe principale (A γ). Un angle de coupe positif cisaille aisément la matière. L'action de coupe ne demande alors, qu'un effort physique relativement faible. Un angle de coupe négatif, par contre, ne cisaille pas la matière mais la repousse plutôt vers l'avant. Plus l'angle est important plus l'outil coupe, mais plus il est fragile, donc un compromis est nécessaire à ce niveau. C'est l'angle le plus important de la coupe.

La face en dépouille (A α) est la face de l'outil qui « voit » la surface usinée. Lorsqu'elle est usée (usure en dépouille VB), elle frotte sur la surface usinée d'où les échauffements et dégradations de l'outil. Son usure est un très bon indice de l'état de l'outil (usure en dépouille, principal outil de mesure de durée de vie des outils).

L'angle de dépouille sert simplement à éloigner la face en dépouille de la matière usinée afin de ne pas favoriser son usure et ne pas générer de frottements néfastes à l'état de surface préalablement obtenu.

L'angle de pointe : angle compris entre les projections des arêtes de coupe sur un plan parallèle à celles-ci, contenant l'axe de l'outil

Bec de l'outil: Il englobe et sert de liaison entre les faces de coupe et de dépouilles primaires et secondaires.

L'âme de l'outil : Elle assure la liaison entre les deux arêtes de coupe principales. Pour un foret de base, l'âme qui ne coupe pas représente 1/5 du diamètre du foret. Lors du perçage des matériaux métalliques, l'âme plastifie le métal qui est cisailé par les deux arêtes de coupe, de ce fait, cette partie du foret est très pénalisante dans le cadre du perçage des matériaux composites.

Généralement, les angles de coupe et l'étendue de l'âme du foret ont le plus d'influence sur la qualité de perçage d'un stratifié composite. L'âme du foret est une partie non coupante qui repousse et fait fléchir les fibres lors de l'opération de perçage initiant ainsi les délaminages en sortie de trou (Figure 5). Les fabricants d'outils proposent donc comme solution à ce problème des outils à âme coupante ou sans âme.

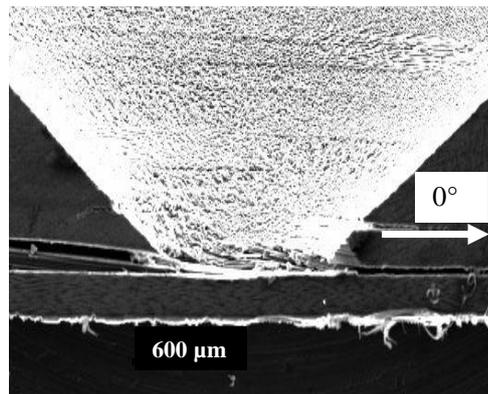


Figure 5 Micrographie d'un délaminage créée par l'âme d'un foret (SURCIN, 2005)

Plusieurs études ((ABRAO, et al., 2008), (HOCHENG, et al., 2003), (HOCHENG, et al., 2006), (LIN A, et al., 1996) (RUBIO, et al., 2008) (ZITOUNE, et al., 2007)) ont démontré l'influence de la géométrie d'outils sur l'effort de poussée qui crée les délaminages en sortie. Lors d'une opération de perçage des composites, les défauts d'entrée sont souvent causés par un angle de coupe trop important (de l'ordre de 25°).

En effet, lorsque cet angle est très élevé, on observe le décollement d'une ou plusieurs des premières couches du stratifié. Dans ses travaux de thèse, (GUEGAN, 1994) a remarqué que ce défaut était minimisé par l'utilisation de forets avec des angles de coupe inférieurs à 6°. (PIQUET, et al., 2000) montrent qu'une hélice à gauche plaque les premières couches sur le stratifié percé ce qui permet d'éviter l'écaillage en entrée. Des expérimentations ont montré que ces deux propositions accentuent le défaut en sortie. La solution retenue consiste à

prendre un angle de coupe de 16° . Les géométries d'outils qui suivent représentent une liste non exhaustive des propositions faites par certains laboratoires, industriels et fabricants d'outils.

- Les forets hélicoïdaux : Ce sont les forets les plus couramment utilisés dans l'industrie et sur lesquels la plupart des études ont été réalisées. Les efforts de poussée obtenus lors du perçage du CFRP peuvent être très importants pour ces outils. Les angles de pointe (118° pour le CFRP), de coupe (16°), de dépouille (6°) et de contre-dépouille (c'est une dépouille supplémentaire généralement de 15° que l'on rajoute à la dépouille initiale pour éviter le talonnage sur le fond du trou) associés à l'étendue et la géométrie de l'âme sont étudiés afin de réduire ces efforts de poussée et par conséquent les délaminages en sortie.



Figure 6. Foret hélicoïdal

- Les forets étagés : Ils permettent à la fois de centrer, d'amorcer, de percer le matériau. L'effort de poussée est donc mieux réparti et le risque d'apparition de délaminage en sortie est réduit. Ces outils permettent aussi des gains de productivité car (réalisation des différents avant trous sans changement d'outil)



Figure 7. Foret étagé

- Les outils dague : Ce sont des outils à angle de pointe faible, qui n'ont pas d'âme. L'âme d'un foret est une partie non coupante qui a tendance à repousser la matière et créer des délaminages en sortie de trou. On réalise en général des avant-trous pour s'affranchir des effets de l'âme (cette dernière ne peut repousser la matière car celle-ci a été enlevée avec l'avant-trou). On peut donc supprimer les avant trous par l'utilisation des outils dague. Ils ont une coupe en bout comme les forets et passent progressivement en coupe latérale. Ce mode d'usinage a pour effet de cisailer les fibres de la paroi du trou qui ont tendance à se resserrer sur les listeaux de l'outil. Pour plus de rigidité, ces outils ont un nombre d'arêtes de coupe supérieur à deux

Néanmoins ils nécessitent plus d'espace en sortie de plaque. Ils diminuent aussi les risques de délaminages en sortie de trou. Ces outils ne sont pas adaptés pour l'usinage des matériaux métalliques.

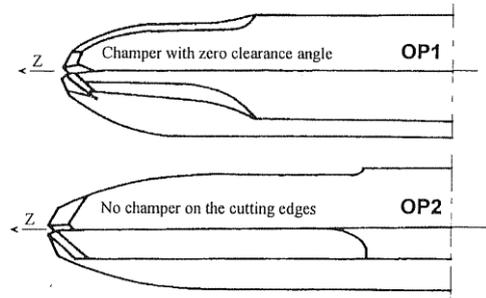


Figure 8. Outil Dague

- Les outils de poinçonnage: Ils ont une pointe particulière leur permettant de mettre les fibres en tension avant de les cisailer.



Figure 9. Outil de poinçonnage

- Les trépan : La forme générale de ces outils est celle d'un tube. Ces outils sont dépourvus d'âme ce qui évite l'extrusion de la matière en créant une force ponctuelle concentrique (RAHME, 2008). Par rapport aux forets hélicoïdaux, ce type d'outil fournit un effort d'avance critique F_z initiateur du délaminage supérieur (HOCHENG, et al., 2006).



Figure 10. Trépan à concrétion diamantée

- L'outil scie : C'est un outil qui de par sa géométrie limite l'effet de l'âme et donc le délaminage en sortie de trou. Les efforts de coupe (comme pour les trépan à concrétion diamantée, et les forets étagés) sont distribués sur la périphérie du foret plutôt qu'au centre de l'outil, empêchant ainsi l'extrusion de la matière (HOCHENG, et al., 2006).



Figure 11. Outil scie

- Les outils $\frac{3}{4}$: Le forage profond est un procédé de fabrication vieux de plus de 100 ans permettant des perçages supérieurs à 10 fois le diamètre. Initialement utilisée pour le perçage des canons de fusil, cette technologie s'est aujourd'hui adaptée à la production de masse pour des applications variées de perçages plus ou moins profonds. Le foret $\frac{3}{4}$ brasé est composé d'un tube en acier profilé, d'une partie coupante en carbure de tungstène ou carbure de tungstène revêtu de diamant dont la géométrie lui permet d'être autoguidé et d'un attachement. En raison de la géométrie à une arête de coupe excentrée, cet outil qui ne présente pas d'âme coupe au centre. Le lubrifiant est injecté sous haute pression au travers de la broche de la machine afin de faciliter l'évacuation et le fractionnement des copeaux.



Figure 12 Outils $\frac{3}{4}$

1.2.2.2 Matériaux d'outils

En général, pour usiner des fibres de carbone, on utilise des matières très dures qui doivent résister à la nature abrasive des fibres et de la matrice. De nombreuses études tendent à démontrer l'importance des matériaux d'outils ainsi que de leurs revêtements sur la durée de vie de ces outils (ILIESCU, et al., 2010), (LIN A, et al., 1996). Des matériaux d'outil adéquats permettent aussi de réduire les délaminages en sortie de trou (ABRAO, et al., 2008), (KIM, et al., 2004).

Les matériaux d'outil les plus utilisés pour l'usinage des matériaux composites sont les carbures de tungstène, les outils revêtus TiC (Carbure de Titane) ou TiN (Nitrure de Titane) mais aussi les éclats de diamant et les PCD (Diamant polycristallin).

- **Les aciers rapides :** Ce sont des aciers alliés de chrome, de tungstène, de molybdène et de vanadium et de cobalt. Non revêtus, ces outils s'usent et s'oxydent très rapidement et rendent le cisaillement des fibres difficile créant ainsi des délaminages en sortie de trou et de mauvais états de surface. Ces outils sont souvent revêtus par dépôt physique en phase vapeur (Physical Vapor Deposition, (PVD)). Ce procédé permet d'obtenir des couches minces (épaisseurs de 1 à 2 μm) de matériaux durs, principalement du TiN, TiCN et TiAlN. D'une façon générale, ces revêtements améliorent de façon significative la tenue en service des pièces et outillages soumis à l'usure, abrasive ou adhésive. Toutefois, ce dépôt augmente le rayon d'acuité de l'arête de coupe et par conséquent, il diminue ainsi sa capacité à cisailier la matière à usiner. Des délaminages en sortie de trou apparaissent fréquemment lorsque l'acuité d'arête n'est pas bonne. En effet, au lieu d'être coupées, les fibres sont « poussées » et fléchissent sous l'arête de coupe créant des délaminages en sortie de trou.



Figure 13 Outil revêtu TiN (Sandvik Coromant)

- **Les carbures de tungstène et carbure de tungstène « micrograin »:** Ces matériaux sont issus de la métallurgie des poudres. Les grains de carbure de tungstène micrograin permettent d'obtenir une dureté à chaud et une résistance à l'abrasion nettement supérieures aux aciers rapides. Les états de surface obtenus sont presque aussi satisfaisants que ceux obtenus avec les PCD mais ils s'usent plus vite que ces derniers.



Figure 14. Forets en carbure (micrograin) de tungstène.

- **Le PCD** : Il a été fabriqué pour la première fois en 1966 par le Docteur Tracy Hall, chercheur dans la firme Mégadiamond Corporation aux U.S.A. Le diamant polycristallin est le matériau le plus dur mais aussi le plus cher, néanmoins moins cher que le diamant monocristallin. Il est obtenu par frittage de grains de diamant synthétique. Il est très résistant à l'usure mais ne peut supporter des températures supérieures à 850°C. Les forets en PCD possèdent des arêtes de coupe d'excellente acuité (de 7 à 12µm). Les états de surface obtenus sont bons et de par l'acuité des arêtes de coupe, on observe très peu de délaminages en entrée et en sortie de trou. De par leur bonne conductivité thermique (λ), les diamants permettent une bonne évacuation de la chaleur produite par la coupe des matériaux composites à matrice organique.



Figure 15. Outil PCD

Au bilan, ce paragraphe relatif aux conditions de coupe et aux géométries des outils coupants a permis de manière qualitative, en se basant sur un certain nombre de publications et sur l'expérience du laboratoire de mieux cerner l'influence :

- Des angles de coupe sur le taillant de l'outil
- De l'étendue et de la géométrie de l'âme sur les dommages occasionnés dans les stratifiés
- Du matériau d'outil sur sa durée de vie et sur l'état de surface du trou usiné.
- De la géométrie de l'outil sur sa capacité à usiner dans de bonnes conditions

Cette analyse nous a conduit à retenir pour cette étude un foret hélicoïdal spécifique à deux arêtes de coupe en carbure de tungstène revêtu de diamant polycristallin. L'angle de pointe de ce foret est de 118°, il possède deux listeaux coupants, ce qui en fait un foret aléseur.

Les observations macroscopiques et microscopiques des trous percés dans les stratifiés carbone/époxy à fibres continues font apparaître de nombreux défauts en entrée, paroi et sortie. Le chapitre qui suit va s'attacher à comprendre les phénomènes liés à l'apparition de tous ces défauts.

I.3 Typologie et mécanismes d'apparition des défauts liés au perçage des stratifiés

Lors du perçage du CFRP, le matériau est soumis à diverses actions physiques qui affectent son intégrité. Il en résulte plusieurs types de défauts localisés dans 3 zones du trou :

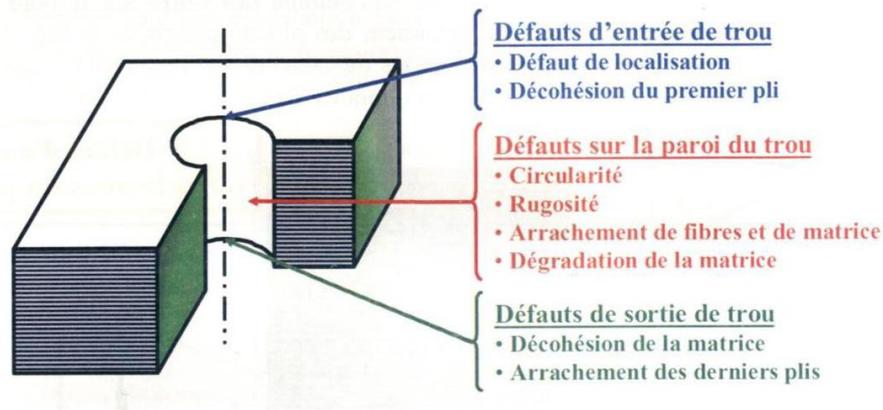


Figure 16 Défauts liés au perçage du CFRP (PIQUET, 1999)

Ce chapitre est axé sur la typologie et les mécanismes d'apparition de ces défauts de perçage. Il a été recensé dans le chapitre précédent les différentes conditions de perçage ainsi qu'un certain nombre d'outils présentant des géométries et des matériaux différents. Dans cette partie, le lien sera établi entre :

- Les conditions de coupe et les mécanismes d'apparition des défauts de perçage.
- Les géométries d'outils et les mécanismes d'apparition des défauts de perçage.
- Les matériaux d'outils et les mécanismes d'apparition des défauts de perçage.

Pour clore ce chapitre, une synthèse de cette étude sera proposée.

I.3.1 Défauts en entrée du trou :

Lors de la pénétration du foret dans le composite, les arêtes coupantes ont tendance à soulever la première couche du stratifié. Les défauts d'entrée de trou sont occasionnés par un effet de pelage créé par le bord de l'arête principale de coupe d'un foret (GUEGAN, 1994). L'effet de pelage est maximum lorsque le bec de l'outil atteint l'interface entre deux plis.

Cet effort de pelage est la cause du délaminage du premier pli, la partie non coupée reste elle maintenue en position par l'effort de poussée (ou effort de pénétration) F_z (HOCHENG, et al., 1990). En d'autres termes, les défauts en entrée de trou sont initiés par l'effort axial et propagés par l'effort tangentiel. Un angle de coupe très faible permet d'éviter ce type de défaut, mais fragilise l'outil. Néanmoins dans la plupart des cas, une contre-plaque en entrée ainsi qu'un foret avec une bonne acuité d'arête suffisent pour éviter les écaillages en entrée de trou.

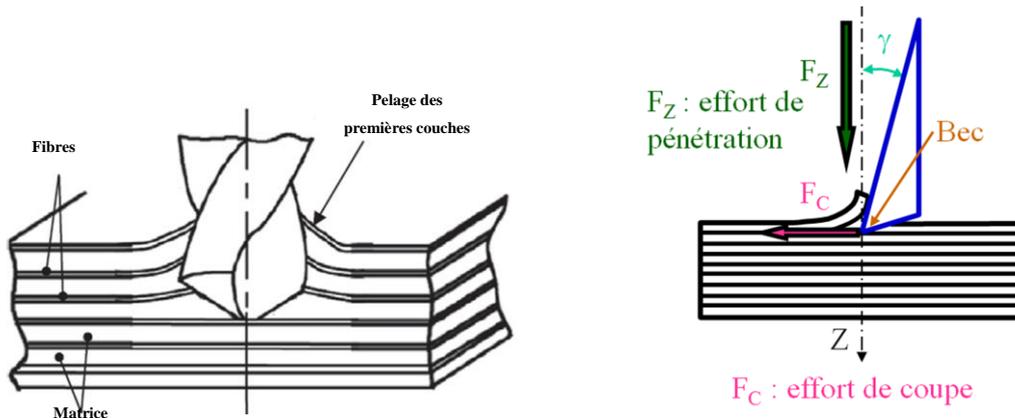


Figure 17. Mécanisme d'apparition des défauts à l'entrée du foret lors du perçage d'un composite stratifié (HOCHENG, 2005) (PIQUET, 1999)

I.3.2 Défauts sur la paroi du trou :

On recense ici des délaminages, des arrachements de fibres et de matrice, des défauts de circularité et des dégradations thermiques.

I.3.2.1 Défauts de circularité des trous

(KOENIG, et al., 1989) ont remarqué lors du perçage de nappes unidirectionnelles de verre et de carbone (orientées à 0°), que les trous sont ovales.

Les défauts de circularité expriment la précision de forme par le facteur dc ($dc = \frac{1}{2} (d_2 - d_1)$). Les variations de cylindricité gagnent en importance comme critère de qualité en raison de la faible épaisseur de perçage rencontrée souvent dans les composites et de leur anisotropie.

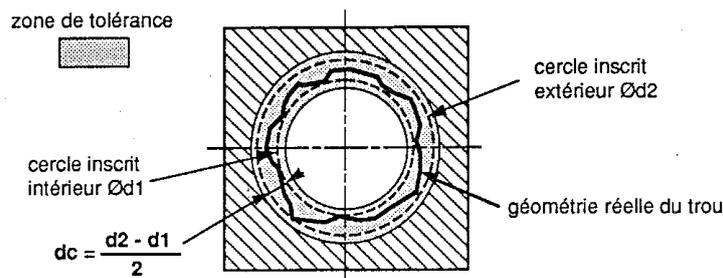
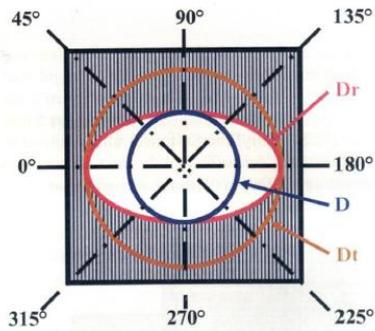


Figure 17. Critère de circularité (KOENIG, et al., 1989)

En effet, le défaut de cylindricité peut créer des problèmes lors de l'installation des fixations mécaniques. Ces défauts sont expliqués par le fait que les arêtes de coupe sollicitent les fibres de différentes manières suivant l'angle qu'elles font par rapport à l'arête de coupe. La Figure 18 illustre le phénomène :



Dth : diamètre théorique du trou
 Dr : diamètre réel du trou
 D : diamètre utile du trou

- Entre 0° et 90°, les fibres sont sollicitées en compression et flexion.
- A 90°, les fibres sont sollicitées en flexion (maximale)
- Entre 90° et 180°, les fibres sont sollicitées en traction et flexion
- Entre 180° et 270°, les fibres sont sollicitées en compression et flexion
- Entre 270° et 0°, les fibres sont sollicitées en traction et flexion

Figure 18. Sollicitations des fibres selon leur angle par rapport à la vitesse de coupe (SURCIN, 2005)

Pour minimiser ce phénomène, (PIQUET, et al., 2000) proposent un outil possédant entre 3 et 6 arêtes de coupe (3 arêtes principales et 3 arêtes secondaires). Cet outil optimiserait la circularité des trous de par sa rigidité et l'évacuation de la chaleur serait mieux réalisée. De plus, les 3 arêtes secondaires de par leur forme concave permettraient de diminuer Ra (paramètre de rugosité) en réduisant l'effet de matière poussée.

1.3.2.2 Arrachements de fibres et de matrice :

Les arrachements de fibres et de matrice représentent les principaux défauts de paroi de trou. Les premières études sur les mécanismes d'apparition des défauts d'usinage dans les matériaux composites débutent en 1980 avec les travaux de (KOPLEV, 1980) (KOPLEV, et al., 1983). Ces études ont donné suite à plusieurs travaux dont ceux de (WANG, et al., 1995), (AROLA, et al., 1996), (GHIDOSSO, 2003) et (SURCIN, 2005). Ces travaux permettent d'identifier les principaux mécanismes de formation du copeau en fonction de l'angle entre la direction de la vitesse de coupe et les fibres.

Lorsqu'elles se trouvent à 0° par rapport à la direction de la vitesse de coupe (Figure 19) elles sont « soulevées » par l'arête de coupe (et donc décollées de la matrice). Ensuite, elles peuvent soit subir l'action de l'arête de coupe et être tranchées ou bien se dérober sous l'arête de coupe (ce phénomène est d'autant plus important que le rayon d'acuité de l'arête est grand).

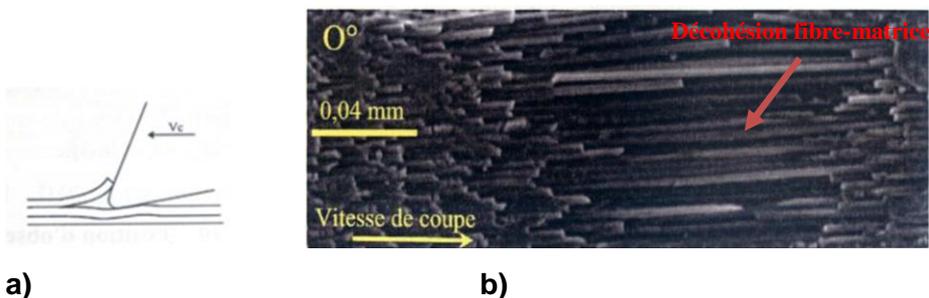


Figure 19. Fibres à 0° par rapport à Vc a) Illustration de la pénétration de l'arête de coupe Paroi de trou avec des fibres à 0° par rapport à Vc (SURCIN, 2005)

Dans le cas de fibres orientées à -45° par rapport à la direction de la vitesse de coupe, un fléchissement sous l'arête de coupe est observé. Néanmoins, ce fléchissement est limité par les fibres se trouvant derrière les premières et ainsi de suite. Lorsque la limite de la résistance des fibres au fléchissement est atteinte, l'ensemble finit par céder. On observe alors des arrachements de paquets de fibres.

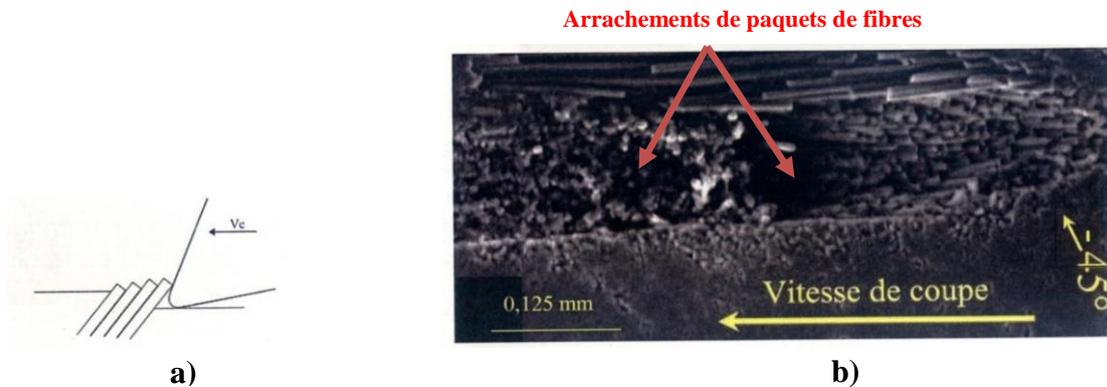


Figure 20 Fibres à -45° par rapport à V_c a) Illustration de la pénétration de l'arête de coupe b) Paroi de trou avec des fibres à -45° par rapport à V_c (SURCIN, 2005)

Les fibres orientées à 90° par rapport à la direction de la vitesse de coupe sont soumises à une sollicitation en flexion très élevée. Elles subissent alors une déformation élastique et sont cisailées ensuite par l'arête de coupe. Ce phénomène de coupe entraîne une ovalisation du trou estimée entre $5\mu\text{m}$ et $0,2\text{mm}$ selon le rayon d'acuité des arêtes de coupe et l'état d'usure.

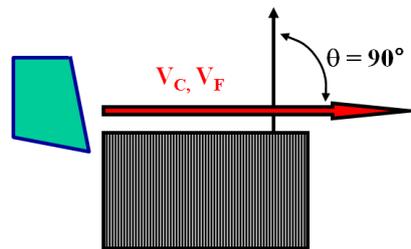


Figure 21. Fibres à 90° par rapport à V_c : Illustration de la pénétration de l'arête de coupe

Les fibres orientées à $+45^\circ$ par rapport à la direction de la vitesse de coupe sont soumises à une sollicitation en compression et flexion. Elles sont « poussées » par l'arête coupante puis arrachées de la surface. L'état de surface apparaît très rugueux.

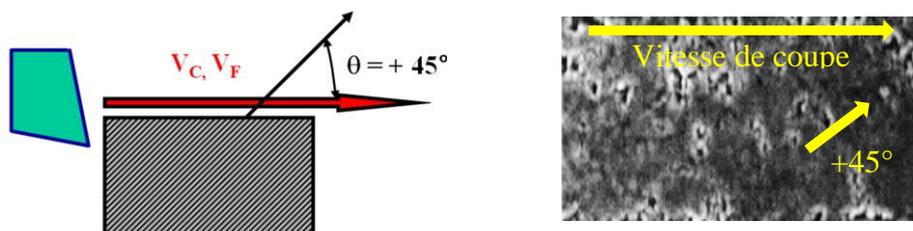


Figure 22. Fibres à $+45^\circ$ par rapport à V_c : Illustration de la pénétration de l'arête de coupe (SURCIN, 2005)

Les travaux de (GHIDOSSO, 2003) illustrent bien les mécanismes de formation du copeau lorsque les fibres sont orientées à $+45^\circ$ par rapport à la direction de la vitesse de coupe. En effet, en réalisant des usinages en concordance sur des éprouvettes Iosipescu (Figure 23) en carbone/époxy, il observe d'importants arrachements sur le côté de l'éprouvette où les fibres sont orientées à $+45^\circ$ en comparaison avec le côté de l'éprouvette où les fibres sont orientées à -45° . Il quantifie ces arrachements en utilisant le critère de rugosité Ra.

L'usinage en concordance est caractérisé par l'attaque du copeau suivant sa plus grande section. Les fibres orientées à $+45^\circ$ par rapport à l'arête de coupe sont « soulevées » puis arrachées de la matière. La rugosité mesurée est alors élevée (pour un outil neuf $Ra = 9\mu\text{m}$). Les fibres orientées à -45° par rapport à l'arête de coupe sont quant à elles comprimées les unes contre les autres avant d'être coupées. La rugosité est très peu élevée (environ $2\mu\text{m}$ pour un outil neuf). Il met aussi en évidence que les fibres faisant un diamètre de $8\mu\text{m}$ et que le rayon de l'arête de coupe étant du même ordre de grandeur, les fibres sont sectionnées proprement. Lorsque l'outil s'use (l'usure en dépouille $VB=0.3\text{mm}$), le rayon d'acuité augmente et vaut à peu près $40\mu\text{m}$. Les fibres sont moins bien coupées et la rugosité augmente. La Figure 23 montre l'état de surface des deux côtés de l'éprouvettes Iosipescu :

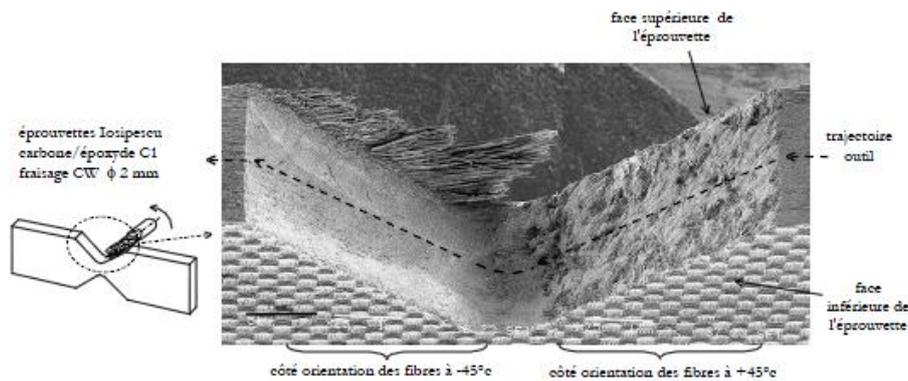


Figure 23. Observation des deux faces des entailles (éprouvettes Iosipescu) (GHIDOSSO, 2003)

L'auteur conclut que l'on peut difficilement parler de rugosité dans le composite étant donné le type de défauts d'usinage spécifiques à ces matériaux et du fait que ceux-ci dépendent principalement de l'orientation des fibres par rapport à la direction de la vitesse de coupe.

D'autres auteurs tels que (AOYAMA, et al., 2001) obtiennent les mêmes résultats que (GHIDOSSO, 2003) en constatant que la rugosité des trous de petits diamètres (1mm) réalisés sur du GFRP augmente lorsque la direction de la vitesse de coupe se situe à 45° des fibres.

Comme dans les travaux de (GHIDOSSO, 2003), les arrachements de fibres et de matrice sont souvent quantifiés et qualifiés en termes de rugosité. Les différents paramètres de rugosité seront détaillés dans la partie I.4. De nombreuses études ont été réalisées sur l'influence des paramètres de coupe sur l'état de surface des pièces usinées. En d'autres termes, il s'agit de l'influence des paramètres de coupe sur le nombre et l'étendue des arrachements de fibres et de matrice. Par exemple, des auteurs comme (ENEMUOH, et al., 2001) établissent (grâce une approche basée sur la combinaison des méthodes d'analyses expérimentales de Taguchi et un critère d'optimisation multicritères) une sélection de paramètres de coupe permettant

d'obtenir des trous présentant très peu de défauts de perçage. Ils en déduisent que le meilleur état de surface (caractérisé ici par le Ra) est obtenu à de très faibles vitesses d'avance et de très grandes vitesses de rotation (comme pour le cas des matériaux métalliques). Les travaux de (HOCHENG, et al., 2008) tendent à confirmer ces conclusions. En effet, ils montrent que la rugosité sur la paroi d'un trou (dans du CFRP) augmente avec Vf et diminue lorsque N est élevé. Ils proposent un modèle de prédiction (pour un foret spiropointe) de la rugosité en fonction des paramètres de coupe.

$$S = 0.41 - 6.75.f + 1.9 \times 10^{-2}.f.N + 1.0 \times 10^{-4}.N$$

S est la rugosité de la surface (µm)

f est l'avance par tour (mm/tr)

N est la vitesse de rotation (tr/min)

Dans le cas de composites à matrice métallique, (BASAVARAJAPPAA, et al., 2007) ont établi la relation entre les paramètres de coupe et la rugosité. Ils ont fait les mêmes constatations que (ENEMUOH, et al., 2001), (HOCHENG, et al., 2008) pour des composites à matrice organique à savoir :

- ✓ Ra croît avec *f*
- ✓ Ra décroît avec *Vc* (ou *N*)

Il est à noter que la structure microscopique du matériau a une influence certaine sur l'état de surface des pièces usinées. (PIHTILI, et al., 2009) ont usiné différents matériaux à base de fibres de verre de densité différente avec plusieurs types d'outils. Ils se sont rendu compte que quel que soit l'outil utilisé, la rugosité Ra augmente avec la densité du matériau. Une observation similaire a été faite par (AOYAMA, et al., 2001) pour des trous de très petits diamètres (dans du GFRP). Il constate que l'état de surface dépend beaucoup du diamètre des faisceaux de fibres. Plus les faisceaux de fibres sont gros, plus la rugosité est importante.

La plupart des auteurs s'accordent pour dire que lors du perçage des matériaux composites, la rugosité augmente lorsque la vitesse d'avance est élevée et diminue lorsque la vitesse de rotation est élevée. Il faut alors trouver un compromis, car une vitesse d'avance trop faible associée à une vitesse de rotation trop élevée crée des dégradations thermiques de la matrice.

1.3.2.3 Les dégradations thermiques de la matrice

Elles surviennent lorsque la vitesse de rotation de l'outil est très élevée. Ceci entraîne une surchauffe locale de l'outil et la matrice est alors « brûlée ». Un dépôt sombre est observé alors à la surface du trou. La température du palier de réticulation des matrices époxy est de l'ordre de 180°C. Il est donc important que la température de contact outil/matière lors du perçage ne dépasse pas la température de transition vitreuse de la matrice époxy. Ces défauts sont visibles à l'œil nu. (GUEGAN, 1994) montre que cette dégradation thermique est maximale pour une inclinaison entre l'axe des fibres et la direction de coupe de 110°.

I.3.3 Défauts en sortie du trou.

Ce sont généralement des délaminages qui se produisent en sortie de trou. Ils sont dus à l'effort de poussée du foret. En effet, lorsque le foret s'approche des derniers plis du stratifié, la raideur de ce dernier diminue. Lorsque l'effort de poussée dépasse une valeur critique supérieure à l'effort de cohésion entre les couches, il y a décollement de couches et propagations de fissures dans le stratifié. Une contre-plaque (support suffisamment rigide) en sortie de trou ainsi que des conditions de coupe adaptées permettent d'éviter ce type de défaut.

Plusieurs études ((HOCHENG, et al., 1990), (UPADHYAY, et al., 1999), (MATHEW, et al., 1999), (PIQUET, et al., 2000), (HOCHENG, 2005), (SINGH, et al., 2008) (KHASHABA, et al., 2010)) proposent de prédire l'effort de poussée critique en fonction des paramètres de coupe (V_f , N), du matériau à percer et de la géométrie d'outil (D diamètre de l'outil, etc...). La plupart des auteurs s'accordent pour dire que le facteur qui influence le plus l'effort de poussée est la vitesse d'avance.

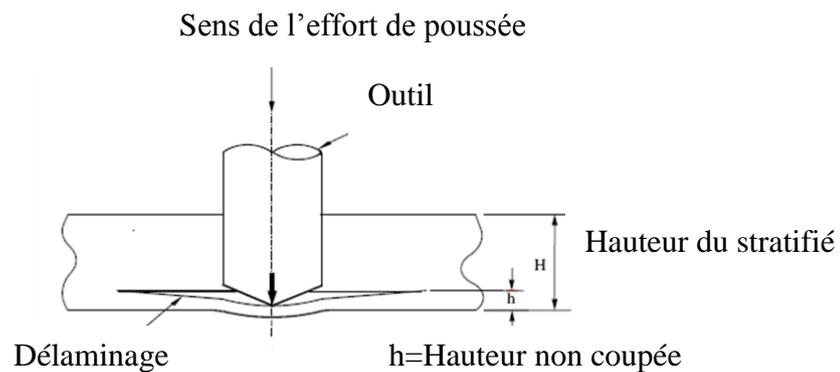


Figure 24. Initiation d'un délaminage en sortie de trou (HOCHENG, et al., 1990)

Les premiers modèles de prédiction de l'effort de poussée ont été développés par (HOCHENG, et al., 1990). Ils proposent des modèles théoriques d'effort de poussée pour divers outils de géométries différentes sur des plaques en CFRP (pré-imprégnés). Pour un foret hélicoïdal par exemple, la formule suivante est proposée :

$$F_A = \pi \left[\frac{8 \cdot G_{IC} \cdot E \cdot h^3}{3(1 - \nu^2)} \right]^{1/2}$$

F_A est l'effort de poussée

G_{IC} est l'énergie critique de propagation des fissures par unité de surface en mode I

E est le module d'élasticité du matériau de la plaque

ν est le coefficient de poisson du matériau de la plaque

h est la hauteur de plis non coupée

Ce modèle a été modifié par (UPADHYAY, et al., 1999) qui considèrent que l'effort de poussée est une charge répartie sur tout le diamètre du foret plutôt qu'une charge concentrée.

$$F_{CT}^* = \frac{1}{\sqrt{1 - R_t^2/2R_{dl}^2}} * F_{CT}$$

F_{CT}^* : effort critique de poussée réparti

F_{CT} : effort critique concentré

R_t : Rayon de l'outil

R_{dl} : Rayon du délaminage

Un modèle plus simple a été proposé par (MATHEW, et al., 1999) pour un outil de type trépan sur des UD de verre. Grâce à la méthode de l'ANOVA (analyse de la variance), il a établi le lien entre l'effort de poussée (P), l'avance par tour (f) et le diamètre de l'outil (d).

$$P=48,98.d^{0,242}.f^{0,37}$$

Par la suite, d'autres études, notamment celles de (PIQUET, 1999), (HOCHENG, et al., 2006), (RAHME, 2008), (SRINIVASA RAO, et al., 2008) et (DURÃO, et al., 2009) ont permis d'affiner ces modèles. Par exemple, dans le modèle de (HOCHENG, et al., 1990), le coefficient de poisson utilisé dans la formule de l'effort critique est celui d'un matériau isotrope. Dans les derniers modèles développés, le coefficient de poisson est celui de matériaux orthotropes. De plus, ces modèles ont évolué avec l'apparition d'outils de plus en plus élaborés (forets étagés, outils $\frac{3}{4}$...)

Par exemple, le modèle de prédiction de l'effort de poussée développé par (RAHME, 2008) décompose l'effort total de perçage en plusieurs efforts de coupe et d'extrusion en fonction de la géométrie de l'outil. L'intérêt de ce modèle est qu'il permet de déterminer l'effort axial de perçage pour un couple outil/matériau donné (en déterminant expérimentalement des coefficients spécifiques). En modélisant l'effort critique de délaminage, il démontre que contrairement aux forets hélicoïdaux sans amincissement d'âme, les forets étagés permettent de limiter les défauts en sortie de trou.

Plus récemment, (DURÃO, et al., 2009) ont montré que les efforts de poussée sur les derniers plis sont plus importants pour des forets hélicoïdaux que pour des forets étagés, des outils dague et des outils de poinçonnage. Néanmoins, les résultats les plus surprenants apparaissent au niveau des délaminages en sortie. En effet, les forets hélicoïdaux (notamment celui dont l'angle de pointe est de 120°) et les forets étagés à faible vitesse d'avance, sont ceux qui créent le moins de délaminages en sortie. La comparaison de la taille du délaminage en sortie de trou (en prenant le foret hélicoïdal à 120° comme base) avec les autres outils utilisés donne les résultats résumés dans le Tableau 1. Ces études permettent d'expliquer que la géométrie de l'outil apparaît être un facteur important de prédiction du délaminage en sortie de trou. En effet, l'effort critique de poussée augmente avec l'angle de pointe pour un foret hélicoïdal (CHEN, 1997), (SINGH, et al., 2008). De plus, l'usure des outils tend aussi à augmenter

l'effort critique de poussée (ABRATE, et al., 1997), (LIN A, et al., 1996), (KHASHABA, et al., 2010).

Tableau 1. Pourcentage de délaminage observé en fonction du type d'outil utilisé (DURÃO, et al., 2009)

Type d'outil	% de délaminage observé
Foret hélicoïdal à 120°	-
Foret étagé	-
Outil dague	6%
Foret hélicoïdal à 85°	12%
Outil de poinçonnage	14%

Il apparaît au vu de ces résultats que la vitesse d'avance est le facteur qui influence le plus l'effort de poussée. Néanmoins il est nécessaire de choisir les bons outils associés aux paramètres de coupe adéquats pour éviter les délaminages en sortie de trou.

Ce chapitre permet d'avoir l'éclairage nécessaire sur les mécanismes d'apparition des défauts de perçage. Les défauts d'entrée et de sortie de coupe semblent pouvoir être évités par l'ajout d'une contre-plaque en entrée et en sortie (ou d'un tissu taffetas de verre), tout en maîtrisant les conditions de coupe. Les défauts de paroi quant à eux semblent être inévitables, néanmoins ils peuvent être minimisés. En effet, dans le cadre de notre étude, il faudra éviter tous les défauts de type délaminages en entrée et sortie mais aussi des dégradations thermiques de la matrice époxy. Pour ce faire, des contre-plaques en entrée et en sortie pourront être utilisés. De plus, associées à une géométrie et un matériau d'outil adéquats, des conditions de coupe seront choisies après plusieurs tests afin d'éviter la dégradation thermique de la matrice.

Il a été constaté que beaucoup d'études qualifient l'état de surface des parois de trous dans les structures composites par le critère de rugosité Ra. Il existe d'autres critères normalisés pour qualifier les états de surface de pièces usinées. De plus, certains auteurs proposent des alternatives à ces critères normalisés car ils considèrent qu'ils ne sont pas adaptés pour qualifier l'état de surface des structures composites. Il existe aussi des critères permettant de décrire les défauts d'entrée et de sortie des trous. Le chapitre qui suit va s'attacher à recenser les critères existant dans la littérature afin d'évaluer leur pertinence pour les structures composites.

I.4 Notions de qualité de trou

La qualité d'un trou dans les structures composites est évaluée sur les 3 parties suivantes :

- L'entrée du trou
- La paroi du trou
- La sortie du trou

Il n'existe pas à ce jour, des critères normalisés permettant de qualifier et de quantifier les défauts d'entrée et de sortie de trou. Néanmoins, plusieurs auteurs proposent des critères permettant de quantifier la nocivité des délaminages en entrée et sortie de trou. Pour quantifier les défauts de paroi, il existe des paramètres normalisés, issus principalement de la norme (ISO 4287, 1997). Cette norme a été créée initialement pour les matériaux métalliques. Etant donné les grandes différences de structures physiques entre les matériaux composites et les matériaux métalliques, la question de l'utilisation de ces critères normalisés pour quantifier l'état de surface des matériaux composites se pose.

Ce chapitre sera donc axé dans un premier temps sur, le recensement des critères normalisés de rugosité issus de la norme (ISO 4287, 1997) et dans un second temps, sur la description des critères issus des travaux de recherche.

I.4.1 Mesures de rugosité

La norme (ISO 4287, 1997) définit différents paramètres de rugosité en les classant en 4 familles:

- *Paramètres d'amplitude* : ils représentent tous les paramètres qui prennent en compte les hauteurs de saillies et les profondeurs des creux des profils.
- *Paramètres d'espacement* : ils représentent les largeurs des éléments de profil.
- *Paramètres hybrides* : ce sont des paramètres qui prennent en compte à la fois les amplitudes et espacements des profils.
- *Courbes et paramètres associés à l'état de surface* représentent les paramètres liés à la portance des surfaces mesurées.

Dans ce chapitre, seront détaillés quelques paramètres d'amplitude ainsi que les courbes et critères associés à l'état de surface. En effet, ce sont les plus utilisés actuellement. Les autres paramètres seront détaillés en annexe 1. Les appareils utilisés pour faire ces mesures sont des profilomètres (rugosimètres). Des palpeurs à pointe en diamant sont déplacés sur la surface à mesurer grâce à une unité d'avance. On distingue quatre principaux profils d'état de surface qui sont détaillés dans les paragraphes suivants.

I.4.1.1 Le Profil Brut (D)

Ce profil résulte de l'intersection de la surface avec un plan spécifié. L'unité d'avance guide le capteur selon une référence rectiligne. Les écarts de parallélisme entre la génératrice de la pièce et la référence de guidage de l'appareil apparaissent sur ce profil. C'est pour cette raison qu'il est dit « brut ». Ce profil s'étend sur sept longueurs de base (longueur de mesure). La longueur de base (l_r) correspond à λ_c (cut-off) qui est la longueur d'onde de coupure du filtre de profil.

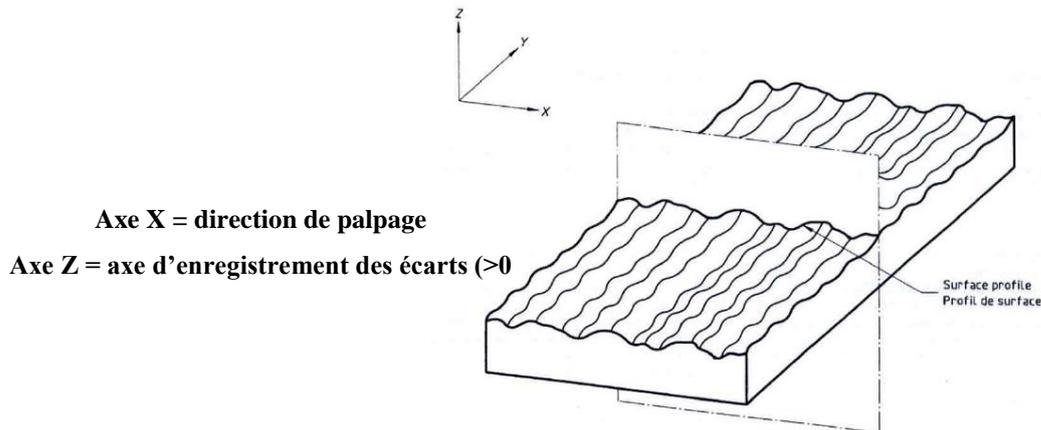


Figure 25. Calcul du profil brut d'une surface (KARRER, 2009)

I.4.1.2 Le Profil Primaire (P)

Ce profil résulte du redressement du profil brut par la droite des moindres carrés qui passe par ce dernier ainsi que de l'application d'un filtre de longueur d'onde courte λ_s . Ce filtre sépare les composantes de rugosité des composantes d'onde encore plus courtes (arrachements) présentes sur la surface. Ce profil s'étend sur sept longueurs de base. C'est sur ce profil que sont calculés tous les paramètres de type P.

Le paramètre le plus couramment calculé sur ce profil est le P_t . C'est un paramètre d'amplitude. Il correspond à la somme de la grande hauteur de saillie et de la plus grande profondeur de creux. Les autres paramètres calculés sur ce profil sont donnés en annexe 1.

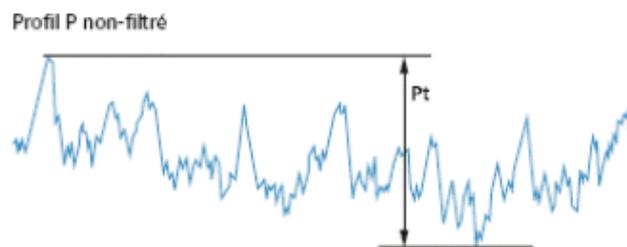


Figure 26. P_t (hauteur totale de profil)

1.4.1.3 Le Profil de Rugosité (R)

Ce profil est dérivé du profil primaire et résulte de la suppression des composantes de grandes longueurs d'onde (ondulation) en appliquant le filtre de profil λ_c qui sépare les composantes de rugosité des composantes d'ondulation. La caractéristique du filtre faisant passer l'ondulation et retenant la rugosité correspond à l'équation suivante :

$$\frac{a_1}{a_0} = e^{-\pi \left(\frac{\alpha \lambda_{co}}{\lambda} \right)^2}$$

a_0 = amplitude d'un profil de rugosité sinusoïdal avant filtrage

a_1 = amplitude de la ligne moyenne de ce profil sinusoïdal

$\lambda_c = \lambda_{co}$ = longueur d'onde de coupure du filtre de profil (cut-off)

λ = longueur d'onde du profil sinusoïdal

Ce profil s'étend sur cinq longueurs de base (l_r). La somme de ces cinq longueurs de base représente la longueur d'évaluation l_n . C'est sur le profil de rugosité que sont calculés tous les paramètres de type R. les principaux paramètres calculés sur ce profil sont les paramètres R_a , R_z et R_t . Ce sont tous les trois des paramètres d'amplitude.

Ra : Rugosité moyenne arithmétique

Ce critère représente la moyenne des moyennes arithmétiques des écarts du profil de rugosité autour de la ligne centrale. R_a minimise l'effet des pics et des creux extrêmes du profil. Il a tendance à « lisser ». Ce critère n'a de sens réel que si les profils d'états de surface sont réguliers, ce qui implique que la gamme de fabrication des pièces soit parfaitement maîtrisée. En effet, le faciès de rugosité des pièces métalliques présente des variations assez régulières contrairement à celui des pièces composites. La moyenne n'a de sens que si le profil est régulier. Il apparaît donc que, de par sa définition, ce critère ne semble pas adapté pour les matériaux composites.

$$Ra = \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} |Z(x)| dx$$

l_r : longueur de base du profil

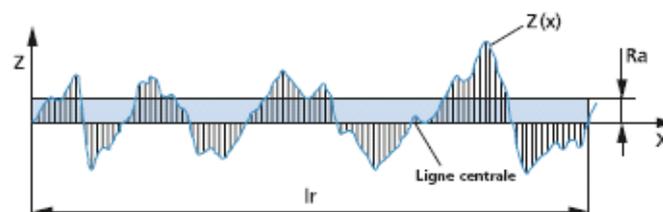


Figure 27. Le facteur de rugosité R_a

Rt : Profils de surface ; hauteur totale du profil

Il correspond à la somme de la grande hauteur de saillie et de la plus grande profondeur de creux. Il se calcule de la même façon que le Pt, à la seule différence que c'est sur le profil de rugosité R.

In : longueur d'évaluation du profil = 5lr

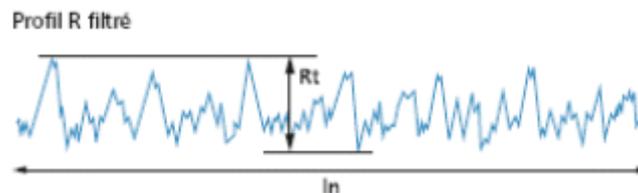


Figure 28. Rt (hauteur totale de profil)

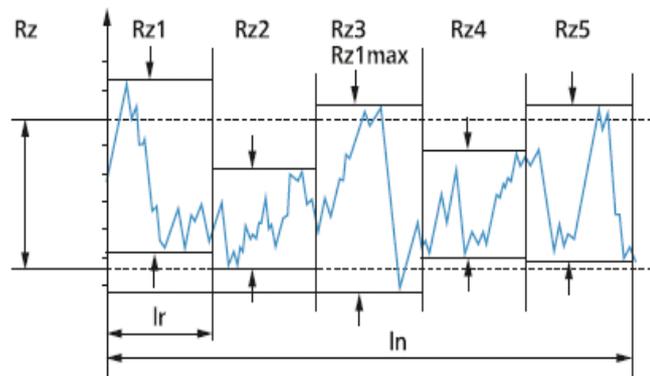
Rz : Hauteur maximale du profil de rugosité

Figure 29. Rz

Rz représente la distance entre le pic le plus haut et la vallée la plus profonde au sein d'une longueur de base. Rz est une mesure de la gamme des valeurs de rugosité présentes dans le profil. Il est généralement calculé comme étant la moyenne de 5 longueurs de base simples.

Les autres paramètres calculés sur ce profil sont donnés en annexe 1.

1.4.1.4 Le Profil d'ondulation (W)

Ce profil est dérivé du profil primaire et résulte de l'application successive des filtres de profil λ_f et λ_c . Le filtre de profil λ_f permet de supprimer les composantes de très grandes longueurs d'onde et ainsi de passer du profil primaire P au profil d'ondulation W. Le filtre de profil λ_c permet quant à lui de supprimer des composantes de plus petites longueurs d'onde. Le profil d'ondulation s'étend sur 5 longueurs de base (longueur d'évaluation). C'est sur ce profil que sont calculés tous les paramètres de type W. Le paramètre le plus couramment calculé sur ce profil est le Wt. C'est un paramètre d'amplitude.

Il correspond à la somme de la grande hauteur de saillie et de la plus grande profondeur de creux. Il se calcule de la même façon que le P_t , à la seule différence que c'est sur le profil d'ondulation W . Les autres paramètres calculés sur ce profil sont donnés en annexe 1.

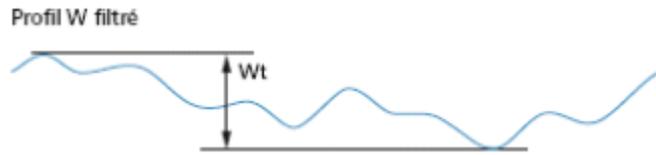


Figure 30. W_t (hauteur totale de profil)

1.4.1.5 Courbes et paramètres associés à l'état de surface

Ces paramètres peuvent être calculés sur les profils primaire, d'ondulation et de rugosité et l'on utilise la terminologie « portance ». Le taux de longueur portante est le rapport entre la somme des longueurs portantes (Figure 31) du profil à une profondeur donnée c , et la longueur d'évaluation. La courbe de portance décrit la variation du taux de longueur portante en fonction de l'augmentation de la profondeur du profil de rugosité.

Cette courbe est utilisée pour prévoir la tenue à l'usure d'une pièce suivant trois critères :

- Le critère de rodage où les pics les plus saillants vont être usés et disparaître pendant les premières heures de fonctionnement. L'absence de ce critère limitera d'autant le temps de rodage d'une surface (valable pour les matériaux métalliques).
- Le critère de fonctionnement, qui représente la quantité de matière disponible à l'usure. Plus cette quantité est disponible, plus longtemps la surface sera opérationnelle.
- Le critère de lubrification qui détermine les creux disponibles et toujours utiles pour retenir un lubrifiant. L'absence ou la disparition des creux entraînera un mauvais fonctionnement de la surface (mauvais glissement de la surface par rapport à une autre pouvant entraîner des surchauffes et endommagements des pièces en contact).

Ces paramètres permettent une caractérisation complémentaire de la microgéométrie des surfaces.

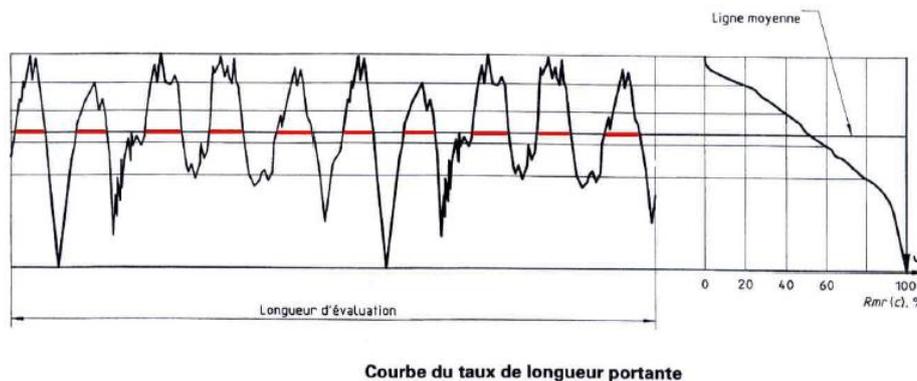


Figure 31. Courbe du taux de longueur portante (KARRER, 2009)

Les principaux paramètres liés à la portance sont les suivants :

- $P_{mr}(c)$: taux de longueur portante calculé sur le profil primaire
- $W_{mr}(c)$: taux de longueur portante calculé sur le profil d'ondulation
- $R_{mr}(c)$: taux de longueur portante calculé sur le profil de rugosité

- $P_{\delta c} = C_2 - C_1$
 - = $C(P_{mr2}) - C(P_{mr1})$
 - = Différence de hauteur de coupe
 - = Distance verticale entre deux niveaux de coupe d'une courbe de taux de longueur portante

Tous ces paramètres de portance sont importants (pour les matériaux métalliques) dans le cadre de sollicitations telles que le frottement de glissement pour limiter l'usure, la résistance au matage pour éviter l'écrasement de la matière, l'étanchéité dynamique sans joint pour limiter les fuites et enfin les assemblages avec contraintes pour résister à la fatigue.

1.4.1.6 Rugosité tridimensionnelle SR_a et SR_z .

La rugosité SR_a représente l'écart moyen arithmétique de la rugosité de surface par rapport au plan moyen exprimée en μm (il s'agit de l'extension de la rugosité R_a à une surface).

La rugosité SR_z est l'écart entre deux plans moyens parallèles :

- un plan moyen supérieur défini par la moyenne des cinq pics les plus hauts.
- un plan moyen inférieur défini par la moyenne des cinq vallées les plus profondes.

De nouvelles normes appliquées aux surfaces sont en cours de développement.

Cette partie a permis de recenser et de comprendre les différentes applications des critères d'état de surface normalisés. Pour la suite de ce chapitre, une revue des critères proposés par de nombreuses études est réalisée.

1.4.2 Critères spécifiques aux matériaux composites

On retrouve dans la littérature quelques indicateurs de qualité de trous pour les matériaux composites. Dans la plupart des cas, ces indicateurs ne prennent en compte que les défauts en entrée et sortie de trou. Néanmoins quelques auteurs proposent des critères pour qualifier la paroi des trous.

1.4.2.1 Le facteur de délaminage (F_d)

Il a été proposé par (CHEN, 1997). Il représente le rapport entre le diamètre maximal du délaminage en sortie par rapport au diamètre nominal du trou. Plusieurs auteurs, (DAVIM, et al., 2005), (DAVIM, et al., 2007), (DURÃO, et al., 2009) ont utilisé ce paramètre afin de

quantifier les défauts en entrée et en sortie de trou. Ils montrent que le facteur de délaminage augmente lorsque la vitesse d'avance est élevée.

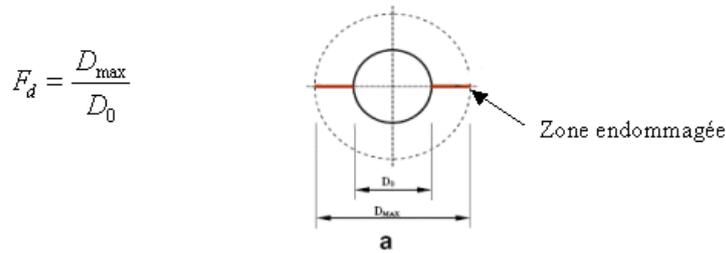


Figure 32. Fissures en sortie de trou (DAVIM, et al., 2007)

Le facteur de délaminage peut être très limitant car il ne prend pas en compte les différents types de défauts (fissurations, délaminages, arrachements, etc...). Les délaminages observés généralement dans le CFRP en sortie de trou se présentent sous une forme irrégulière contenant des fissures et arrachements de paquets de fibres en entrée et sortie de trou. Dans ce cas, le facteur de délaminage conventionnel n'est pas approprié du fait que la taille de la fissure n'est pas représentative de l'ampleur des dommages. La figure ci-dessous illustre la limite du facteur de délaminage. En effet, pour ces deux cas de figure, le facteur de délaminage serait le même or il est évident que la nature des défauts est différente (d'un côté des fissures et de l'autre des délaminages étendus). D'où la nécessité d'introduire un facteur de délaminage ajusté.

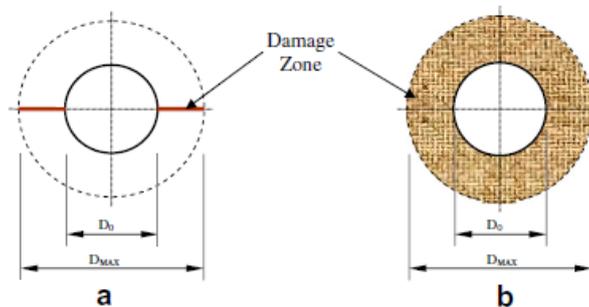


Figure 33. Cas critique lors de l'usinage des FRP : a) fissures b) aire uniforme de défauts (DAVIM, et al., 2007)

1.4.2.2 Le facteur de délaminage ajusté (Fda)

A la suite des constatations faites sur les limites du facteur de délaminage, (DAVIM, et al., 2007) proposent un critère qu'ils appellent le facteur de délaminage ajusté. Comme son nom l'indique, c'est une déclinaison du facteur de délaminage. Il prend en compte dans son calcul la nature des défauts.

$$F_{da} = \alpha \frac{D_{\max}}{D_0} + \beta \frac{A_{\max}}{A_0}$$

La première partie de la formule représente la contribution des fissures et la seconde celle de l'aire endommagée.

Avec $A_0 = \frac{\pi D^2}{4}$; $\beta = \frac{A_d}{A_{\max} - A_0}$ et $A_{\max} = \frac{\pi D_{\max}^2}{4}$ et $\alpha = 1 - \beta$

D'où $F_{da} = \alpha \cdot F_d + \beta \cdot F_d^2$

Dans cette formule :

α et β représentent la contribution de chacune des parties (% de défauts représentés par les fissures et % de défauts représentés par les aires endommagées).

D_0 est le diamètre nominal du trou

D_{\max} est le diamètre du délaminage maximum

A_0 est l'aire nominale du trou

A_{\max} est l'aire correspondant au diamètre maximal de délaminage

A_d est l'aire de délaminage

Si le délaminage s'étend sur une surface, et que $A_d \rightarrow A_{\max} - A_0$,  alors $F_{da} = F_d^2$. Ceci représente un comportement uniforme sans fissures.

Si par contre le délaminage observé a la forme d'une fissure, et que $A_d \rightarrow 0$,  alors, $F_{da} = F_d$ et on retrouve la forme du facteur de délaminage. La Figure 34 présente des défauts en entrée et en sortie de trou obtenus. On peut remarquer que la valeur du facteur de délaminage conventionnel (F_d) est proche de celle du facteur de délaminage ajusté (F_{da}) lorsque l'aire endommagée est faible (défaut en entrée : Figure 34a et Figure 34b). Par contre, dès que l'aire endommagée augmente (défaut en sortie : Figure 34c et Figure 34 d) un écart se creuse entre F_d et F_{da} .

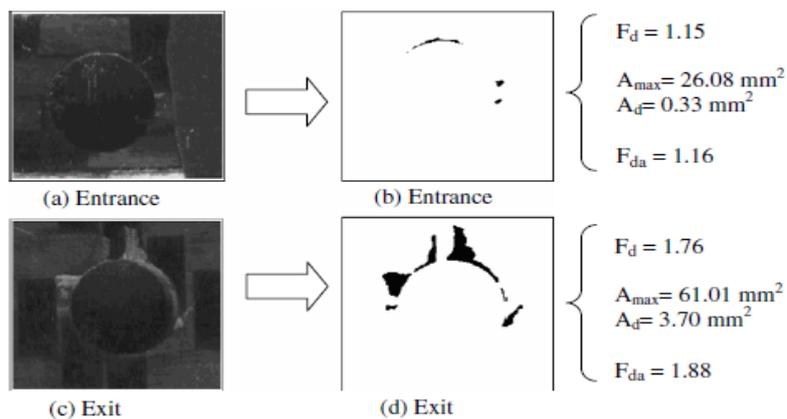


Figure 34. Détermination de l'aire endommagée à l'entrée (a) en entrée du trou et (c) à la sortie du trou ($V_c=70m/min$ et $N=0.25mm/tr$) (DAVIM, et al., 2007)

Comme il a été constaté dans le chapitre précédent, en fonction de l'angle que font les fibres avec la direction de la vitesse de coupe, les faciès d'endommagement ne sont pas les mêmes.

(GHIDOSSO, 2003) propose deux critères de paroi de trou liés à l'orientation des fibres par rapport à la direction de la vitesse de coupe.

1.4.2.3 Le critère « % de surface endommagée » (GHIDOSSO, 2003)

Pour une orientation des fibres de 15° par rapport à la direction de la vitesse de coupe (dans le cas de l'usinage en concordance), les endommagements ont majoritairement la forme de "trous" correspondants aux copeaux enlevés. Ces défauts sont formés lors de la génération des micro-copeaux par fissuration dans la direction des fibres sous la surface usinée, puis, cisaillement des fibres jusqu'à la surface (AROLA, et al., 1997). Ce critère calcule donc le pourcentage de surface occupée par les « trous ». Les résultats obtenus en faisant le test de comparaison d'Aspin-Welch (AFNOR) ont montré que le critère de « % de surface endommagée » permet de caractériser (avec un risque de 5%) la baisse significative des performances mécaniques des éprouvettes usinées avec une configuration $+15^\circ$ en concordance.

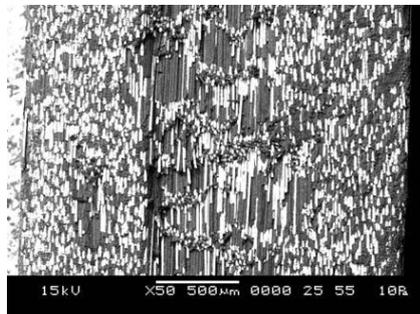


Figure 35 « Trous » dans la surface usinée dans la configuration $+15^\circ$

Les limites de ce critère résident dans le fait qu'il ne décrit que l'état de surface d'une certaine zone (fibres orientées à 15° par rapport à la direction de la vitesse de coupe) et non de toute la surface usinée. Il reste néanmoins très intéressant car il permet d'avoir une base de réflexion pour la généralisation de ce type de critère sur toute la surface usinée.

1.4.2.4 Le critère « profondeur de fibres déchaussées » (GHIDOSSO, 2003)

Pour une orientation des fibres de 45° par rapport à la direction de la vitesse de coupe (dans le cas de l'usinage en concordance), les surfaces sont très irrégulières et présentent des zones où les fibres sont profondément déchaussées et dépassent de la surface usinée.



Figure 36 Fibres dépassant de la surface usinée dans la configuration $+45^\circ$

Ce critère calcule donc le pourcentage de surface occupée par les « fibres déchaussées ». Les mêmes remarques que pour le critère de pourcentage de surface endommagée peuvent être faites ici.

1.4.2.5 Coefficient de concentration de contraintes

(AROLA, et al., 2003) ont réalisé des essais de perçage avec différents types d'outils et différentes méthodes de perçage afin de mettre en évidence l'influence de la qualité d'un trou sur les propriétés mécaniques des FRP. Pour ce faire, il détermine un coefficient de concentration de contraintes lié au trou et aux défauts de perçage. Il part d'un principe de superposition qui admet que le coefficient de concentration de contraintes d'un trou (K_t) est la superposition de chacun des coefficients de concentration de contraintes lié à chaque défaut. La formule suivante résume mathématiquement cette phrase :

$$K_t = K_{t1} \cdot K_{t2}$$

K_{t1} est le coefficient de concentration de contraintes lié à la présence du trou

K_{t2} est le coefficient de concentration de contraintes lié à la présence de défauts dans le trou

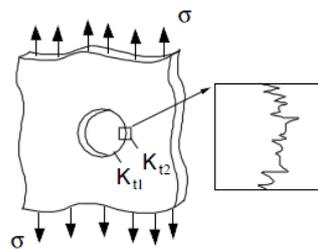


Figure 37. Superposition des facteurs de concentration de contraintes : Trou avec des défauts (AROLA, et al., 2003).

Par la suite, ces auteurs définissent aussi un facteur de concentration de contraintes lié à l'état de surface (\overline{K}_t) afin d'évaluer l'influence de l'état de surface des trous (quantifié par les paramètres R_a , R_y et R_z) sur la tenue en traction des éprouvettes percées.

$$\overline{K}_t = 1 + n \left(\frac{R_a}{\rho} \right) \left(\frac{R_y}{R_z} \right)$$

Où :

ρ est le rayon moyen des pics

$n=1$ en traction uniforme et $n=2$ en cisaillement.

R_a , R_y et R_z sont les paramètres de rugosité

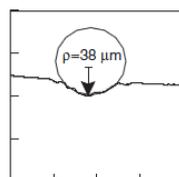


Figure 38. Rayon moyen des pics (AROLA, et al., 2003)

Ils réalisent ensuite des essais de traction et introduisent un facteur de concentration de contraintes ($Kt_{(app)}$), lié à la rupture des premières fibres afin de corrélérer les résultats avec \overline{Kt} .

$$Kt_{(app)} = \frac{\sigma_0}{\sigma_N}$$

σ_0 est la contrainte maximale de traction pour une éprouvette non trouée (ceci afin d'évaluer la tenue en traction d'une éprouvette en CFRP dépourvue de défauts et de concentration de contraintes)

σ_N est la contrainte maximale de traction pour une éprouvette percée (donc avec des défauts inhérents au perçage)

Enfin, afin de n'évaluer que l'influence de la qualité du trou (définie ici comme étant la somme de l'état de surface et de l'intégrité de surface) sans être parasité par les concentrations de contraintes liées à la présence du trou, ils introduisent $Kt_{(q)}$:

$$Kt_{(q)} = \frac{Kt_{(app)}}{Kt_{(hole)}}$$

$Kt_{(hole)}$ est le facteur de concentration de contraintes (lié au trou) théorique. Il se calcule avec la théorie des stratifiés ou avec un logiciel éléments finis.

Les résultats de ses essais lui permettent de constater que la qualité du trou ($Kt_{(q)}$) a une influence certaine sur la tenue en traction des éprouvettes trouées. Par contre, aucun réel lien n'a pu être établi avec l'état de surface (\overline{Kt}).

Ces résultats montrent deux choses :

- L'état de surface des parois de trou quantifié par les critères de rugosité Ra, Ry et Rz n'a pas d'influence sur la tenue en traction des éprouvettes.
- Le critère $Kt_{(q)}$ montre que la qualité du trou a une influence sur la tenue en traction de ces éprouvettes. Il est à noter que les auteurs ont réalisé des perçages avec des contreplaques afin d'éviter les délaminages en entrée et sortie. Les auteurs ont remarqué que les éprouvettes ayant les meilleurs états de surface (rugosité définie par \overline{Kt}) sont celles qui ont les contraintes à rupture les plus basses. Ces mêmes éprouvettes possèdent le $Kt_{(q)}$ (qui représente tous les autres défauts de la paroi du trou y compris la rugosité) le plus élevé (donc la qualité de trou la moins bonne). Après observations au microscope des parois de trou, ils se sont rendu compte que les parois de trou de ces éprouvettes présentent des dégradations thermiques de la matrice.

1.4.2.6 Rugosité r

Les premières études sur les indicateurs de qualité des surfaces composites datent des années 1940. En effet, les premiers auteurs à avoir étudié l'état de surface dans les structures composites viennent du domaine du bois. L'usinage du bois génère la création de pièces souvent utilisées pour réaliser des assemblages ou encore devant respecter une esthétique et

un toucher. Dans la plupart des cas, ces pièces sont amenées à être revêtues. Les défauts d'usinage deviennent alors importants car l'application de solvants aqueux sur ces surfaces induit le gonflement du bois et souvent l'accentuation de ces défauts. Ceci entraîne la surconsommation de ces solvants. Il est donc important d'établir l'interaction entre l'état de surface du bois et la mouillabilité de ces solvants. Pour ce faire, de nombreux auteurs tels que (PASSERONE, 1974) ont étudié l'influence de l'état de surface sur θ (angle de Young). θ représente l'angle de contact que fait une goutte de liquide avec la surface sur laquelle elle est posée (méthode de mesure des angles). Pour une surface « lisse » et parfaite $\theta=0^\circ$, on parle de mouillage total (la goutte s'étale complètement sur la surface). On parle de mouillage partiel lorsque la goutte ne s'étale pas et forme à l'équilibre une calotte sphérique sur le substrat en faisant un angle de contact θ ($\theta < \pi/2$ « liquide mouillant », $\theta > \pi/2$ liquide « mouillant faible » (DE GENNES, et al., 2002)). La mesure et l'interprétation de l'angle de contact permettent de définir le mouillage et de prédire l'adhésion d'un liquide sur un substrat. Etant donné qu'une surface réelle n'est jamais parfaite, un facteur de rugosité de surface (r) a été déterminé par (WENZEL, 1949) et repris par (OUTAHYON, 2008) afin de voir quelle est son influence sur l'angle θ et donc sur la mouillabilité du liquide.

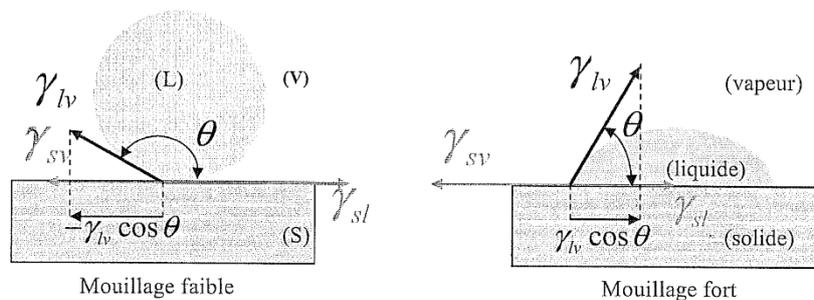


Figure 39. Modèle d'Young de l'interface solide/liquide (OUTAHYON, 2008)

Le critère de rugosité r (dans le bois) comme étant le rapport de deux surfaces (aire réelle de la surface usinée sur l'aire nominale de cette même surface)

$$r = \frac{A}{A'}$$

Où :

A est l'aire réelle

A' est l'aire nominale

$r=1$ surface lisse

$r>1$ surface rugueuse

L'influence de la rugosité r sur l'angle de contact est donnée par la relation :

$$\cos \theta^* = r \cos \theta^0 \quad (\text{WENZEL, 1949})$$

θ^* est l'angle de contact apparent (réel)

θ^0 est l'angle de Young (angle théorique)

r est le critère de rugosité

(OUTAHYON, 2008) calcule l'aire réelle en choisissant un maillage très fin qu'il applique ensuite à la surface réelle (qui a été scannée). Ce quadrillage donne un nombre de points donné et permet ainsi la récupération d'un profil de surface. L'aire réelle est calculée à partir des coordonnées de ces points. La Figure 40 présente un exemple de reconstitution d'une surface défoncée (en bois).

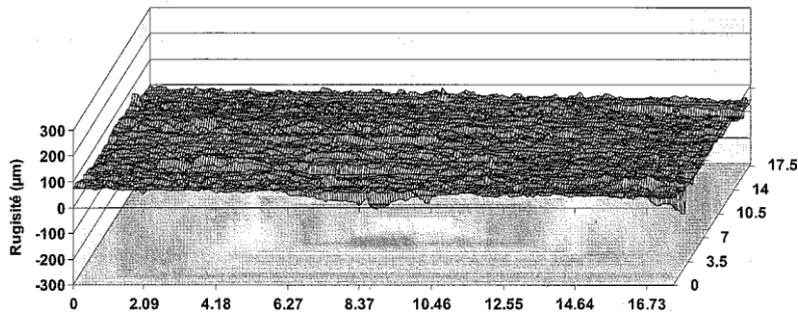


Figure 40. Exemple de reconstitution d'une surface défoncée (OUTAHYON, 2008)

Les conclusions de son travail sont que le critère r ne semble pas avoir d'influence sur la mouillabilité du liquide. Les différences de résultats de mouillabilité selon lui ne seraient dues qu'à l'hétérogénéité des matériaux testés. Ce critère est intéressant car il permet de définir l'état d'une surface entière et non d'une zone ciblée.

A l'issue de cette partie, la principale conclusion que l'on peut tirer est que l'ensemble des auteurs s'accordent pour dire que le paramètre de rugosité R_a ne permet pas de quantifier et de qualifier les usinages dans les matériaux composites. Néanmoins, il existe d'autres paramètres normalisés tels que les paramètres de hauteur totale de profil et les paramètres de portance qu'il serait intéressant de « creuser » dans le cadre de ce travail de thèse. Dans le cas des critères proposés par les auteurs qui ont été cités plus haut, on peut les classer en deux grands groupes à savoir :

- Les critères d'entrée et sortie de trou : on y retrouve le facteur de délaminage et le facteur de délaminage ajusté.
- Les critères de paroi de trou : ce sont les critères de pourcentage de surface endommagée et de fibres déchaussées, le facteur de concentration de contraintes, le critère de rugosité r .

Ce chapitre permet d'avoir une vision des critères qui existent qu'ils soient normalisés ou pas. Ces critères serviront de base sur lesquelles ce travail de thèse pourra s'appuyer et on envisagera leur application dans le contexte de cette recherche.

Les études recensées dans cette partie mettent en évidence l'importance de la caractérisation des défauts de perçage, le but étant de mettre en lumière l'importance de ces défauts sur la tenue mécanique des structures percées. Le chapitre suivant va présenter de manière générale les modes d'endommagement de ces structures composites trouées et plus particulièrement de l'influence qu'ont les défauts de perçage sur ces modes d'endommagement.

I.5 Modes de ruptures et endommagement des pièces composites percées

Macroscopiquement les modes de rupture des matériaux composites ressemblent à ceux des matériaux métalliques assemblés. Ce n'est pas le cas d'un point de vue microscopique étant donnée la différence de constitution entre ces deux familles de matériaux. Ce chapitre va s'attacher à présenter dans un premier temps et de manière globale les différents modes d'endommagement des structures composites. Dans un second temps, l'accent sera mis sur le mode d'endommagement par matage car c'est celui dans lequel la paroi du trou est la plus sollicitée. Enfin, seront présentées des études portant sur le lien entre les différents modes de rupture et les défauts de perçage des structures composites.

I.5.1 Modes de rupture des structures composites percées

Il existe 6 principaux modes de rupture des structures composites percées (Figure 41) :

- Le mode de rupture en traction/compression (L-NT, L-NC) apparaît quand le diamètre du boulon est grand par rapport à la largeur de l'éprouvette. Afin d'éviter ce type de rupture, on peut augmenter la largeur de l'éprouvette. Dans un cas général, il est préconisé de percer un trou dont le diamètre est quatre fois inférieur à la largeur de la surface et encore plus pour les drapages quasi-isotrope dans du CFRP. Cette rupture est considérée comme catastrophique car elle conduit à la rupture de l'assemblage.

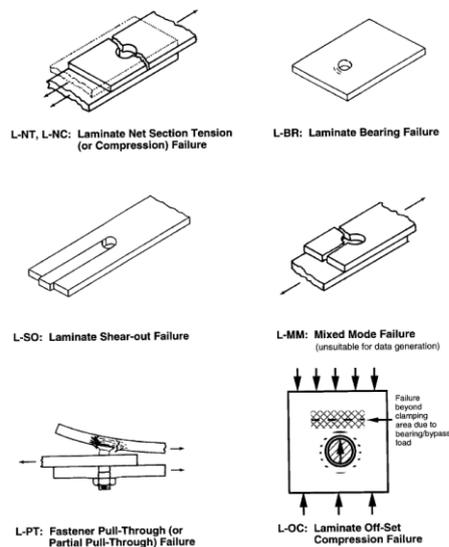


Figure 41. Modes de ruptures des pièces composites percées (US Military Handbook 17).

- La rupture en matage (L-BR) arrive à la suite d'une accumulation d'endommagements de compression sur le bord chargé du trou. Elle est associée à des modes de rupture microscopiques à savoir des ruptures de fibres, des fissurations de la matrice et des délaminages.

- La rupture en cisaillement (L-SO) est initiée en bord de trou. Elle est causée par des contraintes de cisaillement se trouvant dans la direction du chargement. Elle est due à une distance insuffisante entre le centre du trou et le bord libre de l'éprouvette. En général, il est préconisé de percer un trou dont le diamètre est trois fois inférieur à cette distance (entre le centre du trou et le bord libre de l'éprouvette). Ce mode de rupture aboutit au désassemblage des pièces.
- Le mode de rupture par clivage/traction (L-MM) est très peu observé. Il arrive lorsque le trou est trop proche du bord de l'éprouvette. Ce type de rupture arrive souvent par le bord de l'éprouvette plutôt que par le côté adjacent à la fixation. Il peut aussi provenir d'une rupture nette en traction, et aussi d'une stratification non-adéquate (le taux de fibres orienté à 0° par rapport à la sollicitation est élevé alors que le taux de fibres orienté à 90° est insuffisant).
- Dans certains cas, la tête du boulon peut passer au travers du stratifié après que le boulon ait fléchi et ait été déformé. C'est la rupture en Pull-Through (L-PT). Ce mode est fréquemment associé avec des fixations à tête fraisée et est fortement dépendant du type de fixation utilisée.
- La rupture en offset (L-OC) est attribuée au flambement local des fibres devant le boulon.

Il est important de noter que pour une géométrie donnée, le mode de rupture dépend de l'empilement des diverses couches de stratifié.

Le but de ce travail de recherche étant d'évaluer les indicateurs de qualité des parois de trou dans le composite, il est nécessaire de comprendre les phénomènes d'endommagement localisés en bord de trou. La sollicitation de matage apparait de toute évidence être celle sollicitant le plus la paroi du trou.

I.5.2 Endommagements localisés: cas du matage

Le mode d'endommagement par matage a fait l'objet de plusieurs études. La paroi du trou est écrasée par le boulon. Avant de pouvoir caractériser les parois de trou par un critère de qualité, il est nécessaire de mieux comprendre les modes d'endommagement dans lesquels elles interviennent le plus : il s'agit principalement du mode d'endommagement par matage. Il est donc important de comprendre ses modes d'apparition et de propagation.

Xiao et Ishikawa (XIAO, et al., 2005) ont étudié la tenue en matage des stratifiés quasi-isotropes à fibres de carbone sollicités en traction au sein d'assemblages double cisaillement avec serrage (Figure 42). Selon ces auteurs, la rupture en matage semble se diviser en 4 étapes :

- L'initiation de l'endommagement : les premiers endommagements apparaissent dans la zone de contact boulon/paroi du trou. Les fibres subissent des ruptures en compression induites par leur micro-flambement. De petits délaminages résultant de ces ruptures apparaissent par la suite.

- L'évolution ou propagation de l'endommagement : ce phénomène se produit dans la région sous la rondelle. Il résulte d'une accumulation de zones endommagées en compression et se caractérise par une perte apparente de raideur locale des renforts, suite à leur flambage sous chargement de compression, combinée à la dégradation de la matrice, cisailée entre les renforts. Cette perte de raideur provoque une localisation des déformations qui se propagent dans un volume de faible épaisseur. À terme dans les stratifiés, les fibres de carbone rompent et forment une bande de plissement (*kink-band* en anglais) (FELD, 2011). Le *kinking* est un mode de rupture microscopique (à l'échelle de la fibre). Il apparaît sur de nombreuses éprouvettes stratifiées sollicitées en compression comme une rupture par plissement. Il s'agit là d'un mode de dégradation propre aux matériaux hétérogènes orientés, comme les strates rocheuses ou les composites stratifiés.
- Ruptures locales en bord de trou : lorsque l'effort en matage dépasse le premier pic (où l'endommagement en matage dans la zone sous la rondelle atteint graduellement un état de saturation), des délaminages très importants ainsi que des fissurations commencent à se former hors de la zone sous la rondelle. La rupture structurale de la pièce ne tarde pas à arriver.
- Rupture structurale de la pièce.

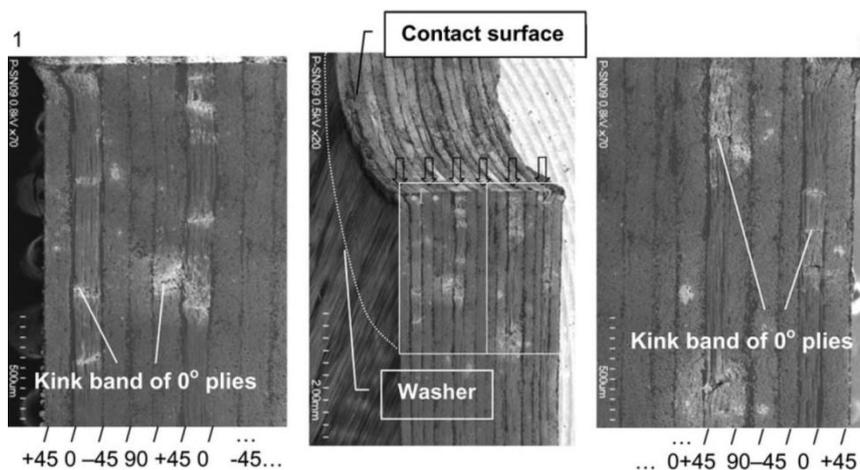


Figure 42. « Kink-band » apparaissant sur des plis à 0° suite au matage (XIAO, et al., 2005)

(GOHORIANU, 2008) a étudié la cinétique d'endommagement par matage des composites stratifiés. Elle a notamment investigué sur la différence du comportement en matage des assemblages avec et sans serrage. En effet, la cinétique d'endommagement par matage des assemblages avec serrage n'est pas la même que celle d'un assemblage sans serrage en raison du confinement latéral dû au serrage.

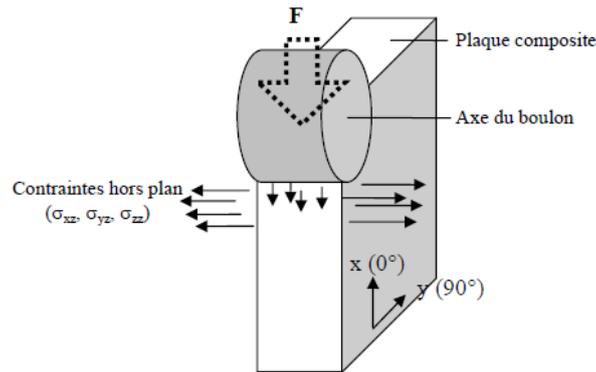


Figure 43. Schéma des effets hors plan dans un stratifié soumis au matage (GOHORIANU, 2008).

Pour un assemblage avec serrage, l'endommagement en bord de trou apparaît à de faibles niveaux de charge et il est similaire à celui d'un assemblage sans serrage : fissurations matricielles dans les plis à 90° , flambement des fibres à $0^\circ, \pm 45^\circ$. Pour des chargements plus élevés, des délaminages sont initiés aux interfaces $0^\circ/-45^\circ$ et $+45^\circ/0^\circ$. La taille des défauts en bord de trou est plus réduite dans le cas des assemblages avec serrage pour une déformation équivalente du trou. Autrement dit, le serrage minimise l'endommagement pour un effort identique. L'endommagement dans la zone de serrage représente une propagation des défauts initiés en bord de trou. Des flambements des fibres à 0° et $\pm 45^\circ$ apparaissent sur toute la largeur de la zone de serrage. Le confinement du stratifié permet donc d'une part de limiter ou retarder le flambement des fibres (diminution des effets hors plan : et d'autre part de limiter la chute de raideur après flambement de celles-ci. L'endommagement en dehors de la zone de serrage est caractérisé essentiellement par des fissurations dans les plis à 90° . Ces ruptures matricielles en compression sont suivies de l'augmentation de l'épaisseur du stratifié juste après la zone de serrage.

Les travaux de (IRISARRI, et al., 2012) confirment ces résultats. En effet, les auteurs ont réalisés des essais de matage $\frac{1}{2}$ trou (de $\Phi=6\text{mm}$) sur des éprouvettes en carbone/époxy T300/914 de séquence d'empilement $[(90_2/0_2)_2]_s$. Le suivi des essais a été réalisé avec des capteurs acoustiques afin de corréler les résultats expérimentaux à ceux des modèles numériques. Les résultats des modèles numériques montrent que les premières ruptures interlaminaires apparaissent à 80% du 1^{er} pic de matage aux interfaces $0^\circ/90^\circ$. La propagation de l'endommagement interlaminaire est lente et stable jusqu'au pic. Par la suite, arrivent les premières ruptures de fibres dans les plis à 0° juste avant la rupture en matage à environ 90% du pic. La rupture finale arrive peu de temps après à cause d'une forte augmentation du nombre de fibres cassées dans les plis à 0° aux extrémités du trou. Ce scénario de rupture semble en accord avec les évènements acoustiques ainsi que les observations des faciès de rupture des éprouvettes (Figure 44).

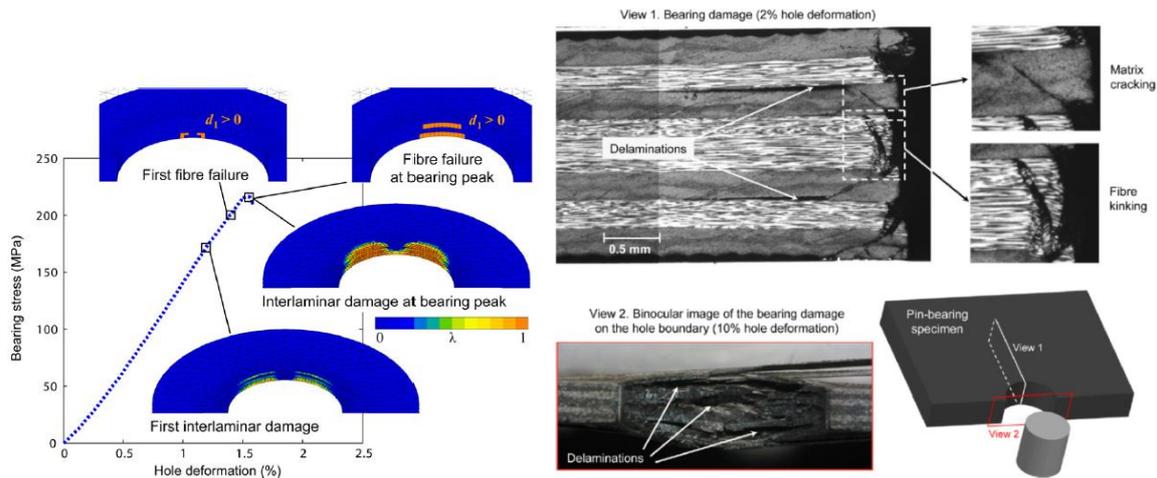


Figure 44 Cinétique d'endommagement par matage (IRISARRI, et al., 2012)

La rupture en matage est de l'avis de tous ces auteurs une rupture liée à une accumulation d'endommagements. Cette rupture commence par l'endommagement des interfaces à de faibles niveaux de charge et se poursuit par la rupture des fibres des 0° et enfin se conclut par la rupture de ces fibres suite à une forte augmentation des fibres cassées. On peut aussi retenir que le serrage a tendance à retarder la rupture finale en limitant les contraintes hors-plan à l'origine des délaminages.

Après avoir présenté de manière globale les différents modes de rupture des structures composites percées et en particulier les modes d'endommagement liés au matage, le paragraphe qui suit détaillera les études qui ont été réalisées sur l'influence des défauts de perçage sur la tenue mécanique des structures composites percées.

I.5.3 Influence des défauts d'usinage sur la tenue mécanique des structures composites.

Un nombre limité d'auteurs ont recherché l'influence des défauts d'usinage sur la tenue mécanique des pièces composites. Les opérations d'usinage les plus courantes ont été investiguées, à savoir le perçage et le fraisage. Plusieurs types de matériaux composites ont été étudiés (fibres courtes ou longues, carbone/époxy, verre/époxy, kevlar/époxy, etc...). Pour le perçage qui a été clairement le plus analysé, les résultats de tous les travaux qui sont présentés seront scindés en deux grands groupes :

- L'influence de tous les types défauts de perçage pris globalement sur la tenue mécanique des pièces trouées.
- L'influence des défauts de paroi seuls sur la tenue mécanique des pièces trouées.

1.5.3.1 Influence des défauts de perçage : tous types de défauts

Dans cette partie, l'influence de ces défauts est catégorisée suivant les types de sollicitations.

1.5.3.1.a) Cas de la flexion

Les premières études portant sur l'influence des défauts de perçage sur la tenue mécanique des structures composites datent de la fin des années 80 et du début des années 90. Dans ses travaux de thèse (GUEGAN, 1994) a évalué l'influence des défauts de perçage sur la tenue en flexion dynamique d'éprouvettes quasi-isotropes en carbone/PEEK. Pour ce faire, il a comparé la tenue en flexion dynamique d'une éprouvette « saine » et d'une éprouvette avec d'importants défauts d'usinage (défauts en entrée et en sortie de trou et dégradations thermiques dans la paroi). Il est à noter que l'auteur ne donne pas de niveaux de dégradations thermiques (une éprouvette est dégradée ou elle ne l'est pas du tout).

Dès les premiers cycles, il remarque l'apparition de zones de concentration de contraintes. Elles sont plus étendues pour les éprouvettes dégradées et partent du côté où se trouve le défaut de perçage le plus important.



Figure 45. Localisation des déformations maximales (GUEGAN, 1994)

L'éprouvette dégradée a une durée de vie plus courte et une raideur inférieure à celle de l'éprouvette « saine ». Il en conclut que les défauts d'entrée et sortie ont une influence plus importante que les défauts de paroi sur un essai de type flexion. En d'autres termes, la présence de défauts d'entrée et de sortie de trou modifie les mécanismes d'endommagement en flexion contrairement aux défauts de paroi qui n'ont aucune influence en flexion.

Les résultats de (GUEGAN, 1994) semblent être confirmés par ceux de (PAOLETTI, 2003), en termes de perte de raideur observée pour les éprouvettes présentant le plus de défauts de perçage. En effet, en réalisant des essais de fatigue en flexion sur des éprouvettes en verre/époxy trouées, (PAOLETTI, 2003) se rend compte que les éprouvettes possédant le moins de défauts de perçage ont une meilleure raideur que les éprouvettes ayant des défauts de perçage plus importants. Néanmoins, il constate que les défauts de perçage (il met l'accent sur les délaminages en sortie) n'affectent pas tellement la tenue en fatigue en flexion des éprouvettes trouées en GFRP.

Les défauts de perçage semblent générer (dans le cas des structures composites à fibres de carbone et résine PEEK) une baisse de la tenue en fatigue ainsi que de la raideur en flexion. Pour des structures en verre/époxy, la tenue en fatigue ne semble pas impactée par les défauts de perçage mais néanmoins, les éprouvettes présentant d'importants défauts de perçage sont moins raides que celle des éprouvettes ayant très peu de défauts de perçage. Dans les deux

cas, la présence de défauts de perçage semble créer une baisse de raideur en flexion des structures composites percées.

1.5.3.1.b) Modes de rupture en matage et en compression

Ce sont les modes de rupture sur lesquels l'influence des défauts de perçage a été la plus investiguée. Des auteurs tels que (PERSSON, et al., 1997) ont réalisé des essais de matage et de compression en statique et en fatigue sur des éprouvettes en CFRP présentant peu ou d'importants défauts de perçage. Pour ce faire, des perçages avec différents types d'outils (deux PCD (un outil neuf et un outil usé), un outil dague (un outil neuf et un outil usé)) sont réalisés. En utilisant une méthode de perçage orbital appelée méthode KTH (l'outil utilisé est un trépan diamanté), ils réalisent des trous avec très peu de défauts de perçage. Les éprouvettes issues de cette méthode de perçage sont prises comme référence lors des essais.

Pour les éprouvettes percées avec les forets en PCD, les délaminages observés ont la taille d'un rayon du trou et pour éprouvettes percées avec les outils dague ils ont la taille d'un quart de rayon du trou. Les résultats sont consignés dans le Tableau 2 :

Tableau 2. Pourcentage de baisse des performances mécaniques des pièces composites percées en fonction du type d'outil et/ou de la méthode de perçage (PERSSON, et al., 1997)

Essais mécaniques	Outils	% Pertes en tenue au matage et en compression par rapport au KTH
MATAGE EN STATIQUE	KTH	-
	PCD NEUF	10.7
	PCD USE	11.2
	OUTIL DAGUE NEUF	1.7
	OUTIL USE	2.9
FATIGUE EN MATAGE	KTH	-
	PCD NEUF	18.9
	PCD USE	26.8
	OUTIL DAGUE NEUF	9.2
	OUTIL USE	10.6
COMPRESSION EN STATIQUE	KTH	-
	PCD NEUF	2.1
	PCD USE	9.2
	OUTIL DAGUE NEUF	1.8
	OUTIL USE	-
FATIGUE EN COMPRESSION	KTH	-
	PCD NEUF	2.2
	PCD USE	9.8
	OUTIL DAGUE NEUF	0
	OUTIL USE	8

On peut constater au vu de ces résultats, que les défauts de perçage créent une baisse des performances mécaniques des éprouvettes dans toutes les configurations d'essais. L'essai de matage semble être celui sur lequel ces défauts ont le plus d'impact. De plus, on constate que les éprouvettes percées avec les outils usés présentent des baisses de performances mécaniques plus importantes que les outils neufs. Il a été indiqué dans les chapitres précédents que l'usure d'outil notamment au niveau du bec et de l'âme créent des efforts de poussée importants et donc des délaminages en entrée et en sortie conséquents ainsi que des états de surface très dégradés. La présence des défauts de perçage semblent modifier les modes de rupture en compression et matage.

Les mêmes conclusions ont été faites par (DURÃO, et al., 2008). En effet, les auteurs ont réalisé des perçages sur des plaques hybrides carbone/époxy et verre/époxy en utilisant différents types d'outils. Ils quantifient les défauts d'usinage en utilisant le facteur de délaminage (CHEN, 1997). D'un outil à l'autre, la valeur de ce critère varie (certains outils créent plus de défauts que d'autres : Figure 46a). A l'issue des essais de matage, ils se rendent compte qu'il y a une chute de 14% entre la meilleure et la plus mauvaise valeur de la résistance au matage (Figure 46b). Ils concluent alors que les défauts d'entrée et de sortie affectent la tenue au matage des structures composites percées.

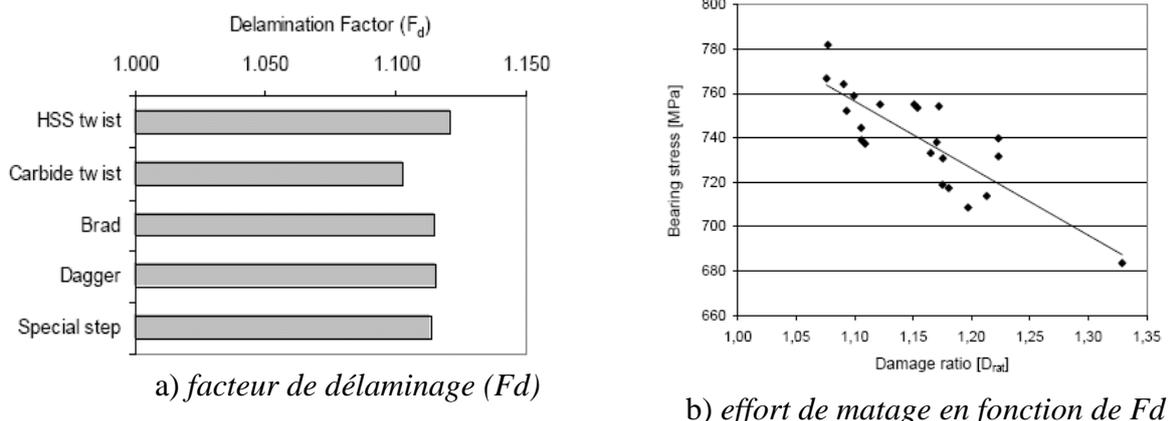


Figure 46 Evolution de la tenue au matage en fonction du facteur de délaminage (DURÃO, et al., 2008)

Dans la même optique, (KRISHNARAJ, et al., 2007) ont évalué la tenue au matage d'éprouvettes en verre/époxy percées dans différentes conditions de perçage. Les différents types de défauts de perçage générés n'ont pas été clairement décrits par les auteurs. Ils observent que les éprouvettes présentant la meilleure tenue au matage sont celles qui ont été percées à des vitesses d'avance relativement faibles (Figure 47). Néanmoins, des vitesses de rotation trop faibles ou trop élevées génèrent une chute de la contrainte maximale en matage. Ces résultats s'expliquent par le fait que des vitesses d'avance trop élevées génèrent d'importants efforts de poussée responsables des délaminages en sortie de trou et des vitesses de rotation trop élevées créent des dégradations thermiques des matrices époxy. Un compromis est donc nécessaire afin d'éviter chacun de ces types de défauts.

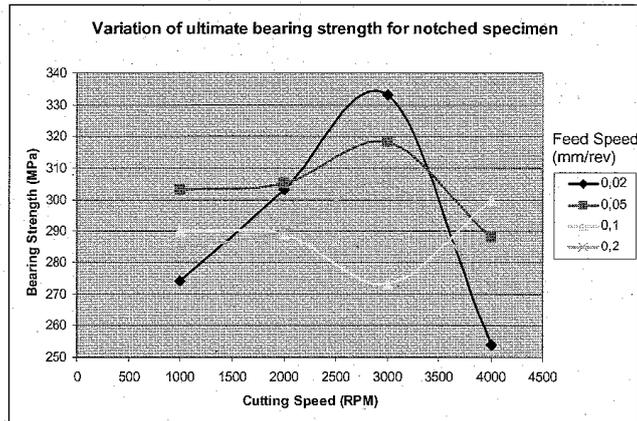


Figure 47. Effet du facteur "paramètres de coupe" sur la tenue au matage (KRISHNARAJ, et al., 2007)

En complémentarité avec les études de (KRISHNARAJ, et al., 2007), (GOHORIANU, 2008) a comparé la tenue en matage d'éprouvettes percées dans des conditions différentes. Ces conditions sont décomposées suivant 3 paramètres :

- La méthode de perçage : l'auteur remarque que les stratifiés contre-perçés ont un meilleur comportement au matage (contrainte au pic) que celui des stratifiés percés séparément avec appui, notamment pour des avances élevées. Ce résultat est une conséquence directe du fait que le contre-perçage permet d'obtenir des trous avec des défauts de perçage peu étendus. En effet, le perçage hybride limite non seulement les défauts de sortie mais aussi les défauts d'entrée de trou. Cependant, les limites élastiques et les raideurs initiales sont supérieures dans le cas des stratifiés percés avec appui. Ceci peut être expliqué par le fait que lors du contre-perçage, les copeaux de la plaque métallique inférieure remontent le long des deux goujures du foret et abîment la paroi du trou dans la plaque composite.
- Le type d'appui : Les résultats des essais de matage sur assemblages mixtes montrent des comportements similaires des stratifiés percés avec ou sans appui. Malgré les délaminages de taille importante, le fait de percer sans appui au droit du trou n'entraîne pas une forte dégradation de la tenue au matage des stratifiés carbone/époxy. Cette conclusion trouve son explication dans la nature même du phénomène de matage. Il s'agit d'un phénomène d'endommagement très localisé en bord de trou influencé notamment par les défauts de paroi de trou. De plus, dans ce type d'assemblage, le serrage crée un confinement du stratifié et permet donc d'une part de limiter ou retarder le flambement des fibres (diminution des effets hors plan) et d'autre part de limiter la chute de raideur après flambement de celles-ci.
- La vitesse d'avance : L'augmentation de la vitesse d'avance génère l'amplification des défauts de perçage (défauts d'entrée, de sortie et sur la paroi du trou). La conséquence directe des défauts de perçage est la dégradation de la résistance au

matage des stratifiés. Les courbes d'essais ont mis en évidence la perte de rigidité des assemblages avec et sans serrage lorsque leurs composants stratifiés sont percés à des avances élevées.

Il semblerait que la présence des défauts d'entrée et sortie de trou génère une baisse de la contrainte de matage au pic, néanmoins, les défauts de paroi semblent influencer les limites élastiques et raideurs des stratifiés carbone/époxy. De plus l'influence du serrage est très importante. Il augmente considérablement la tenue au matage des assemblages mixtes.

Des auteurs tels que (HAMDOUN, et al., 2006) ont étudié l'influence des défauts de perçage sur la tenue en compression d'éprouvettes trouées en carbone/époxy. Ils ont comparé la tenue en statique et fatigue d'une éprouvette « saine » et d'une éprouvette ayant des défauts de perçages. Ils identifient (aux rayons X) deux échelles de défauts : le plus grand défaut (A) est le délaminage en sortie de trou (il mesure environ entre 7 à 8 fois l'épaisseur d'un pli) et le plus petit (B) est lié à la paroi du trou (une bande non uniforme d'une largeur d'environ 1mm et située à 30° par rapport à la direction des fibres est observée aux rayons X) (Figure 48).

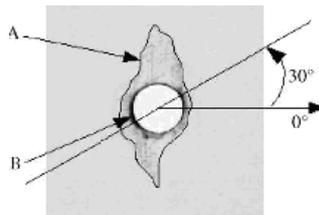


Figure 48. Défauts visualisés aux rayons X (HAMDOUN, et al., 2006)

Les mesures de rugosité ont donné les plus grandes valeurs à une orientation de 30° par rapport aux fibres. Les essais statiques ont permis de relever les valeurs du module d'élasticité sécant pour les 2 types d'éprouvettes. Il s'avère que les éprouvettes « saines » possèdent un meilleur module d'élasticité que les éprouvettes ayant d'importants défauts de perçage (Figure 49). Les essais de fatigue ont permis de montrer une baisse (4 à 5%) du module d'élasticité pour les éprouvettes « saines » à 150000 cycles. Au-delà, la courbe reste linéaire (très peu de variation du module sécant). A la fin de l'essai de fatigue (400000 cycles), une perte de 6% du module d'élasticité a été observée pour les éprouvettes « saines ».

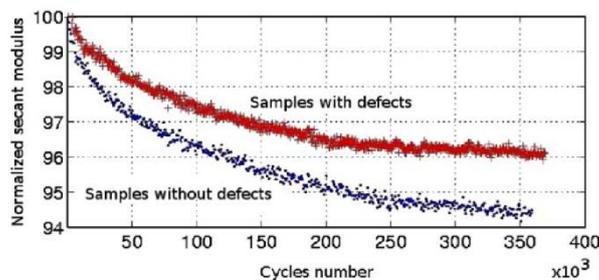


Figure 49. Evolution du module sécant en fonction du nombre de cycles pour deux lots d'éprouvettes (HAMDOUN, et al., 2006)

Pour les éprouvettes avec d'importants défauts de perçage, la dégradation du module sécant est moins « brutale » que pour les éprouvettes « saines » (baisse de 3% du module sécant à 150000 cycles) et à la fin de l'essai de fatigue, elle est moins importante que celle observée pour les éprouvettes « saines ». Au terme de l'essai de fatigue, les éprouvettes avec d'importants défauts de perçage ont le même module sécant que les éprouvettes « saines ».

L'observation des éprouvettes après rupture montre des fissures tangentes au trou (splitting) et dans la direction de sollicitation pour éprouvette « saine » et quelques fissures hors axes pour les éprouvettes avec défauts (Figure 50). La longueur de ces fissures semble augmenter de façon régulière avec le nombre de chargements. Quand la pente de la courbe de dégradation du module sécant change (150000 cycles), la longueur de fissuration est presque égale au rayon du trou. Une explication à ce phénomène réside dans le fait que lorsque la longueur de la fissure est inférieure au rayon du trou, « l'opposition » des fibres à la propagation de la fissure n'est pas assez suffisante, mais lorsque cette longueur dépasse le rayon du trou, le « splitting » s'est propagé dans toute l'éprouvette et il devient plus difficile pour les fissures de se propager et/ou de s'ouvrir.

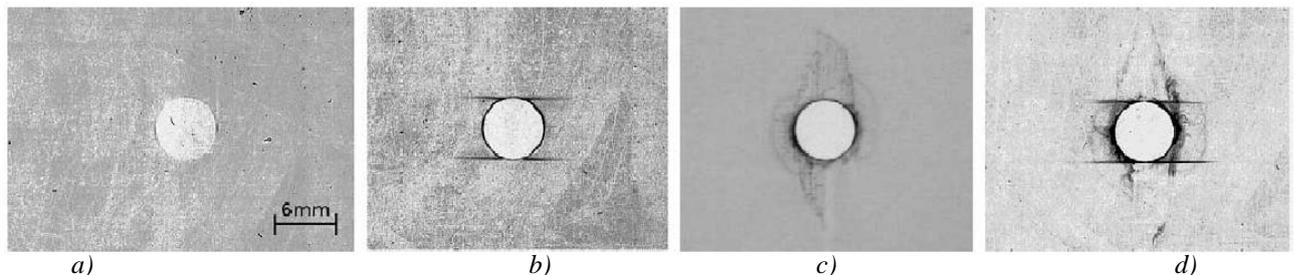


Figure 50. Cartographie aux rayons X d'une éprouvette sans défauts de perçage avant (a) et après l'essai (b) de fatigue et d'une éprouvette avec des défauts de perçage avant (c) et après l'essai (d) (HAMDOUN, et al., 2006)

Des observations microscopiques à travers l'épaisseur des deux séries d'éprouvettes ont montré que les endommagements induits par l'essai de fatigue sont très similaires quelle que soit la qualité du perçage. Il semblerait toutefois qu'il soit observé une baisse de raideur initiale en compression des éprouvettes ayant d'importants défauts de perçage. Toutefois, la raideur en fatigue n'est pas modifiée dans ce cas.

De manière globale, on constate que les défauts de perçage ont une influence sur la tenue mécanique des structures composites percées.

- Le mode de rupture en flexion des pièces en carbone/époxy est modifié par la présence de ces défauts. Une baisse de raideur en flexion et de la durée de vie (pour des éprouvettes carbone/PEEK) a été observée pour des éprouvettes présentant d'importants défauts de perçage.
- Le mode de rupture en matage semble aussi être influencé par la présence des défauts de perçage. En effet, plusieurs auteurs ont constaté des baisses de performances mécaniques en matage (en statique et en fatigue) pour des éprouvettes ayant d'importants défauts de perçage. Les défauts de paroi de trou semblent générer une baisse de la raideur et de la limite élastique alors que les défauts d'entrée et de sortie ont une influence sur la contrainte de matage au pic.

- Le mode de rupture en compression est lui aussi influencé par la présence de défauts de perçage. On a pu constater une baisse de la contrainte à rupture ainsi que de la raideur en statique pour des éprouvettes ayant d'importants défauts de perçage. En fatigue, ces défauts ne semblent affecter que la contrainte à rupture des éprouvettes et non plus leur raideur.

A l'issue de cette étude, il semble clair que les défauts de perçage, pris dans leur intégralité, affectent la tenue mécanique des structures composites. Dans la partie qui suit, seule l'influence des défauts de paroi sur la tenue mécanique des structures composites sera analysée.

1.5.3.2 Influence des défauts de perçage : les défauts de paroi de trou

L'influence des défauts de paroi de trou sur la tenue mécanique des structures composites percées apparaît très peu dans la littérature. Il est important de rappeler que ces défauts sont de plusieurs sortes (dégradations thermiques de la matrice, arrachements de paquets de fibres et de matrice...). Ils ont été souvent considérés comme secondaires devant les défauts d'entrée et de sortie de trou. Néanmoins certains auteurs comme (GUEGAN, 1994), (AROLA, et al., 2003) et (GOHORIANU, 2008) ont évalué l'influence de ces défauts sur différents types d'essais mécaniques.

1.5.3.2.a) Mode de rupture en flexion

Afin d'évaluer l'influence de la dégradation thermique uniquement, (GUEGAN, 1994) réalise des essais de flexion en fatigue sur des éprouvettes carbone/PEEK. Ces éprouvettes n'ont de seul défaut que la dégradation thermique. Il compare ces résultats avec des éprouvettes non dégradées thermiquement et constate que les dégradations thermiques des parois de trou conduisent à la chute de la raideur initiale des éprouvettes dégradées thermiquement par rapport aux éprouvettes « saines ». Au fil de l'essai de fatigue, l'écart entre les raideurs des éprouvettes dégradées thermiquement et des éprouvettes non dégradées est conservé.

1.5.3.2.b) Mode de rupture en traction

(GUEGAN, 1994) s'est intéressé à l'influence de la dégradation thermique sur la tenue mécanique en traction d'éprouvettes en verre/époxy. Il constate que la présence de ce défaut réduit la résistance à rupture en traction statique des éprouvettes.

(AROLA, et al., 2003) ont étudié la tenue en traction d'éprouvettes en graphite/époxy. Ils caractérisent la paroi du trou par un critère de concentration de contraintes lié à la rugosité (voir paragraphe I.4.2.5). Ils constatent qu'il n'y a aucune influence de ce critère sur la contrainte à rupture des premières fibres en traction. De plus, ils remarquent que les éprouvettes percées avec des outils usés présentent un meilleur état de surface (en termes de rugosité), mais ont des contraintes à rupture les plus faibles. Après observations de la paroi de ces trous, une dégradation thermique de la matrice est observée. Les auteurs concluent que :

- La dégradation thermique a une influence sur la tenue mécanique en traction des éprouvettes.

- Afin de prédire la rupture en traction d'éprouvettes trouées, les moyens de contrôle tels que les profilomètres ainsi que les paramètres standards de rugosité ne sont pas fiables.

1.5.3.2.c) Mode de rupture en matage

(GOHORIANU, 2008) a comparé la tenue en matage d'éprouvettes en carbone/époxy contre-percées (perçage hybride) et celle d'éprouvettes percées avec un appui au droit du trou. Le perçage hybride permet d'obtenir des trous sans défauts en entrée et sortie de trou. Le perçage avec appui au droit du trou limite aussi ce genre de défauts mais dans une moindre mesure que le perçage hybride dans certaines conditions de coupe. L'inconvénient du perçage hybride est que les copeaux de la plaque métallique inférieure remontent le long des deux goujures du foret et abîment la paroi du trou dans la plaque composite. Les résultats des essais de matage montrent que la raideur et la limite élastique des éprouvettes contre-percées est inférieure à celle des éprouvettes percées avec un appui au droit du trou. Les défauts de paroi semblent donc avoir une influence sur la raideur et la limite élastique des éprouvettes en matage.

1.5.3.2.d) Mode de rupture en compression

(GUEGAN, 1994) démontre que les délaminages en entrée et sortie ne sont pas forcément plus pénalisants que les dégradations thermiques. Tout dépendrait du type de sollicitation. En flexion dynamique, les délaminages en entrée et sortie semblent être les plus pénalisants. Néanmoins pour un essai de compression dynamique sur banc d'Hopkinson, selon l'axe du trou, perpendiculairement aux fibres (ce type de sollicitation peut intervenir par exemple, lors de l'installation d'un rivet dans un trou, ou en service par l'intermédiaire de cet élément de fixation), la dégradation thermique est prépondérante sur les délaminages en entrée et sortie. En effet, une baisse de la contrainte à rupture des éprouvettes dégradées thermiquement par rapport à des éprouvettes présentant des délaminages en entrée et sortie a été constatée. Il est néanmoins important de noter que dans ses travaux de thèse, l'auteur ne définit l'état de surface des trous que par la dégradation thermique alors qu'il existe d'autres défauts inhérents à la paroi du trou (arrachement de paquets de fibres et de matrice, circularité etc...)

D'un point de vue global, il a été clairement démontré que les défauts de paroi et en particulier les dégradations thermiques de la matrice ont une influence sur la tenue mécanique des éprouvettes composites en flexion, en traction, en compression et en matage. La conclusion importante qui peut être tirée de cette étude est que les défauts de perçage ont chacun, pris séparément, une influence sur la tenue mécanique et surtout qu'aucun défaut n'est réellement prépondérant sur les autres.

On se rend compte à l'issue de ce chapitre que très peu d'études ont été réalisées concernant l'influence de chaque type de défauts de paroi de trou à la rupture des structures. Néanmoins, ce qui paraît très clair c'est que la tenue en matage est affectée par les défauts de paroi de trou.

Nous pouvons donc supposer qu'en réalisant des essais de matage sur des éprouvettes dont l'état de surface des trous est très dégradé, il serait possible de voir apparaître des résultats intéressants au vu de la perte de performances mécaniques. D'après ce qui a été démontré sur l'influence du serrage, dans un premier temps nous allons étudier le cas d'éprouvettes sans serrage afin de ne pas « parasiter » les résultats obtenus. Une fois que l'influence de chaque type de défauts de paroi de trou sur la rupture des éprouvettes sera connue, il sera intéressant d'évaluer les effets du serrage. Dans tous les cas, il semble que l'influence de la rugosité des parois de trou n'ait pas été assez investiguée. En effet, la plupart de ces auteurs ont traité les défauts de perçage dans leur intégralité sans pour autant déterminer l'influence de chacun d'eux sur la tenue mécanique des pièces trouées. Quelques auteurs parmi ceux que nous avons cités ont fait la distinction entre les défauts de paroi et les délaminages en entrée et sortie. Néanmoins, ils n'ont pas fait la distinction entre les différents types de défauts de paroi. En effet, (GUEGAN, 1994) a mis l'accent sur les dégradations thermiques mais ne parle pas de rugosité. (GOHORIANU, 2008) a déterminé que les défauts de paroi ont une influence sur la tenue en matage mais les types de défauts de paroi n'ont pas été détaillés. (AROLA, et al., 2003) a démontré que l'état des surface quantifié par sa rugosité n'a pas d'influence sur la tenue en traction des éprouvettes percées, mais que la dégradation thermique de la matrice semble diminuer les performances mécaniques de ces éprouvettes.

La plupart des éprouvettes qui seront testées dans ce travail de thèse seront découpées dans une plaque à l'aide d'un disque diamant. Il est donc important de savoir quelle est l'influence de l'état de surface en bord d'éprouvettes sur la tenue mécanique de ces dernières afin de s'assurer que les résultats d'essais qui seront obtenus ne seront pas impactés par ce paramètre.

1.5.3.3 Le fraisage

Quelques auteurs ont réalisé des études sur l'influence de l'état de surface des bords d'éprouvettes sur leur tenue mécanique.

(GUEGAN, 1994) a réalisé des essais de traction sur des éprouvettes haltères plates non percées afin d'évaluer l'influence de l'état de surface des bords de l'éprouvette sur leur tenue en traction. Ces éprouvettes sont en verre/époxy d'épaisseur 3.4mm. Les bords des éprouvettes ont été obtenus avec 2 outils de même nature mais de microgéométrie différente afin d'accroître l'écart entre l'aspect des surfaces. Deux valeurs de rugosité sont obtenues : 2.1 μ m et 11.5 μ m. Il observe une chute de 8.8% de la limite à la rupture d'une éprouvette à l'autre. L'état de surface des bords des éprouvettes semble donc avoir une influence sur la tenue en traction de ces éprouvettes.

(ERIKSEN, 1999) a réalisé différents types d'essais (essai de flexion par choc sur éprouvette entaillée Charpy (« Charpy impact »), fatigue en flexion et flexion statique) sur des éprouvettes provenant de trois types de matériaux à fibres courtes. Il caractérise l'état de surface des bords d'éprouvettes par le critère de rugosité Ra. Il compare 3 niveaux de rugosité (faible (entre 0 et 1 μ m), moyen (entre 2 et 3 μ m) et élevé (entre 4 et 6 μ m)). L'étude statistique des résultats d'essais montre qu'il n'y a pas d'influence de la rugosité des bords d'éprouvettes sur leur tenue mécanique pour les 3 types d'essais avec un niveau de signification de 5%.

Néanmoins, avec un niveau de signification de 10%, une baisse des propriétés mécaniques en flexion statique liée à la rugosité est observée. L'auteur conclut que le paramètre de rugosité R_a n'est pas adapté pour les matériaux composites, car pour des éprouvettes ayant à peu près la même rugosité, une grande dispersion sur les résultats d'essais est observée. De plus, l'indépendance de l'état de surface des éprouvettes sur leurs propriétés mécaniques peut être expliquée par la nature des matériaux utilisés. En effet, pour les matériaux utilisés dans cette étude, la cohésion (collage) entre les fibres et la matrice est assez faible (observations des faciès de rupture au MEB). De plus, les matériaux de matrice utilisés sont très peu sensibles aux entailles. Ces deux propriétés ont pour conséquence que la majorité de l'énergie de rupture est utilisée par la propagation des fissures entre les fibres et la matrice et donc on observe peu d'influence de l'état de surface.

Les grandes conclusions pouvant être tirées de cette analyse sont :

- Pour certains matériaux, l'influence de l'état de surface dépend du type d'essai. En effet, (ERIKSEN, 1999) a remarqué qu'en flexion statique il y a une influence de l'état de surface (avec un niveau de signification de 10%) sur la tenue mécanique des éprouvettes, alors que pour le même type d'éprouvettes, il n'y a aucune influence en fatigue en flexion et en « Charpy impact ».
- La rugosité en bords d'éprouvettes peut avoir une influence sur leur tenue mécanique. Il est donc important dans le cadre de ce travail de thèse de contrôler et maîtriser ce paramètre afin d'avoir toujours le même état de surface sur les bords des éprouvettes d'essais.

I.6 Conclusion

Deux conclusions peuvent être tirées de cette bibliographie sur l'influence de la qualité du trou sur la tenue mécanique des pièces composites trouées :

- Les défauts de paroi de trou (et aussi les défauts en sortie de trou) (dégradations thermiques, délaminages) semblent avoir une influence sur la tenue au matage des pièces composites trouées. Ce test semble être pour beaucoup d'auteurs celui sur lequel une influence de la qualité de perçage sur le comportement mécanique des pièces apparaîtra. Il semble donc logique dans le cadre de cette thèse de réaliser dans un premier temps des essais de matage sur éprouvettes trouées.
- Une certaine influence de la rugosité sur la tenue mécanique des structures (non percées) a été dégagée (ERIKSEN, 1999), (GUEGAN, 1994). Il serait intéressant de ne pas perdre cela de vue et de vérifier dans le cadre de cette thèse que les états de surface des bords des éprouvettes d'essai soient assez proches afin d'éviter d'avoir des interférences entre ce paramètre et l'état de surface dans la paroi du trou.

La bibliographie qui a été réalisée a permis de dégager les problématiques de ce sujet :

- Il est nécessaire de trouver un moyen de cartographier de façon exhaustive les parois des trous. Dans ce sens une série de perçages va être réalisée dans le CFRP, et ces

perçages seront ensuite observés de différentes manières (rugosimètre, RX, ultrasons, etc...) afin d'en quantifier les défauts.

- Les cartographies des parois des trous seront réalisées. Les critères normalisés (Ra, Rt, Pt et Wt) sont utilisés dans un premier temps pour quantifier et qualifier ces usinages. Par la suite, une recherche des indicateurs de qualité permettant de décrire l'état de surface des parois de trou dans les composites sera faite. Des essais mécaniques (matage, compression habitée avec et sans serrage et compression non habitée, flexion 4 points, Pull-Through, fatigue) seront réalisés en parallèle.
- Les résultats d'essais seront présentés : l'influence de l'état de surface des trous (quantifié via les paramètres normalisés) sur la tenue mécanique des éprouvettes sera vérifiée et ensuite, pour les mêmes éprouvettes, l'influence de l'état de surface (quantifié par le nouveau critère proposé) sur la tenue mécanique des éprouvettes sera évaluée.
- Pour finir des modèles numériques représentatifs des essais réalisés sont développés. Ces modèles permettront de comprendre de quelle manière la présence des défauts de perçage modifient la cinétique d'endommagement des éprouvettes. Ainsi, grâce à ces modèles prédictifs, il sera possible de proposer un seuil de défauts de paroi acceptable, seuil au-delà duquel ces défauts provoquent une baisse des performances mécaniques des assemblages.



II. CHAPITRE II

QUANTIFICATION ET QUALIFICATION DES DEFAUTS DE PAROI

II.1 Introduction

Ce chapitre présente principalement les différents moyens de contrôle des parois de trous utilisés dans le cadre de ce travail ainsi que les critères utilisés pour caractériser ces parois de trou.

La première partie de ce chapitre détaille les différentes conditions de perçage qui ont été appliquées afin d'obtenir des trous de différentes qualités. Ensuite, dans une seconde partie, l'identification des défauts des parois de trou par différents moyens de contrôle (microscope électronique à balayage, rugosimètre) est réalisée. La description de la méthodologie de mesure de ces défauts, ainsi que la proposition de critères de qualité est présentée. La fiabilité de la méthode de mesure mise en place est évaluée par la comparaison des cartographies de trou obtenues par chacun des moyens de contrôle utilisés.

II.2 Identification des défauts de paroi

L'identification des défauts de paroi de trou passe par la qualification et la quantification de ces derniers. La partie qui suit va s'attacher à qualifier ces défauts à l'aide d'un MEB. La nature des défauts de paroi sera détaillée. La quantification des défauts sera réalisée avec un rugosimètre. L'intérêt de cette étude réside dans le fait qu'il sera possible de savoir si c'est la nature du défaut ou bien sa taille ou encore les deux qui influencent la tenue mécanique des pièces composites percées.

II.2.1 Méthodologie expérimentale

Afin d'identifier les défauts de paroi de trou, deux types de moyens de contrôle ont été utilisés. Dans un premier temps, des observations microscopiques ont été réalisées sur des demi-trous. Ensuite, les défauts de paroi de ces demi-trous ont été mesurés à l'aide d'un rugosimètre.

II.2.2 Typologie des défauts de paroi

De nombreux travaux ont mis en évidence le comportement des fibres sous l'action de l'arête de coupe en fonction de l'angle qu'elles font avec la direction de la vitesse de coupe.

On rappelle que pour comprendre les mécanismes d'endommagement liés au perçage, il est nécessaire de distinguer deux repères différents :

- Le repère du stratifié
- Le repère direction de la vitesse de coupe

La direction de la vitesse de coupe change durant l'opération de perçage (voir Figure 51). De cette façon, suivant cette direction, l'angle entre les fibres et la direction de la vitesse de coupe varie pendant le perçage.

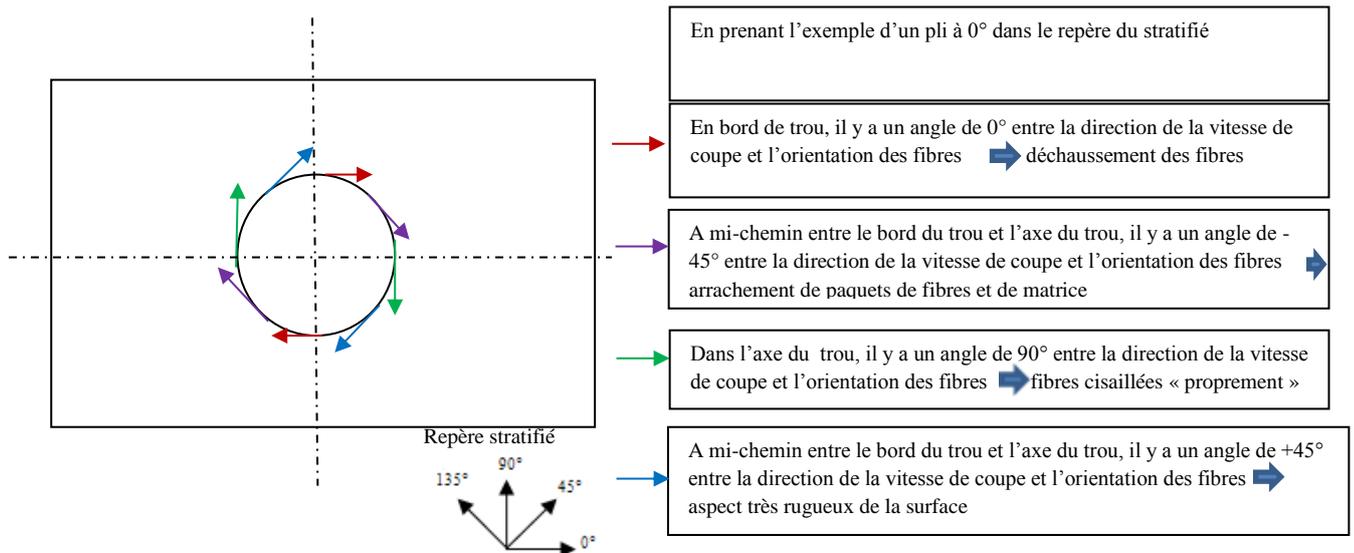


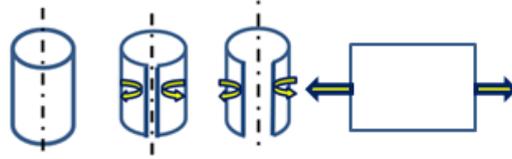
Figure 51 Variation angulaire du vecteur « direction de la vitesse de coupe »

L'étude bibliographique a permis d'identifier l'angle (entre la direction de la vitesse de coupe et la direction des fibres) le plus critique en termes de défauts de perçage. Il s'agit du cas dans lequel les fibres sont orientées à -45° par rapport à la direction de la vitesse de coupe. Il est donc possible, si l'on s'en réfère à la bibliographie, de prédire les zones d'apparition des défauts de perçage les plus importants en fonction de la séquence d'empilement des stratifiés. Durant ce travail de thèse, deux types de stratifiés sont étudiés. Le Tableau 3 détaille leur séquence d'empilement:

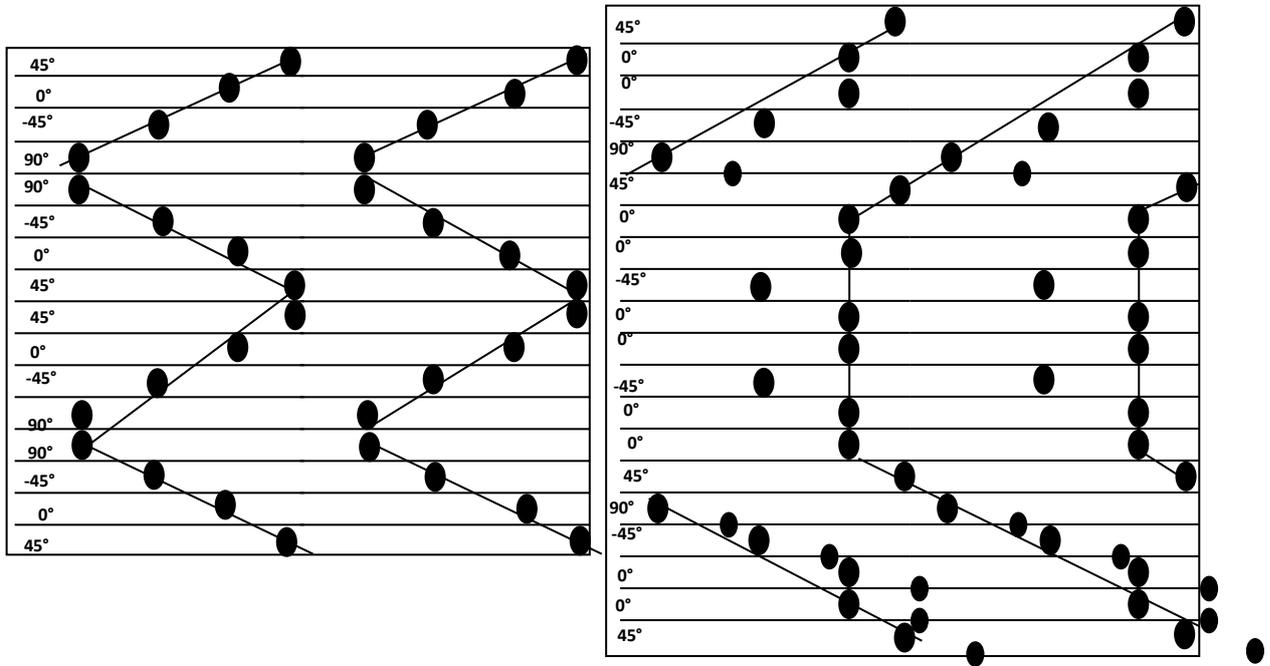
Tableau 3 Séquence d'empilement des deux stratifiés de l'étude

Stratifié	Stratification	Epaisseur (mm)
Quasi-Isotrope (25/25/25/25)	[45, 0, -45,90] _{2S}	4mm
Fortement Orienté (50/20/20/10)	[45, 0,0, -45, 90, 45, 0, 0, -45,0] _S	5mm

Les schémas de la Figure 52 représentent les zones d'apparition théoriques des défauts de paroi les plus importants. Ces défauts ont été positionnés sur des parois de trou « développé ».



a) Principe de développement de la surface du trou.



b) Stratifié quasi-isotrope

c) Stratifié fortement orienté

Figure 52 Position théorique des principaux défauts sur des parois de trou « étalé »

On observe des motifs de défauts de perçage spécifiques au type de séquence d'empilement. On peut constater que plus il y a de plis dans la même direction, et plus il y aura des défauts de paroi orientés dans la même direction. Par exemple, pour le stratifié fortement orienté (50% de plis à 0°), il y aura 50% de défauts de paroi importants orientés à -45° par rapport à la direction principale des fibres.

Afin de corroborer ces prévisions, des observations de demi-trous ont été réalisées au microscope électronique à balayage (Figure 53). Ces observations permettent de confirmer ces prévisions. On constate néanmoins que ces défauts de paroi n'apparaissent pas que sur les plis, ils s'étendent en général vers les interfaces.

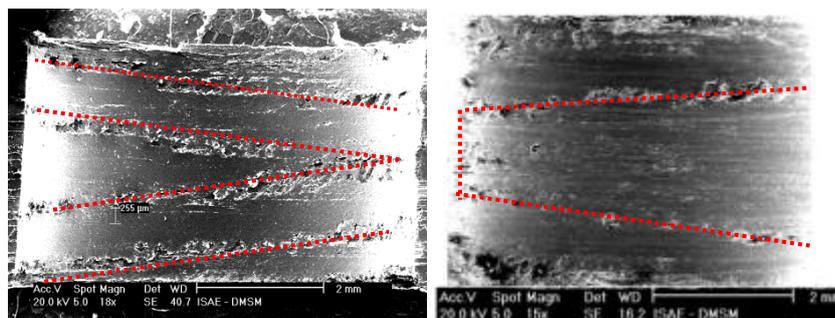


Figure 53 Observations microscopiques des parois de trous des deux types de stratifiés

Pour le stratifié quasi-isotrope par exemple, la Figure 54 illustre les types de défauts de perçage apparaissant sur un pli de chaque orientation :

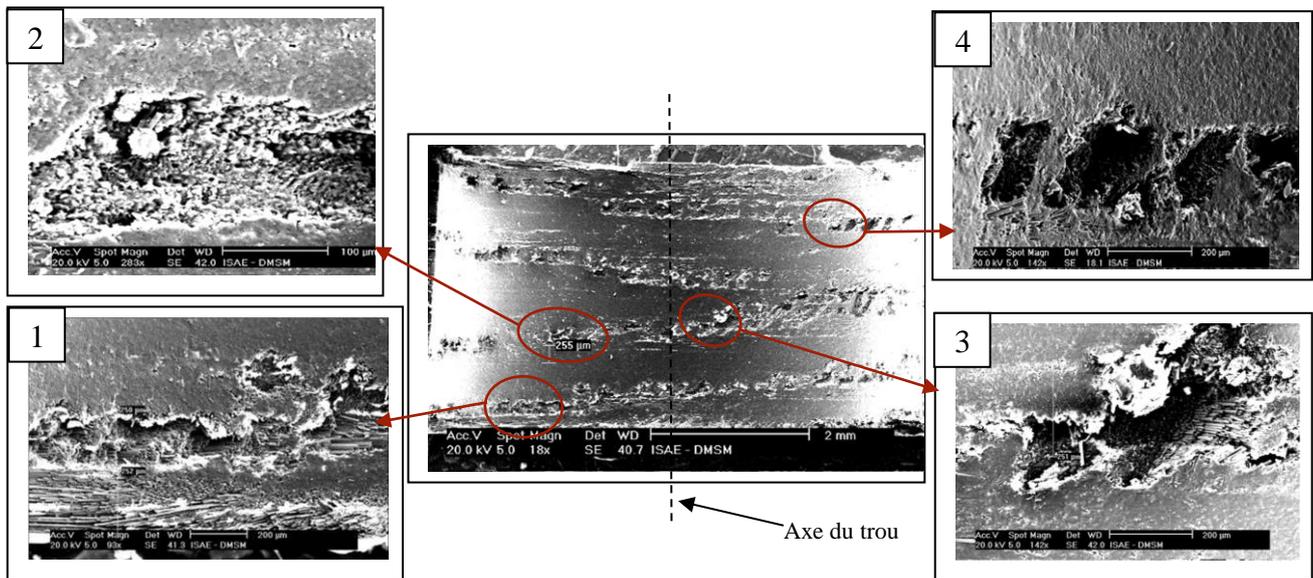


Figure 54 Coupes microscopiques des défauts de paroi les plus importants

1 : Arrachement localisé sur un pli à 0° dans le repère du stratifié. Ce défaut est localisé à mi-chemin du bord du $\frac{1}{2}$ trou et de l'axe du trou car à cet endroit, la direction de la vitesse de coupe est à -45° par rapport à ces fibres.

2 : Amas de fibres mal coupées localisé sur un pli à 90° dans le repère du stratifié. Ce défaut est localisé à mi-chemin du bord du $\frac{1}{2}$ trou et de l'axe du trou car à cet endroit, la direction de la vitesse de coupe est à 45° par rapport à ces fibres. L'état de surface est rugueux, mais reste néanmoins meilleur que celui qu'on observe sur les figures 1, 3 et 4.

3 : Arrachement de fibres et de matrice localisé sur un pli à -45° dans le repère du stratifié. Ce défaut apparaît très près de l'axe du trou car à cet endroit, la direction de la vitesse de coupe est à -45° par rapport à ces fibres. Cet arrachement s'étend jusqu'au pli du dessous qui est un pli à 90°

4 : Arrachement localisé sur un pli à 90° dans le repère du stratifié. Cet arrachement est localisé à mi-chemin du bord du $\frac{1}{2}$ trou et de l'axe du trou car à cet endroit, la direction de la vitesse de coupe est à -45° par rapport à ces fibres.

Ces observations microscopiques des perçages ont permis de déterminer le type de défauts de paroi (arrachements de fibres et de matrice, brûlure de matrice etc...) et aussi de contrôler les parois des trous afin d'éviter des défauts « indésirables » tels que les brûlures de matrice.

Afin de compléter l'étude précédemment réalisée, des éprouvettes percées ont été polies sur leur surface afin d'identifier le type de défauts de perçage apparaissant aux abords du trou et dans le pli sur chaque pli du stratifié pour deux configurations de perçage. La méthode employée afin de visualiser ces défauts de perçage est décrite par la Figure 55:

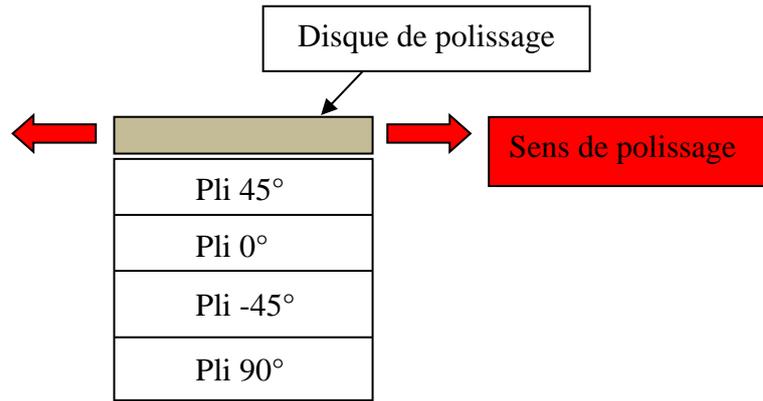


Figure 55 Méthodologie de polissage des éprouvettes

L'éprouvette est polie de $250\mu\text{m}$ (épaisseur d'un pli) afin d'observer les défauts de perçage situés sur le pli adjacent et ainsi de suite. Les figures ci-dessous sont des comparaisons entre les défauts de perçage créés pour deux configurations de perçage en fonction de l'orientation des plis :

Pli 0°

Sens de rotation du foret

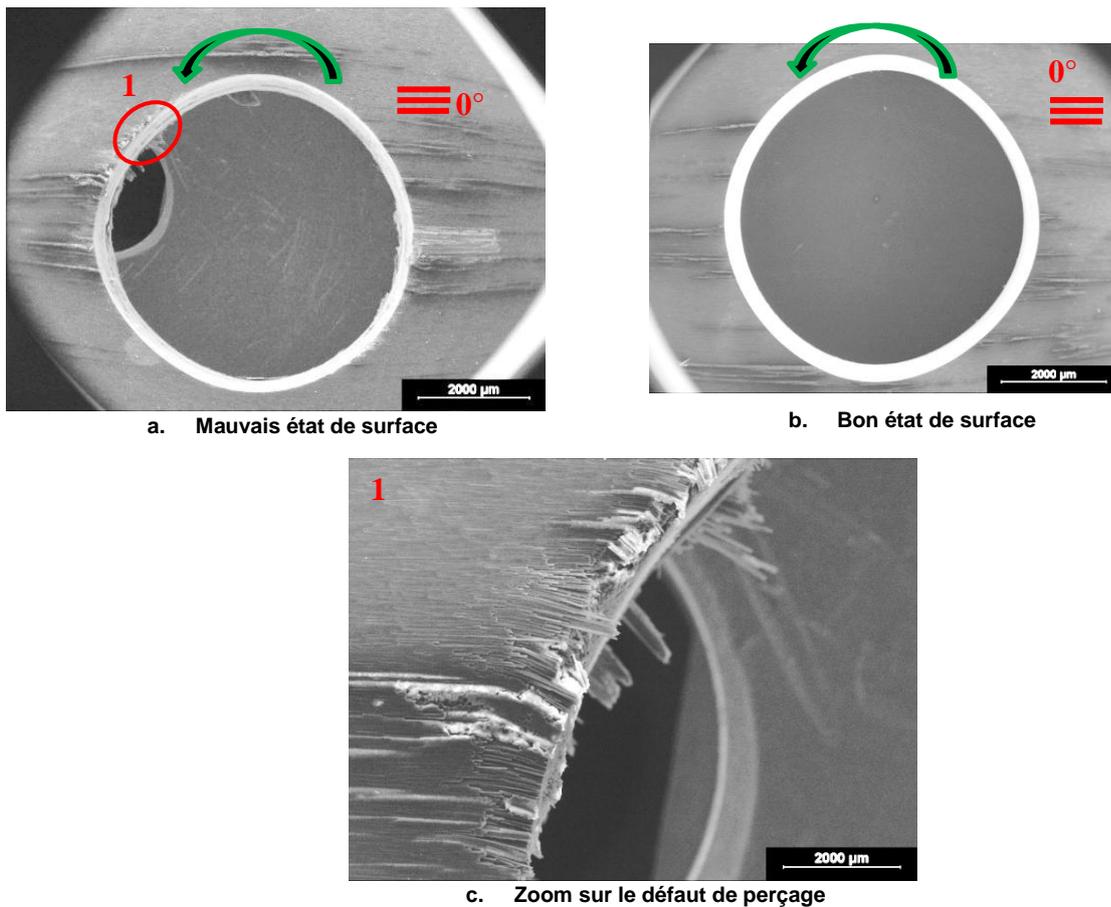


Figure 56. Défauts de perçage sur les plis à 0° .

Les défauts de perçage sur les plis à 0° apparaissent à -45° par rapport à la direction principale des fibres et au sens de rotation du foret. Ces défauts ont la forme de microcavités dans l'épaisseur du pli. Néanmoins, on observe aussi des défauts à 0° par rapport à la direction principale des fibres. Il s'agit du déchaussement des fibres comme on peut le voir sur l'agrandissement du défaut. En effet, sous l'action du foret, les interfaces fibres/matrice subissent un cisaillement important et les fibres sont ainsi « décollées » les unes des autres et présentent l'aspect de fibres « déchaussées » qui dépassent de la surface usinée. On remarque aussi qu'il y a des petits paquets de fibres qui sous l'action du foret ont fléchi et se sont « cassées » sans pour autant être totalement coupées. Pour résumer les défauts de perçage sur le pli à 0° , il y a le déchaussement des fibres situées à 0° par rapport à la direction principale du pli puis, lorsqu'on se rapproche de -45° par rapport à direction principale du pli, ces fibres déchaussées fléchissent de plus en plus et finissent soit par être coupées créant ainsi des microcavités dans l'épaisseur du trou, soit par être partiellement « cassées ». En dehors de ces défauts et des abords directs du trou, on peut observer de la fissuration dans le pli. Ces fissurations n'ont été détectées ni aux contrôles rayons X, ni aux contrôles ultrasons. Ces fissurations ne sont pas non plus liées à l'opération de polissage car une éprouvette sans trou a été polie préalablement dans les mêmes conditions et aucune fissuration n'a été observée. Ces fissurations semblent bien liées au perçage des éprouvettes. Les éprouvettes de la figure de droite ont peu de défauts de perçage mais présentent néanmoins des fissurations dans le pli.

Pli 45°

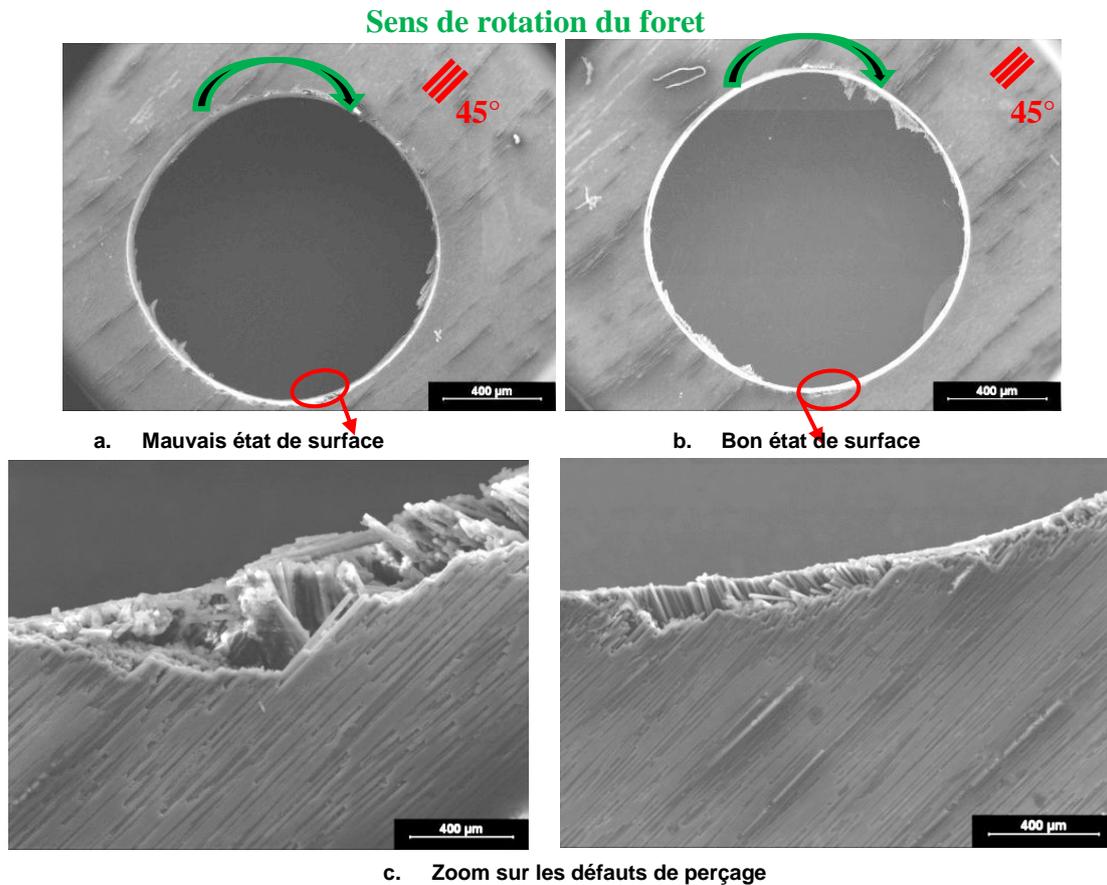
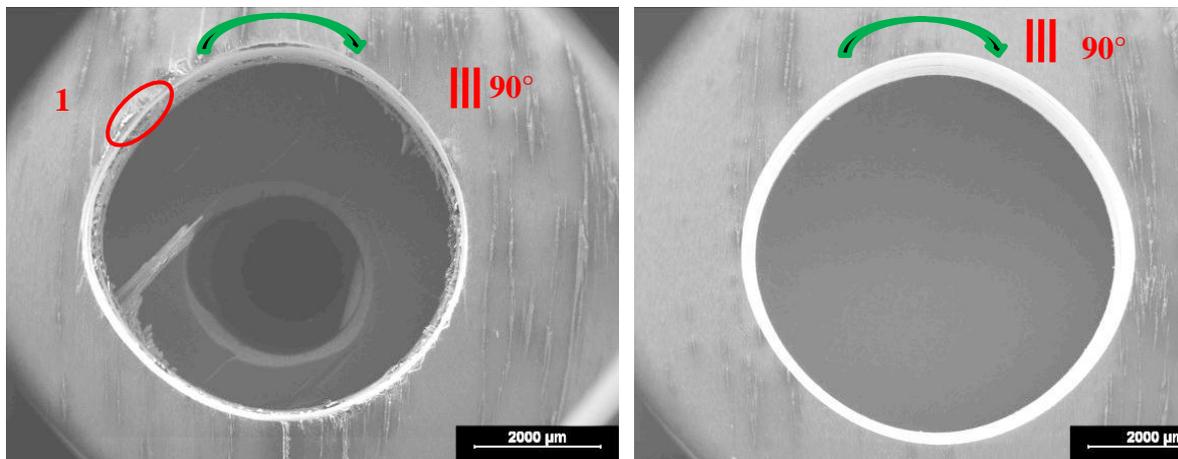


Figure 57 Défauts de perçage sur les plis à 45°

Les défauts dans les plis à 45° sont localisés à -45° par rapport à la direction principale du pli et du sens de rotation du foret et aux alentours de 90° dans le repère global du stratifié. Comme pour le pli à 0°, on observe un déchaussement des fibres dans l'axe principal du pli et lorsque l'on se rapproche de la zone située à -45° par rapport à la direction principale des fibres, on observe des arrachements de paquets de fibres. On peut remarquer sur les deux agrandissements des défauts que les fibres ont fléchi sous l'arête de coupe et sont restées telles quelles. Les mêmes arrachements sont observés pour les deux configurations de perçage à ceci près que les arrachements présents sur l'éprouvette de droite sont moins importants que sur celle de gauche. Il y a de la fissuration transverse dans le pli comme pour le pli à 0°.

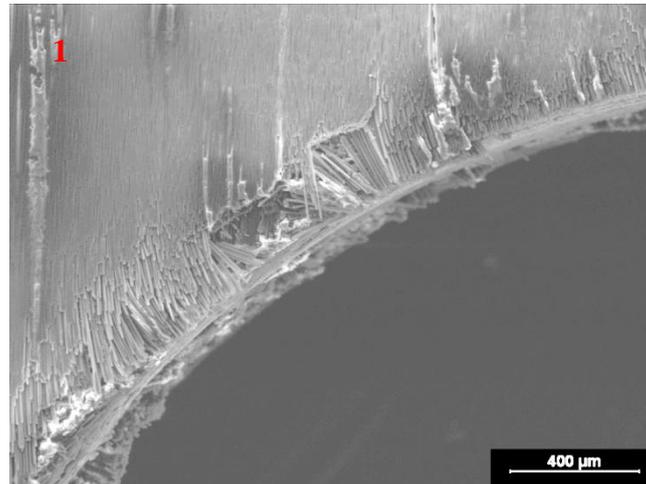
Pli 90°

Sens de rotation du foret



a. Mauvais état de surface

b. Bon état de surface



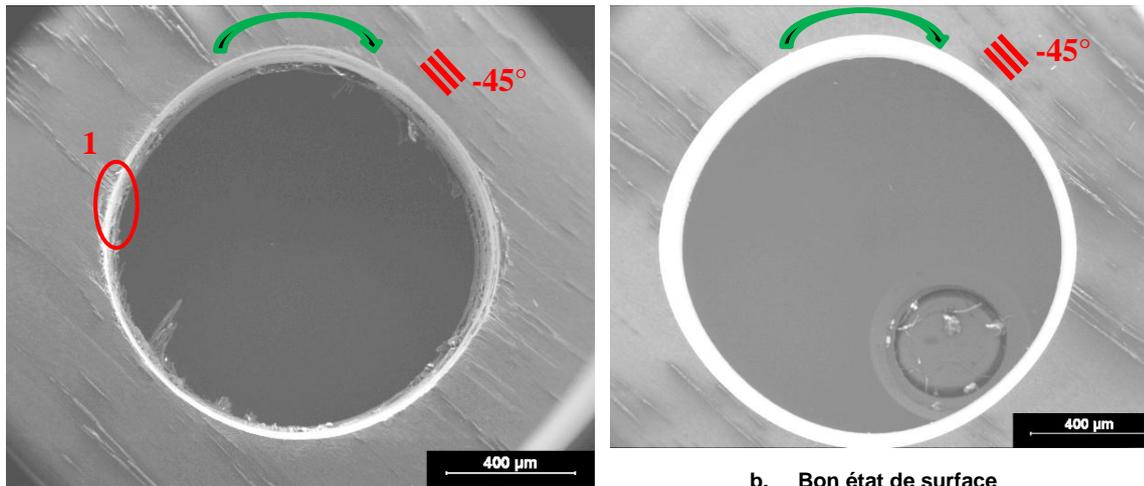
c. Zoom sur les défauts de perçage

Figure 58. Défauts de perçage sur les plis à 90°.

Les défauts principaux sont situés à -45° et 135° par rapport à la direction du pli et du sens de rotation du foret. Ces défauts sont principalement des arrachements de paquets de fibres. On peut voir sur la Figure 58c que les fibres ont été repoussées suivant le sens de rotation du foret. Certaines de ces fibres ont été arrachées et d'autres ont fléchi sous l'action de l'arête de coupe mais ne se sont pas « cassées », elles sont néanmoins restées « couchées » ou à « demi cassées ». L'éprouvette de droite présente un état de surface relativement bon, mais on peut quand même observer quelques fissures dans le pli.

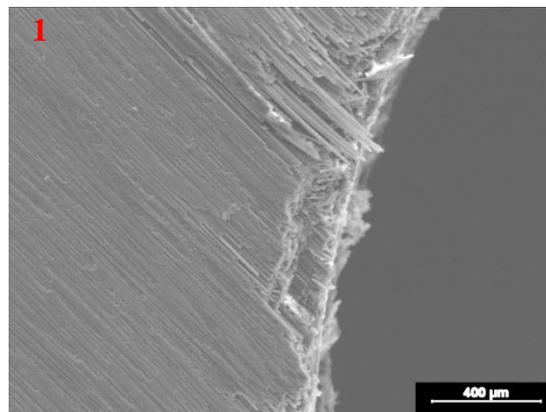
Pli -45°

Sens de rotation du foret



a. Mauvais état de surface

b. Bon état de surface



c. Zoom sur les défauts de perçage

Figure 59 Défauts de perçage sur les plis à -45°

Les principaux défauts de perçage apparaissent à -45° par rapport à la direction principale du pli et du sens de rotation du foret. Ces défauts ont la forme de microcavités dans l'épaisseur du pli. Dans l'axe principal du pli, on observe le « déchaussement » des fibres qui dépassent de la surface usinée. Avec la progression de l'outil, les fibres sont repoussées et lorsque le foret atteint la zone située à -45° par rapport à la direction principale des fibres, la raideur des

paquets de fibres repoussées devient faible entraînant ainsi la rupture de ces paquets de fibres et la création des microcavités observées.

A l'issue de cette étude, les mécanismes d'apparition des défauts de perçage ainsi que la nature des défauts de perçage ont été identifiés. On distingue à priori deux axes entre lesquels est comprise la zone d'apparition des défauts de perçage les plus importants.

- Un axe A qui représente la direction principale du pli.
- Un axe B situé à -45° par rapport à la direction principale du pli (axe A)

Les défauts de perçage les plus importants se situent donc dans la zone bornée par ces deux axes. Lorsqu'on observe les trous près de l'axe A, on observe un déchaussement de fibres. Entre les deux axes, on constate l'apparition, d'une part, de fibres ayant fléchi sous l'action de l'arête de coupe et n'ayant pas été coupées, et d'autre part, des microcavités liées à la rupture de certaines de ces fibres. Ces microcavités deviennent de plus en plus grandes lorsqu'on se rapproche de l'axe B. Les défauts de perçage sur chacun des plis couvrent ainsi une zone relativement importante qui s'étend sur un périmètre de deux arcs de 45° car ces défauts sont quasiment symétriques. Ainsi, le quart de chaque pli est sujet à l'apparition de défauts de perçage importants (Figure 60).



Figure 60 Périmètre occupé par les défauts de perçage les plus importants

Le microscope électronique à balayage n'est qu'un moyen d'observation de ces défauts, il s'agit maintenant de mesurer la taille (envergure et profondeur) de ces défauts. Une méthode de mesure de ces défauts de perçage a donc été mise en place.

II.2.3 Quantification des défauts de paroi par le rugosimètre

La nature des différents défauts de perçage a pu être observée au MEB. Le contrôle des perçages au rugosimètre permet de quantifier ces défauts. Dans cette partie, la méthode qui a permis de cartographier les parois des trous grâce au rugosimètre est détaillée.

II.2.3.1 Méthodologie de mesure

Le rugosimètre est le moyen de mesure communément utilisé afin de quantifier l'état de surface d'un trou. Dans le cadre de cette thèse, un outillage permettant de mesurer la rugosité sur plusieurs génératrices du trou a été conçu. Ce chapitre décrit le protocole de mesure mis en place.

L'outillage (Figure 61) est guidé sur la table et est perpendiculaire à l'axe du palpeur. Les éléments constitutifs de cet outillage sont :

- Un plateau diviseur vertical permettant d'effectuer la rotation avec des valeurs angulaires très précises (environ 50'' soit 0.01°).
- Un plateau circulaire sur lequel sont vissées deux cales rectifiées et sur lesquelles est positionnée l'éprouvette.
- Un pion de centrage ajusté dans le trou central du plateau circulaire.
- Deux brides de serrage qui maintiennent l'éprouvette sur le plateau circulaire

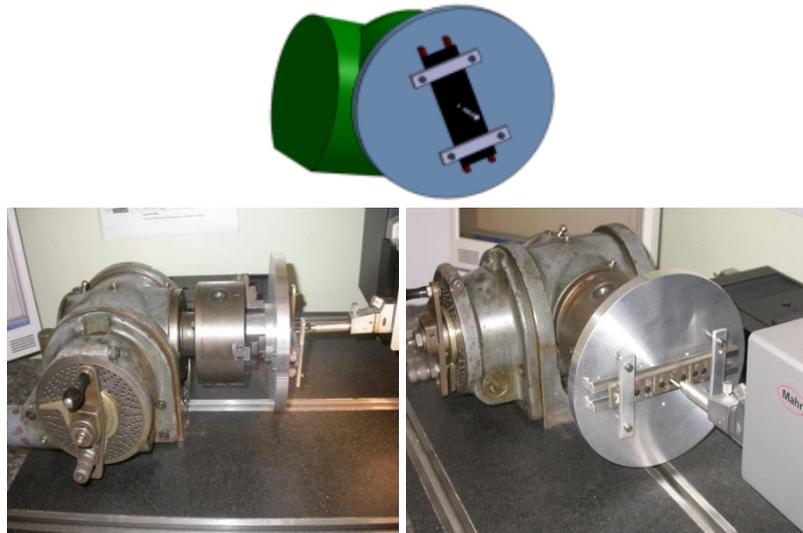


Figure 61 Montage pour les mesures de rugosité

L'éprouvette est positionnée dans un premier temps par des cales étalon afin qu'elle soit parfaitement parallèle au marbre (surface de référence sur laquelle est posée le montage). Elle est ensuite centrée dans le montage par un pion de centrage (Figure 62). La face d'appui de l'éprouvette sur le montage est la face la plus lisse c'est-à-dire celle qui n'était pas contre le moule lors de la fabrication de la plaque.

Le montage est positionné (par des cales étalons) de telle sorte que la course du palpeur commence à 0.5mm du bord de l'éprouvette.

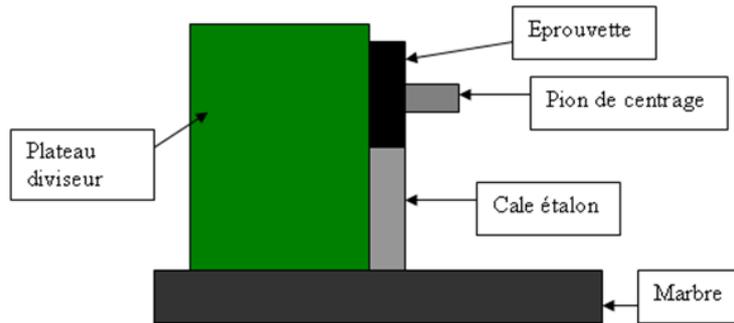


Figure 62 Positionnement de l'éprouvette sur le montage

Des essais de répétabilité ont été réalisés afin d'évaluer la reproductivité des mesures. Pour ce faire, douze mesures par échantillon sur un ensemble de cinq échantillons ont été réalisées. Les résultats de ces essais sont présentés en annexe 2. La dispersion calculée sur ces mesures quel que soient l'échantillon et le paramètre étudié est inférieure à 6%. On en déduit que le moyen de mesure est capable.

La longueur de cut-off choisie pour tous les échantillons est de 0.8mm. La longueur palpée est de 3.2mm pour les éprouvettes dont la stratification est quasi-isotrope et de 4mm pour les éprouvettes dont la stratification est fortement orientée. La vitesse de palpée s'élève à 0.5mm/s. Le diamètre de la pointe en diamant du palpeur est de 2 μ m. L'angle de pointe du palpeur est de 90°. Les mesures d'état de surface sont réalisées tous les 1.5°. Ce qui fait un total de 240 mesures par trou. Ce pas de mesure a été choisi après une étude de la variabilité des paramètres maximums de rugosité en fonction du nombre de mesures sur une portion de surface. Les détails de cette étude sont décrits en annexe 2.

Les données sont ensuite exportées vers le logiciel MATLAB afin d'obtenir des cartographies de trou. Le programme écrit sous MATLAB calcule à partir du fichier texte exporté, les différents paramètres de rugosité basés sur les normes ISO en vigueur. La Figure 63 représente un exemple de cartographies de trou « développé » obtenues sous MATLAB pour chaque type de profil d'état de surface.

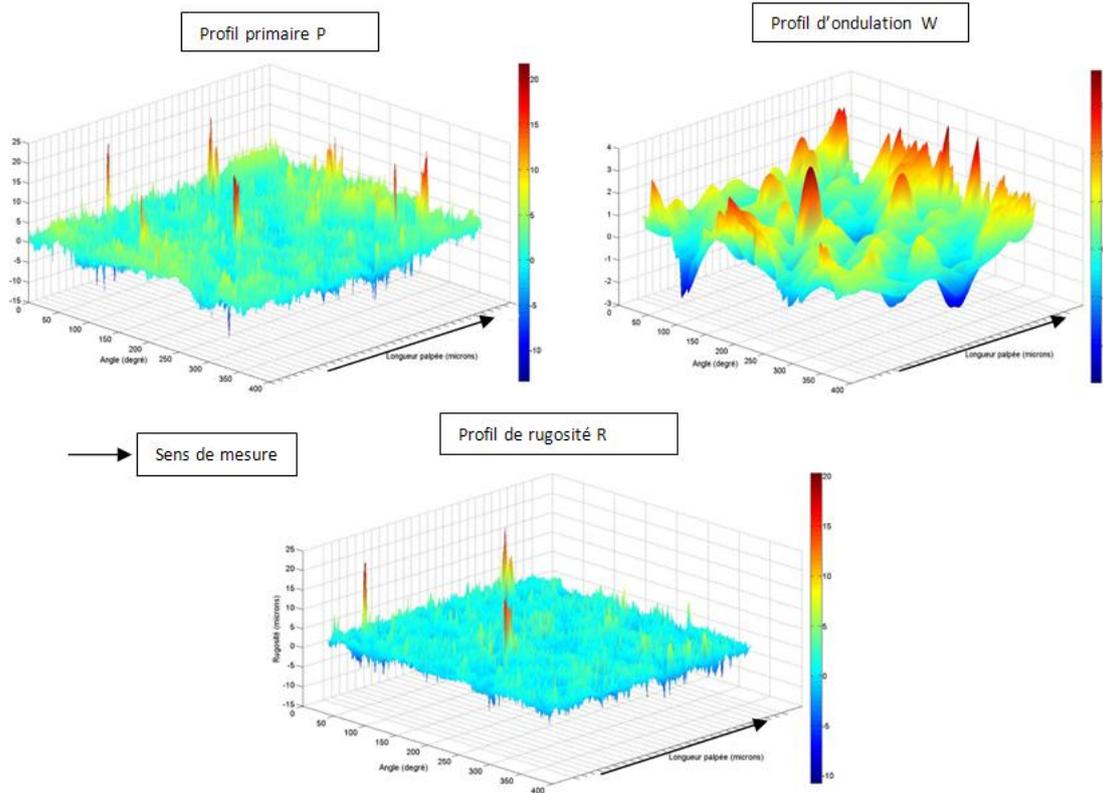


Figure 63 Trois principaux profils normalisés d'état de surface (μm)

Une fois ces cartographies réalisées, comme pour les observations microscopiques, la localisation des défauts de paroi les plus importants a été étudiée.

II.2.3.2 Localisation des principaux défauts de paroi

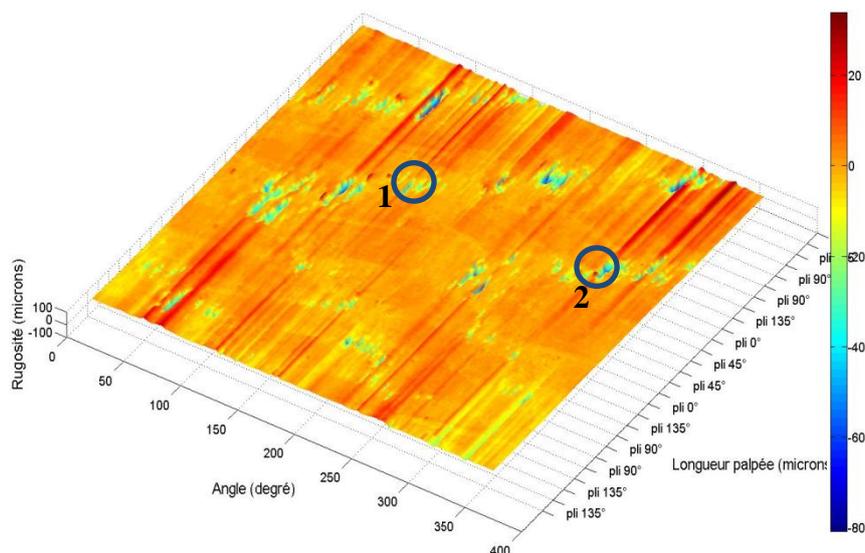


Figure 64. Défauts de paroi les plus importants sur un stratifié quasi-isotrope

On constate pour le stratifié quasi-isotrope (Figure 64) qu'on observe des schémas de défauts en « V » et non en « W » comme il avait été prédit. La raison en est que, avec le rugosimètre, l'épaisseur totale du stratifié n'est pas palpée. En effet, les deux derniers plis des deux

extrémités n'apparaissent pas sur ces cartographies et donc les défauts qui s'y trouvent n'apparaissent pas non plus. On obtient alors des schémas en forme de « V » plutôt qu'en forme de « W ». Ces cartographies permettent de localiser les défauts de paroi angulairement et dans l'épaisseur. On peut remarquer par exemple que sur les plis à 0°, les défauts de paroi les plus importants apparaissent aux alentours des angles de 135° (repère 1, Figure 64) et 315° ($\approx -45^\circ$ et repère 2, Figure 64).

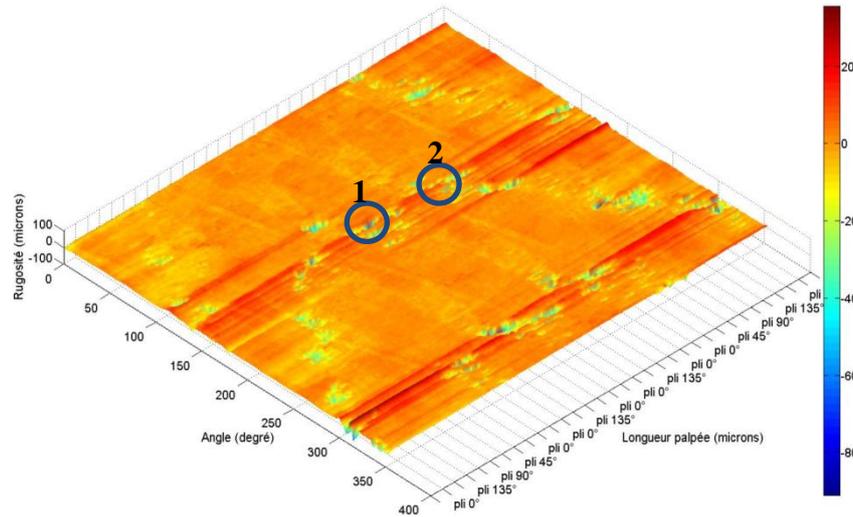


Figure 65. Défauts de paroi les plus importants sur un stratifié fortement orienté

Pour le stratifié fortement orienté (Figure 65), on observe les schémas de défauts en « V aplati au niveau de la pointe ». On peut remarquer que pour les plis à 0° par exemple, les défauts de paroi les plus importants apparaissent à autour de 135° (repères 1et 2)

Cette méthode de mesure permet d'obtenir une cartographie exhaustive des parois des trous. Afin de vérifier tout de même la fiabilité de ce moyen de mesure, une comparaison entre les observations microscopiques et les cartographies du rugosimètre pour la même paroi de trou a été réalisée.

II.2.4 Corrélation entre les observations microscopiques et les cartographies d'état de surface du rugosimètre.

Une comparaison des cartographies et des observations microscopiques a été réalisée pour la même paroi de demi-trou. Les résultats sont présentés dans la Figure 66 :

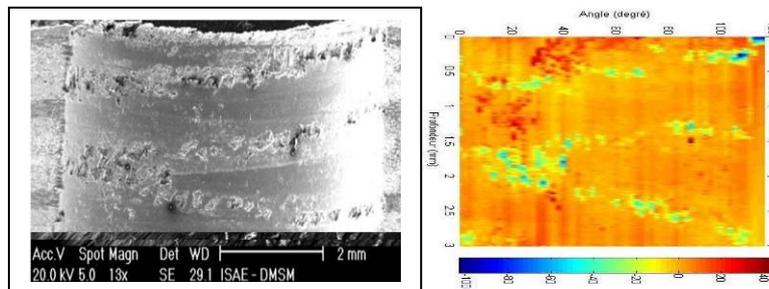
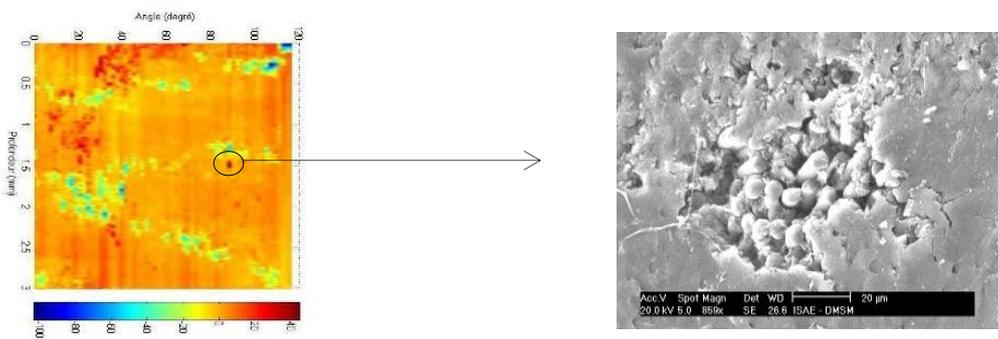


Figure 66. Comparaison entre une cartographie du rugosimètre et observations microscopiques

La corrélation entre ces deux modes de contrôle semble bonne car l'on observe les mêmes schémas de défauts au MEB et au rugosimètre. Les observations microscopiques renseignent sur la nature du défaut de perçage et les cartographies fournies par le rugosimètre permettent d'en mesurer l'envergure et la profondeur. On peut voir sur la figure de droite (Figure 67) des points rouges qui correspondent à des amplitudes positives de défauts de perçage. La présence de ces points peut être expliquée par les observations microscopiques. En effet, certaines fibres ont fléchi sous l'arête de coupe lors de l'opération de perçage et ont été mal coupées, elles dépassent de la surface usinée. Ce « déchaussement » des fibres a déjà été constaté par (GHIDOSSO, 2003) dans ses travaux de thèse. Ce phénomène apparaît lorsque les fibres sont orientées à 0° par rapport à la direction de la vitesse de coupe. Un de ces points rouges a été observé au MEB (voir photo (b) Figure 67). On voit clairement des fibres dépasser de la surface du trou.



a) Cartographie réalisée avec le rugosimètre

b) Observation microscopique

Figure 67. Fibres mal coupées apparaissant à la surface du trou.

Il a été démontré ici que la méthode de mesure mise en place avec un angle de 1.5° permet d'avoir une bonne représentation de l'état des parois de trous. De plus, il est possible grâce aux données exportées de calculer des critères normalisés d'état de surface et de nouveaux critères de qualité de trou. Le paragraphe qui suit présente l'évaluation de critères de qualité non standards pour les matériaux composites.

II.2.5 Autres critères de qualité des parois de trou

Les défauts de perçage les plus importants présentent l'aspect de microcavités. Pour cette raison, une évaluation de la surface totale occupée par ces défauts de perçage a été réalisée. En effet, cette surface, lors du contact boulon paroi du trou, ne porte pas la fixation. La surface portante représente alors la surface totale de la paroi du trou à laquelle on enlève la surface occupée par les microcavités. Ce critère est important car il définit le pourcentage de la surface de la paroi du trou qui porte le boulon.

Afin de calculer le critère de pourcentage de surface portante, les données relevées au rugosimètre et exportées sous MATLAB sont « re-traitées ». Initialement ces données se présentaient sous la forme d'une matrice dont le nombre de colonnes correspond au nombre

de génératrices (de la paroi du trou) mesurées (donc 240 colonnes). Le nombre de lignes de la matrice correspond à l'épaisseur mesurée (3,2mm pour le stratifié quasi-isotrope et 4mm pour le stratifié fortement orienté). Etant donné que la fréquence d'acquisition de la mesure est de 2 points tous les 0,5µm, on obtient 6400 lignes pour le stratifié quasi-isotrope et 8000 pour le stratifié fortement orienté. Pour réaliser les cartographies planes présentées précédemment, le programme MATLAB a tracé chacune des 240 colonnes et a ensuite réalisé une interpolation linéaire entre chaque colonne tracée. Pour calculer le pourcentage de surface portante, ce sont les lignes de la matrice qui sont tracées une par une dans un repère cylindrique. Les différentes étapes ci-dessous détaillent le calcul de la surface portante :

- Dans un premier temps un cylindre de diamètre 6,35mm et de hauteur égale à l'épaisseur mesurée est tracé. Ce cylindre est considéré comme la ligne arithmétique moyenne du profil. La ligne moyenne d'un profil représente la droite qui sépare les pics et les creux du profil.
- Dans un second temps, une enveloppe d'état de surface est créée autour du cylindre de diamètre 6,35mm et de hauteur égale à l'épaisseur mesurée. Toutes les valeurs positives d'amplitude du profil sont considérées comme les pics du profil et toutes les valeurs négatives d'amplitude sont considérées comme les creux du profil.

La surface portante représente la surface totale du trou à laquelle est enlevée la surface occupée par les creux de profils. La surface occupée par les pics du profil n'est pas prise en compte car on peut considérer que celle-ci représente la surface de « rodage » de la paroi du trou. En effet, ces pics représentent généralement des fibres qui ont été mal coupées et qui dépassent de la surface. Lors d'un essai mécanique, ces fibres sont vite écrasées par le boulon et ne participent pas ou de manière négligeable aux performances mécaniques de la paroi du trou. La Figure 68 représente la méthodologie de calcul du critère de surface portante :

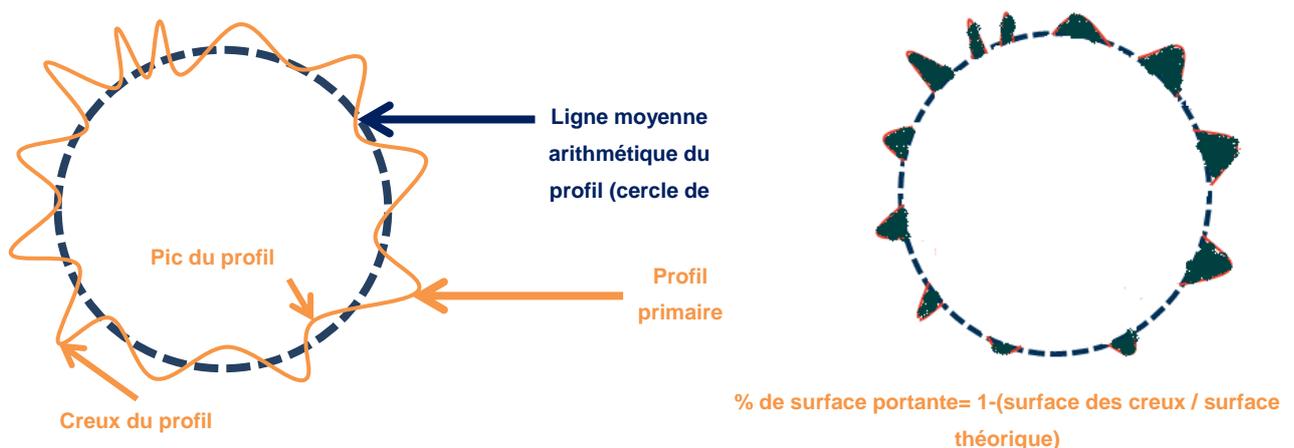


Figure 68. Méthodologie de calcul de la surface portante.

Les Figure 69 (a) et Figure 69(b) représentent un exemple de cartographie de paroi de trou dans un repère cylindrique. La figure de gauche (a) représente une surface totale de paroi de

trou et celle de droite (b) représente la surface portante de la paroi du trou telle qu'elle a été décrite plus haut.

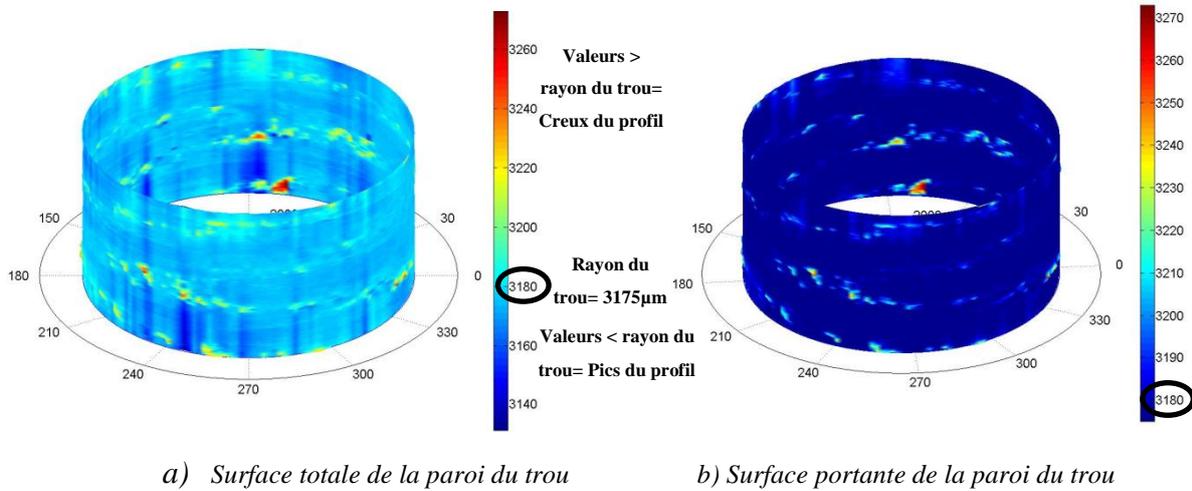


Figure 69. Représentation d'un exemple de surface de paroi de trou et de la surface portante de cette même paroi

Ces cartographies pourraient être le résultat du moulage de la paroi d'un trou en ce sens que les aspérités extérieures des cartographies représentent les creux des profils et que les aspérités intérieures représentent les pics du profil.

Durant cette recherche, ce critère sera évalué sur toutes les éprouvettes d'essai et la comparaison des résultats entre surface portante et paramètres normalisés sera réalisée.

L'intérêt de ce critère est qu'on peut le calculer sur tout l'alésage mais aussi sur plusieurs zones en fonction du type de sollicitation mécanique à laquelle est soumise l'éprouvette. Dans le cas d'une sollicitation en matage par exemple, certains auteurs tels que (GOHORIANU, 2008) ont déterminé qu'il existe une zone dans laquelle les sollicitations en matage sont les plus importantes. Il s'agit de la zone située entre -45° et 45° (Figure 70) autour de l'axe de sollicitation. Il est donc possible de calculer ce critère de surface portante dans cette zone en particulier pour les sollicitations de matage.

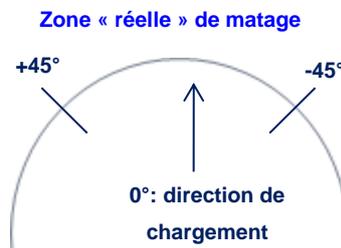


Figure 70. Zone « réelle » de matage.

Ce critère peut aussi être calculé pour des sollicitations en compression. En effet, des éprouvettes de compression trou non habité présentent des faciès de rupture perpendiculaires à l'axe de sollicitation et dans l'axe du trou. On peut penser qu'un mauvais état de surface

dans cette zone pourrait accélérer l'initiation et/ou la propagation des endommagements dans cette zone. On peut donc calculer le pourcentage de surface portante dans cette zone et évaluer son influence sur les résultats d'essais (Figure 71). Il en va de même pour des éprouvettes de compression trou habité dont les faciès de rupture ressemblent à ceux des éprouvettes de compression trou non habité à la seule différence que les endommagements en bords de trou semblent se propager dans une direction à 45° par rapport à l'axe du trou et l'axe de sollicitation.

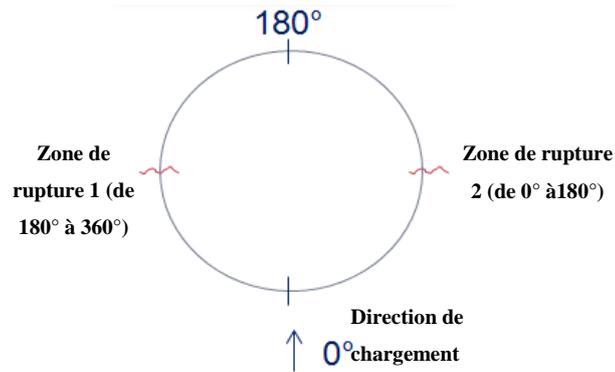


Figure 71. Zones de ruptures en compression

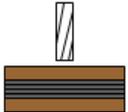
Dans le paragraphe suivant, une étude comparative entre les paramètres de rugosité généralement utilisés et le concept de la surface portante sera menée.

II.3 Détermination des conditions de perçage.

L'étude bibliographique a permis de mettre en lumière les différents paramètres de coupe qui influencent les défauts d'entrée, de paroi et de sortie de trou. Le but de la présente étude est de réaliser des trous de diamètre 6,35mm ne présentant non seulement aucun défaut d'entrée et de sortie de trou, mais aussi aucun défaut de paroi de type dégradation thermique de la matrice. Pour ce faire, une série de trous a été réalisée dans plusieurs configurations de perçage (Tableau 4) afin de choisir les paramètres de perçage qui seront utilisés tout au long de ce travail de thèse. Le Tableau 4 résume les différentes conditions de perçage testées.

Une large gamme de vitesses d'avance a été testée afin d'obtenir le plus de différences possible entre les états de surface des parois de trous. De plus, le mode d'appui choisi dans cette étude à savoir une contre-plaque en entrée et sortie de trou permet d'éviter l'apparition de délaminages en entrée et sortie de trou.

Tableau 4. Configurations de perçage testées

Configurations de perçage	N (tr/min)	f (mm/tr/arête de coupe)	Etat de l'outil	Aspiration des poussières	Lubrification	Mode d'appui
1	4800	0.01	neuf	Oui	Non	Avec contre-plaque en bois en entrée et sortie du trou 
2	4800	0.02	neuf	Oui	Non	
3	4800	0.03	neuf	Oui	Non	
4	4800	0.07	neuf	Oui	Non	
5	4800	0.08	Usé	Oui	Non	
6	4800	0.09	Usé	Oui	Non	
7	4800	0.1	Usé	Oui	Non	
8	500	0.35	Usé	Oui	Non	

L'état du foret a été évalué par des observations microscopiques des arêtes de coupe. La Figure 72 montre l'état d'un foret utilisé dans cette étude.

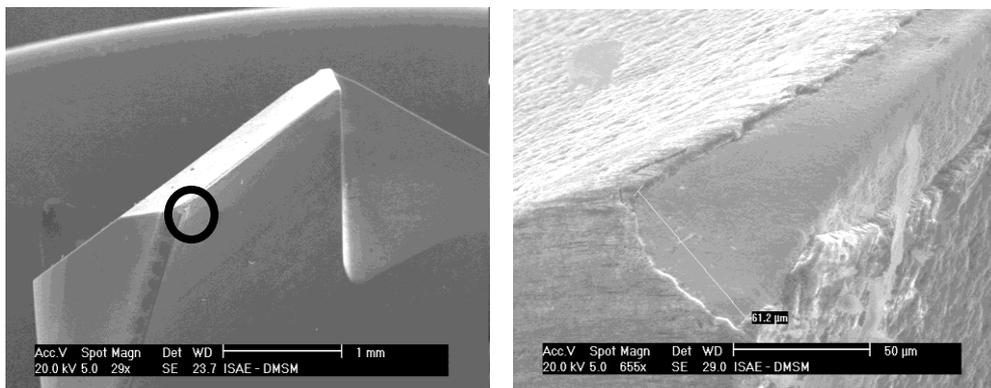


Figure 72. Usure du foret.

L'état de surface des parois de trous a été mesuré à l'aide d'un rugosimètre afin d'évaluer l'influence des conditions de perçage sur la rugosité et sur les autres paramètres normalisés. La procédure de mesure mise en place a permis d'obtenir des cartographies des parois de trou pour lesquelles les valeurs maximales des paramètres Ra, Pt, Rt et Wt ont pu être calculées. Les graphes de l'évolution de ces paramètres en fonction des conditions coupe appliquées ont été tracés.

II.3.1 Etude comparative des défauts de perçage

La représentation utilisée dans ces graphes est celle des « boîtes à moustaches » (Figure 73). Elles permettent de représenter divers caractères de dispersion d'une série statistique. Elles sont aussi utilisées pour comparer deux séries statistiques entre elles.

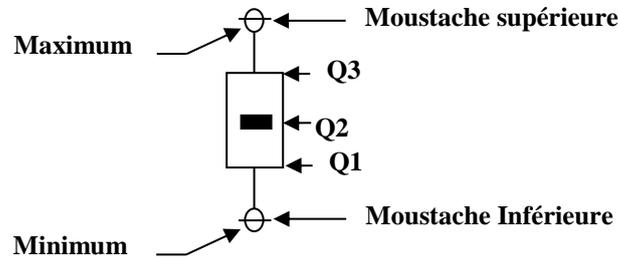


Figure 73 Définition d'une boîte à moustaches

Les différentes valeurs caractéristiques d'une boîte à moustaches sont données ci-dessous :

- Le premier quartile Q1 correspond à 25% des effectifs de la série statistique. Il est représenté par le trait inférieur de la boîte. Cela signifie que 25% des valeurs de la population étudiée est en dessous de cette valeur.
- Le deuxième quartile Q2 correspond à 50% des effectifs de la série. Il est représenté par un trait au milieu de la boîte. C'est aussi la médiane de la série (50% des effectifs de la série sont en dessous de cette valeur et 50% sont au-dessus)
- Le troisième quartile Q3 correspond à 75% des effectifs de la série. Il est représenté par le trait supérieur de la boîte. Cela signifie que 75% des valeurs de la population étudiée est en dessous de cette valeur et 25% sont au-dessus.
- Les 2 « moustaches » inférieure et supérieure, représentées ici par les petits traits horizontaux de part et d'autre de la boîte. Ces 2 moustaches, délimitent les valeurs dites *adjacentes* qui sont déterminées à partir de l'écart interquartile (Q3-Q1).
- Les valeurs dites extrêmes, atypiques, exceptionnelles, (*outliers*) situées au-delà des valeurs adjacentes sont individualisées. Elles sont représentées par des marqueurs ronds.

Trois éprouvettes par configuration de perçage ont été mesurées. La procédure de mesure de rugosité mise en place permet d'obtenir 240 valeurs de Ra par trou. Le graphe de la Figure 74 représente l'évolution de la moyenne des mesures de rugosité des 3 éprouvettes en fonction des configurations de perçage.

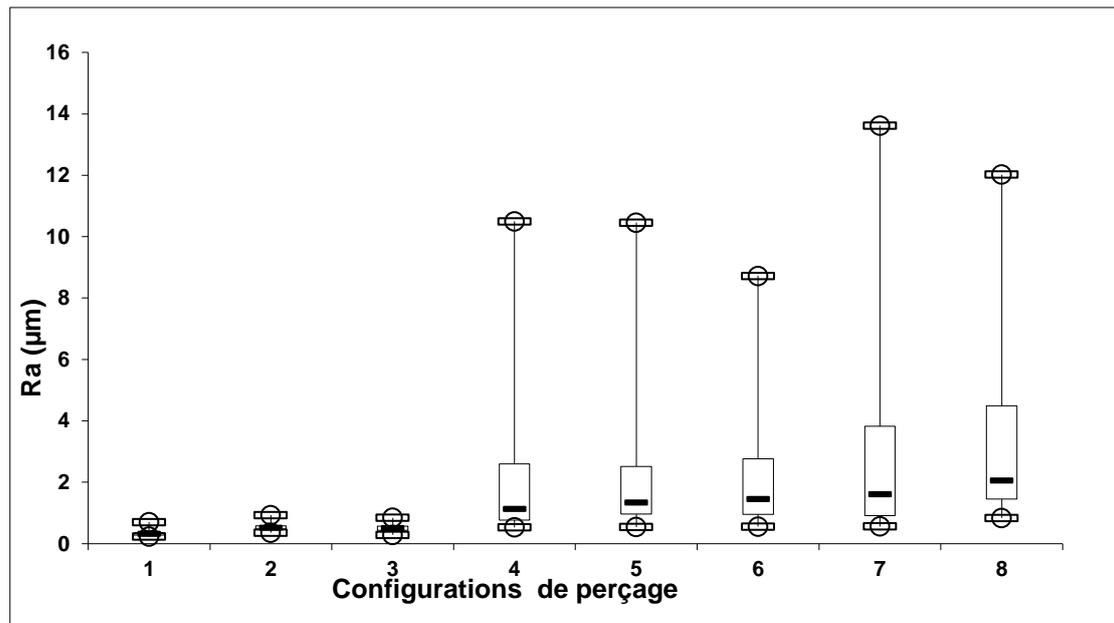


Figure 74 Evolution de Ra en fonction des conditions de coupe

La première remarque qui peut être faite en observant ce graphe est que le Ra semble augmenter lorsque la vitesse d'avance croît. Le but de cette étude est de sélectionner trois configurations de perçage qui produisent trois états de surface que l'on va qualifier de bon, moyen et mauvais.

On peut constater que les éprouvettes de la configuration 7 présentent des Ra_{max} supérieures à ceux des éprouvettes de la configuration 8. Néanmoins, en observant les boîtes à moustaches du critère Ra pour les éprouvettes de la configuration 8, on se rend compte que les valeurs minimales ainsi que 75% des valeurs de Ra de ces éprouvettes sont supérieures à celles des éprouvettes de la configuration 7. Cela signifie que l'état de surface général des éprouvettes de la configuration 8 est plus dégradé que celui des éprouvettes de la configuration 7, mais que l'on pourrait avoir des valeurs maximales de Ra plus importants pour les éprouvettes de la configuration 7 que celles des éprouvettes de la configuration 8.

Afin de choisir les configurations de perçage qui seront retenues pour les éprouvettes d'essai, un test statistique de Student a été réalisé. Le test de Student est un test permettant d'évaluer une hypothèse statistique en fonction d'un jeu de données. L'approche utilisée dans ce type de test consiste à émettre une hypothèse (hypothèse nulle) et à calculer la probabilité de réalisation de cette hypothèse (p-valeur). Si cette probabilité est faible (inférieur à un seuil fixé, en général 5%), l'hypothèse est rejetée.

Afin de comparer les résultats de mesure de rugosité, l'hypothèse nulle qui a été émise est que « les mesures de rugosité de toutes les éprouvettes font partie de la même population » et la probabilité de cette hypothèse a été calculée dans le Tableau 5.

Tableau 5. Calcul des p-valeurs pour le critère Ra

	Config 1	Config 2	Config 3	Config 4	Config 5	Config 6	Config 7	Config 8
Config 1		4,47E-72	4,61E-57	6,23E-23	3,59E-31	3,16E-31	2,07E-24	5,65E-38
Config 2	4,47E-72		1,26E-02	2,58E-19	5,56E-26	1,00E-26	8,91E-22	1,33E-34
Config 3	4,61E-57	1,26E-02		9,25E-20	1,26E-26	2,75E-27	4,20E-22	4,99E-35
Config 4	6,23E-23	2,58E-19	9,25E-20		3,33E-01	7,79E-01	3,14E-03	1,20E-05
Config 5	3,59E-31	5,56E-26	1,26E-26	3,33E-01		1,56E-01	7,52E-05	7,63E-09
Config 6	3,16E-31	1,00E-26	2,75E-27	7,79E-01	1,56E-01		3,75E-03	8,35E-06
Config 7	2,07E-24	8,91E-22	4,20E-22	3,14E-03	7,52E-05	3,75E-03		4,00E-01
Config 8	5,65E-38	1,33E-34	4,99E-35	1,20E-05	7,63E-09	8,35E-06	4,00E-01	

Les valeurs en rouge dans le tableau sont celles des éprouvettes pour lesquelles l'hypothèse nulle est vérifiée. Ceci signifie qu'en termes de Ra, on observe quatre groupes distincts à savoir :

- Les éprouvettes des configurations 4 et 5
- Les éprouvettes des configurations 4 et 6
- Les éprouvettes des configurations 5 et 6
- Les éprouvettes des configurations 7 et 8

Plusieurs travaux issus de la littérature considèrent que le Ra n'est pas le critère adapté pour décrire l'état de surface des structures composites. Le test de Student a donc été réalisé pour les mêmes éprouvettes mais pour des critères normalisés autres que le Ra. L'évolution du critère Pt en fonction des paramètres de coupe a été évaluée (Figure 75).

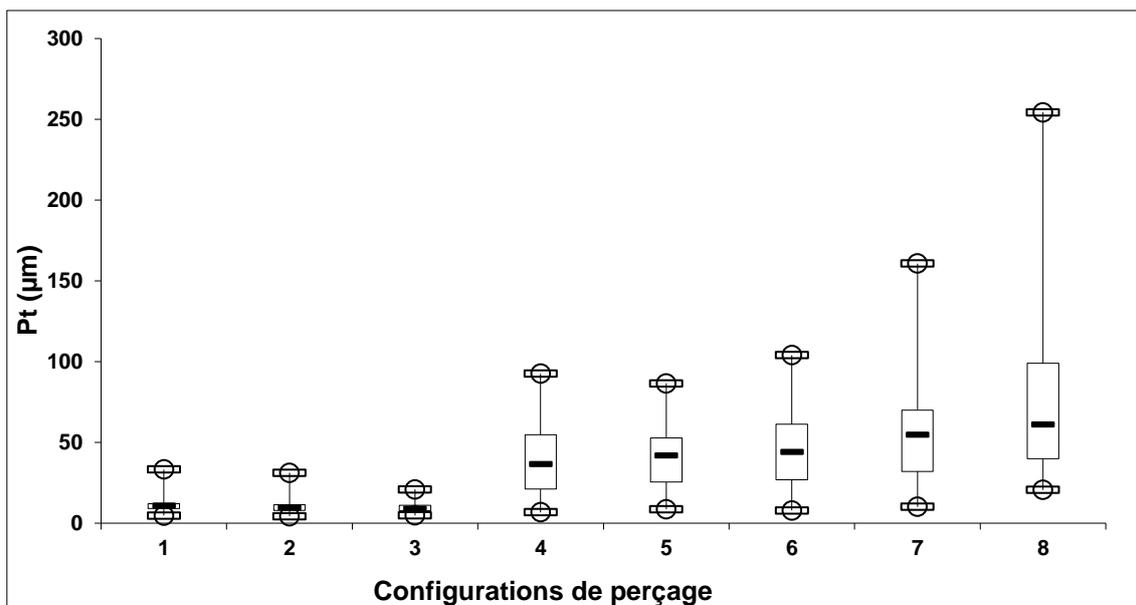


Figure 75 Evolution de Pt en fonction des conditions de coupe

La même tendance (Pt augmente lorsque f croît) que pour le Ra est observée. Le Tableau 6 présente les résultats du test de Student pour le paramètre Pt.

Tableau 6. Calcul des p-valeurs pour le critère Pt.

	Config 1	Config 2	Config 3	Config 4	Config 5	Config 6	Config 7	Config 8
Config 1		6,81E-02	2,76E-05	9,55E-46	3,17E-54	2,48E-50	2,79E-53	5,13E-44
Config 2	6,81E-02		4,49E-02	3,61E-47	9,66E-56	1,37E-51	2,75E-54	1,35E-44
Config 3	2,76E-05	4,49E-02		1,98E-48	7,20E-57	1,24E-52	4,26E-55	3,84E-45
Config 4	9,55E-46	3,61E-47	1,98E-48		3,33E-01	9,51E-03	1,83E-09	3,63E-19
Config 5	3,17E-54	9,66E-56	7,20E-57	3,33E-01		7,60E-02	6,48E-08	7,91E-18
Config 6	2,48E-50	1,37E-51	1,24E-52	9,51E-03	7,60E-02		2,41E-04	2,25E-14
Config 7	2,79E-53	2,75E-54	4,26E-55	1,83E-09	6,48E-08	2,41E-04		1,33E-07
Config 8	5,13E-44	1,35E-44	3,84E-45	3,63E-19	7,91E-18	2,25E-14	1,33E-07	

On n’obtient pas tout à fait les mêmes résultats que pour le Ra. En effet, les différents groupes qui se détachent du test de Student pour le critère Pt sont les suivants :

- Les éprouvettes des configurations 1 et 2
- Les éprouvettes des configurations 4 et 5
- Les éprouvettes des configurations 5 et 6

Il est important de noter que le critère Pt est calculé sur le profil primaire P. Ce profil primaire s’étend sur 7 longueurs de base et correspond à la totalité de la longueur mesurée (Figure 76). Cela implique que ce profil prend en compte les effets de bords des éprouvettes. C’est le profil le plus représentatif de la surface réelle de la paroi du trou.

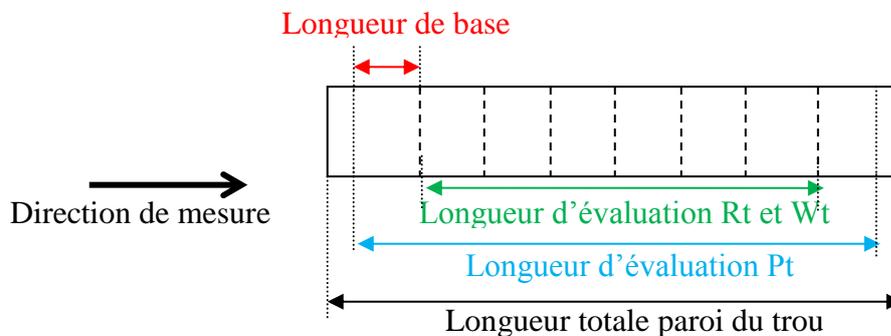


Figure 76. Longueurs d’évaluation des profils P, R et W.

Ces tests statistiques montrent qu’en fonction du type de critère choisi pour qualifier l’état de surface, on peut obtenir des résultats différents en termes de « catégorisation » de l’état de surface. Les mêmes tests ont été réalisés sur les critères Rt et Wt.

Le graphe de la Figure 77 représente l’évolution du paramètre Rt en fonction de la configuration de perçage appliquée.

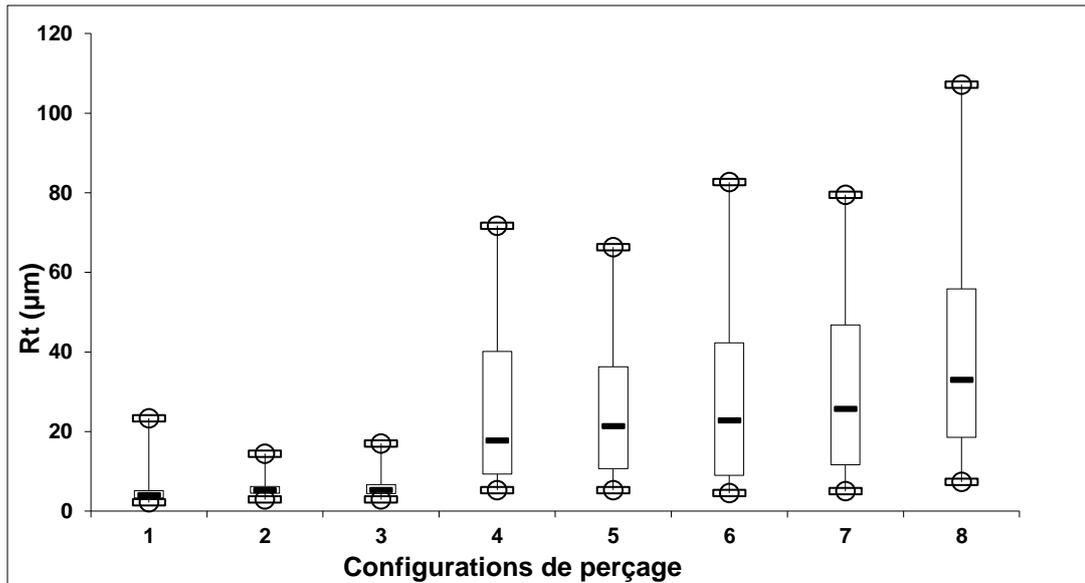


Figure 77 Evolution de Rt en fonction des conditions de coupe

Le critère Rt croît avec la vitesse d'avance et l'usure d'outil. Les résultats du test de Student sont consignés dans le Tableau 7.

Tableau 7 Calcul des p-valeurs pour le critère Rt

	Config 1	Config 2	Config 3	Config 4	Config 5	Config 6	Config 7	Config 8
Config 1		9,42E-08	2,16E-08	1,38E-35	4,75E-44	2,97E-36	4,10E-40	7,23E-48
Config 2	9,42E-08		5,36E-01	8,13E-33	7,72E-41	7,11E-34	6,36E-38	4,71E-46
Config 3	2,16E-08	5,36E-01		1,73E-32	1,76E-40	1,35E-33	1,13E-37	7,34E-46
Config 4	1,38E-35	8,13E-33	1,73E-32		9,17E-01	6,95E-02	3,46E-04	5,05E-13
Config 5	4,75E-44	7,72E-41	1,76E-40	9,17E-01		6,67E-02	2,26E-04	1,09E-13
Config 6	2,97E-36	7,11E-34	1,35E-33	6,95E-02	6,67E-02		8,11E-02	3,52E-08
Config 7	4,10E-40	6,36E-38	1,13E-37	3,46E-04	2,26E-04	8,11E-02		1,03E-04
Config 8	7,23E-48	4,71E-46	7,34E-46	5,05E-13	1,09E-13	3,52E-08	1,03E-04	

En effet, les différents groupes qui se détachent du test de Student pour le critère Rt sont les suivants :

- Les éprouvettes des configurations 2 et 3
- Les éprouvettes des configurations 4 et 5
- Les éprouvettes des configurations 5 et 6
- Les éprouvettes des configurations 4 et 6
- Les éprouvettes des configurations 6 et 7

Le graphe de la Figure 78 représente l'évolution du paramètre Wt en fonction de la configuration de perçage appliquée.

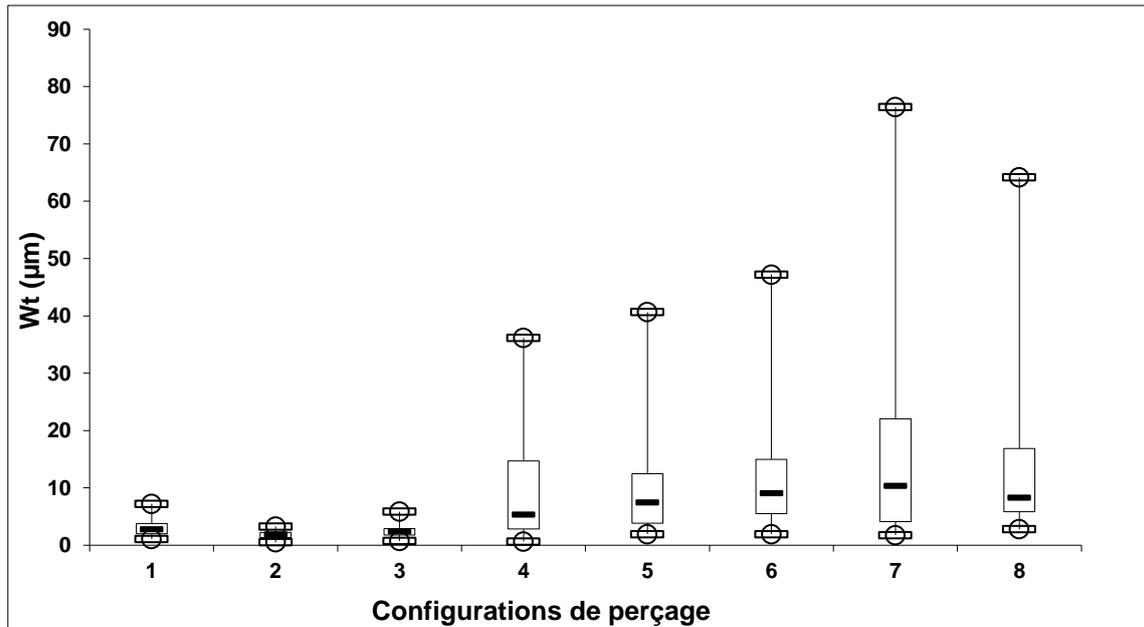


Figure 78 Evolution de Wt en fonction des conditions de coupe

Le critère Wt, tout comme les autres critères, croît avec la vitesse d’avance et l’usure d’outil. Les résultats du test de Student montrent les différents groupes d’éprouvettes qui font partie de la même famille d’état de surface en termes de Wt (Tableau 8).

Tableau 8 Calcul des p-valeurs pour le critère Wt

	Config 1	Config 2	Config 3	Config 4	Config 5	Config 6	Config 7	Config 8
Config 1		2,58E-27	3,55E-08	4,82E-20	2,79E-24	8,75E-20	1,58E-23	3,59E-25
Config 2	2,58E-27		1,19E-12	5,28E-26	2,79E-31	4,59E-25	5,70E-27	1,66E-29
Config 3	3,55E-08	1,19E-12		4,08E-23	6,48E-28	1,67E-22	2,63E-25	2,05E-27
Config 4	4,82E-20	5,28E-26	4,08E-23		9,40E-01	4,39E-01	2,75E-06	2,25E-04
Config 5	2,79E-24	2,79E-31	6,48E-28	9,40E-01		3,74E-01	1,10E-06	9,44E-05
Config 6	8,75E-20	4,59E-25	1,67E-22	4,39E-01	3,74E-01		6,09E-05	3,75E-03
Config 7	1,58E-23	5,70E-27	2,63E-25	2,75E-06	1,10E-06	6,09E-05		1,54E-01
Config 8	3,59E-25	1,66E-29	2,05E-27	2,25E-04	9,44E-05	3,75E-03	1,54E-01	

Les différents groupes qui se détachent du test de Student pour le critère Wt sont les suivants :

- Les éprouvettes des configurations 4 et 6
- Les éprouvettes des configurations 5 et 6
- Les éprouvettes des configurations 4 et 6
- Les éprouvettes des configurations 7 et 8

Pour récapituler, ce qui ressort de cette étude est qu’il y a trois groupes qui se détachent :

- Le groupe formé des configurations 1, 2 et 3
- Le groupe formé des configurations 4, 5 et 6
- Le groupe formé des configurations 7 et 8

En effet, au vu de ces résultats, on peut choisir la bonne configuration parmi les 1, 2 et 3. La mauvaise configuration est choisie parmi les configurations 7 et 8 car ce sont les plus dégradantes en termes d'état de surface. Et enfin la configuration produisant les états de surface dits « intermédiaires » est choisie parmi les configurations 4, 5 et 6. Il a été constaté néanmoins que pour certaines éprouvettes usinées dans les configurations 4, 5 et 6, il apparaît au microscope des zones sombres et foncées sur la paroi du trou. Il s'agit de dégradations thermiques de la matrice. Les études présentes dans la littérature ont permis de démontrer que ces dégradations thermiques (Figure 79) peuvent affecter le comportement mécanique des éprouvettes, il est donc important de les éviter.

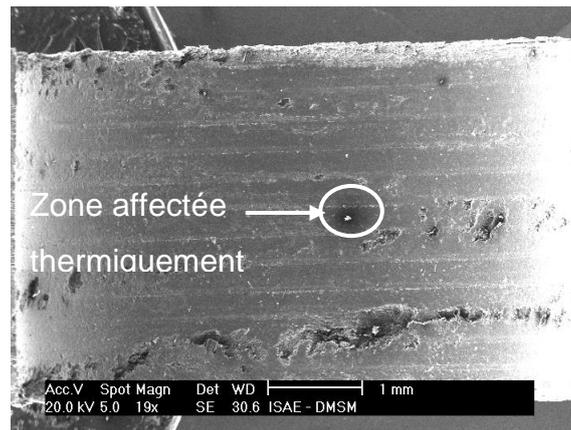


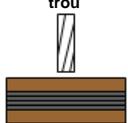
Figure 79 Exemple d'une zone affectée thermiquement

C'est pour cette raison que ces trois configurations n'ont finalement pas été appliquées pour les éprouvettes d'essais. Le choix des configurations mauvaise et intermédiaire a donc été réalisé entre les configurations 7 et 8. En conclusion, la configuration 2 est la « bonne » configuration, la configuration 7 est la configuration intermédiaire et la configuration 8 est la configuration dite « mauvaise ».

II.3.2 Choix des paramètres de coupe

Le Tableau 9 fait le bilan des configurations de perçage qui sont retenues et qui seront appliquées aux éprouvettes d'essais durant ce travail de thèse.

Tableau 9. Paramètres de coupe choisis.

Configurations de perçage	N (tr/min)	f (mm/tr/arête de coupe)	Etat de l'outil	Aspiration des poussières	Lubrification	Mode d'appui
1 : Etat de surface intermédiaire	4800	0.1	usé	Oui	Non	Avec contre-plaque en bois en entrée et sortie du trou 
2 : Bon état de surface	4800	0.02	neuf	Oui	Non	
3 : Mauvais état de surface	500	0.35	usé	Oui	Non	

Une fois ces configurations de perçage figées, les défauts de paroi identifiés et les différents critères de qualité calculés, une étude comparative des parois de trou suivant les critères appliqués peut être réalisée. Il s'agit en réalité, d'une confrontation entre tous les critères de qualité calculés afin de cerner la pertinence du critère de surface portante.

II.4 Etude comparative entre les paramètres de rugosité et d'autres critères de qualité.

Le présent paragraphe établit une étude comparative entre les paramètres de rugosité normalisés et le critère de surface portante. Une analyse comparative des différents critères est réalisée sur des éprouvettes des trois configurations de perçage choisies. Pour ce faire, des éprouvettes ont été percées suivant les trois configurations de perçage choisies. Les cartographies de surface portante des parois de la Figure 80 montrent que les éprouvettes de la configuration 3 (mauvais état de surface : Figure 80c) semblent bien plus dégradées que celles de la configuration 1 (état de surface intermédiaire : Figure 80b) et que les états de surface généraux de ces éprouvettes ne sont pas du tout équivalents.

Le test de Student réalisé pour les paramètres R_a , R_t , P_t et W_t démontre que les éprouvettes des configurations « intermédiaire » et « mauvaise » font partie des mêmes populations en termes de R_a et W_t . Néanmoins, il a été remarqué que les éprouvettes des configurations « intermédiaire » et « bonne » présentent des pourcentages de surface portante relativement proches, ce qui voudrait dire que l'état de surface général des éprouvettes de la configuration « intermédiaire » se rapproche de celui des éprouvettes de la configuration « bonne ». Il y a en moyenne une différence de 10,74% de surface portante entre les éprouvettes de la configuration « mauvaise » et celle de la configuration « bonne » alors qu'entre les éprouvettes de la configuration « intermédiaire » et les éprouvettes de la configuration « bonne », il y a une différence de 3.74%.

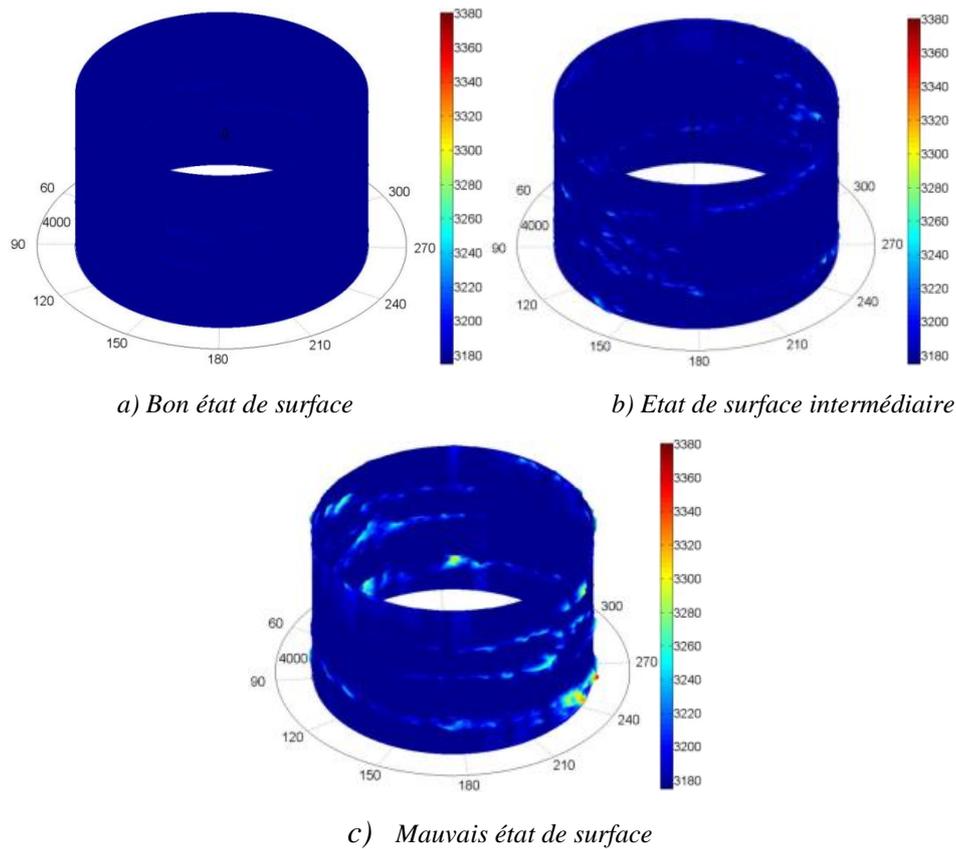


Figure 80 Cartographie de la paroi d'un trou de chaque configuration

Les Figure 81 et Figure 82 présentent l'évolution des paramètres normalisés en fonction du pourcentage de surface portante. L'intérêt de ces figures réside dans le fait de constater si les paramètres normalisés évoluent de la même manière que le pourcentage de surface portante. Il s'agit d'évaluer la faisabilité de la corrélation des valeurs de surface portante à des intervalles de valeurs de paramètres normalisés.

La Figure 81 illustre une évolution « idéale » des paramètres normalisés en fonction du pourcentage de surface portante.

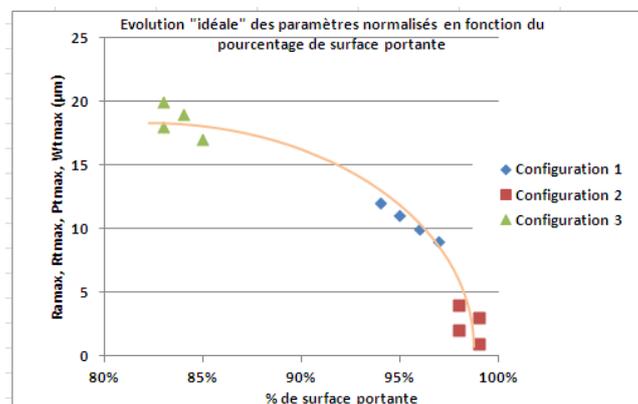


Figure 81. Evolution « idéale » des paramètres normalisés en fonction du % de surface portante.

Néanmoins, cette évolution « idéale » des paramètres normalisés en fonction du pourcentage de surface portante n'est que théorique. L'évolution « réelle » des paramètres normalisés en fonction du pourcentage de surface portante est présentée Figure 82. Cette étude est réalisée sur un panel d'un peu plus d'une centaine de trous.

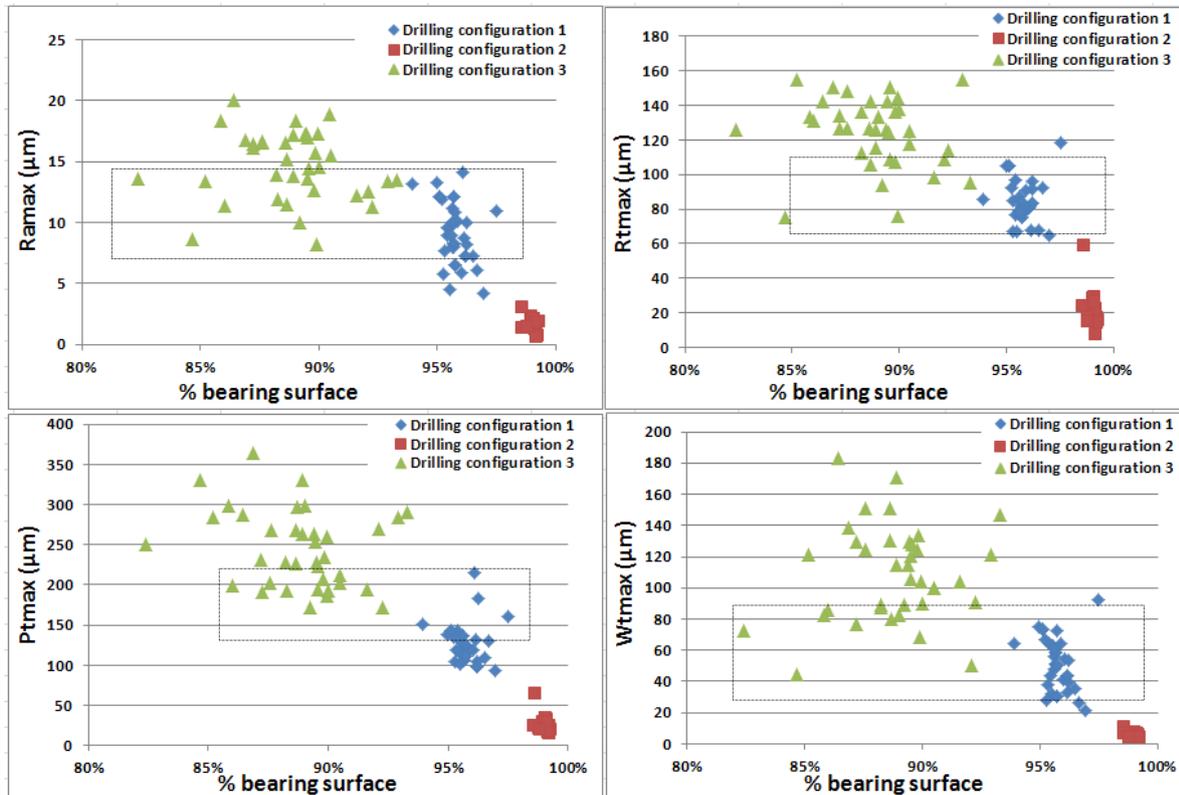


Figure 82. Evolution « réelle » des paramètres normalisés en fonction du % de surface portante

On constate qu'il n'y a que les éprouvettes de la configuration « bonne » qui font partie d'une population différente en termes de surface portante et de critères normalisés. Les éprouvettes des configurations « intermédiaire » et « mauvaise » font partie de la même population en termes de critères normalisés mais de populations différentes en termes de surface portante. Les zones entourées en noir sur la Figure 82 correspondent à des éprouvettes pour lesquelles les valeurs des paramètres de rugosité sont à peu près égales alors que leur pourcentage de surface portante n'est clairement pas du même ordre.

Sachant que les valeurs les plus grandes de paramètres normalisés ne correspondent pas aux plus petites valeurs de pourcentages de surface portante, il est donc difficile d'établir un lien entre pourcentage de surface portante et paramètres normalisés. Cette étude est réalisée sur un panel d'une centaine d'éprouvettes. Les bornes de ces intervalles ne seraient peut-être pas les mêmes pour un panel de 1000 éprouvettes. Ces résultats ne permettent donc pas d'établir un lien fiable entre rugosité et surface portante.

Afin d'évaluer l'influence d'un changement de moyen de mesure, des mesures d'état de surface des trous ont été réalisées avec un palpeur ayant une pointe à 60°. Ces mesures sont comparées à des mesures réalisées avec le palpeur ayant une pointe à 90°. L'influence du changement de la géométrie du palpeur sur les critères normalisés est présentée Figure 83 :

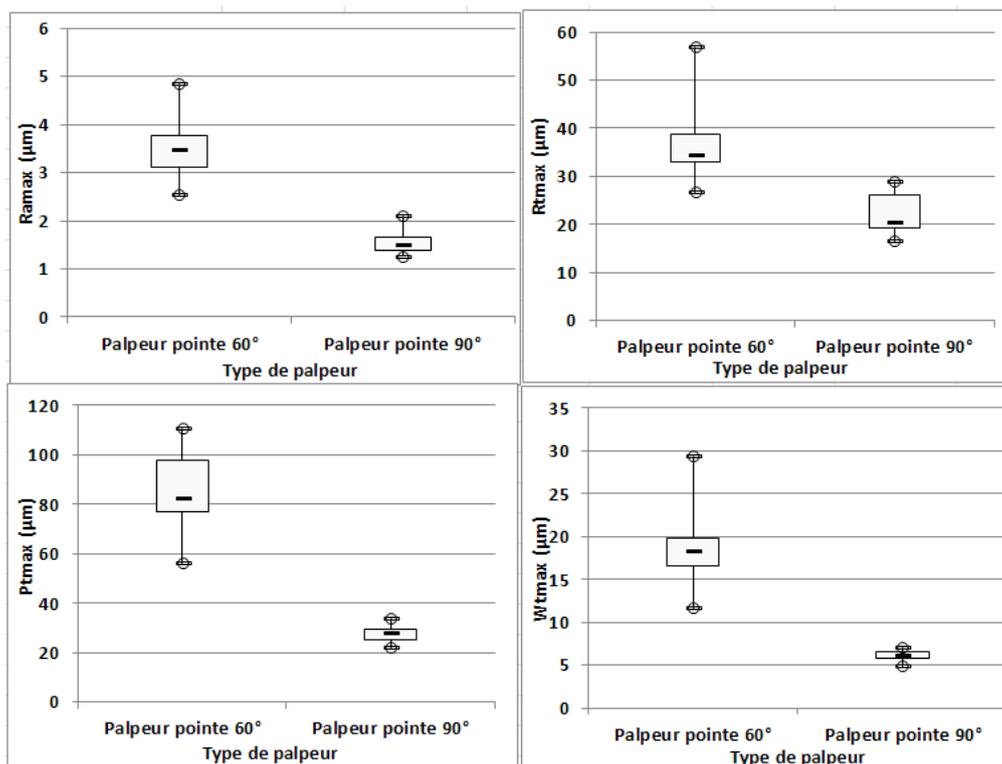


Figure 83. Influence du changement de la géométrie du palpeur sur les critères normalisés de qualité des trous

Ces résultats sont issus des mesures de rugosité réalisées sur vingt éprouvettes. Chaque boîte à moustaches représente donc des échantillons des valeurs maximales de Ra, Rt, Pt et Wt de ces vingt éprouvettes. Ces vingt éprouvettes ont été mesurées doublement : les premières mesures réalisées avec un palpeur à pointe de 60° et les secondes avec un palpeur à pointe de 90°. Le Tableau 10 regroupe pour chacun des critères calculés la différence liée au changement de palpeur :

Tableau 10. Influence du changement de la géométrie du palpeur sur les valeurs caractéristiques des boîtes à moustaches des critères normalisés.

	Ra	Pt	Rt	Wt
1er Quartile	55.59%	67.11%	41.66%	65.26%
Minimum	50.28%	60.52%	38.34%	58.08%
Moustache inférieure	50.28%	60.52%	38.34%	58.08%
Médiane	56.94%	66.15%	40.76%	66.45%
Moustache supérieure	56.79%	69.65%	48.96%	76.08%
Maximum	56.79%	69.65%	48.96%	76.08%
3ème Quartile	56.15%	70.23%	32.59%	66.94%

On peut constater que les critères normalisés sont très sensibles au changement de la géométrie du palpeur. Quel que soit l'ordre de grandeur de ces critères (le minimum et le 1^{er} quartile correspondent à des éprouvettes ayant de valeurs de Ra, Pt, Rt et Wt très faibles issues de la configuration de perçage dite « bonne », le maximum et le 3^{ème} quartile correspondent à des éprouvettes issues de la configuration de perçage dite « mauvaise » avec des valeurs de ces critères assez importantes), la sensibilité au changement de palpeur est

importante. La Figure 84 illustre l'influence du changement de géométrie du palpeur sur le critère de surface portante :

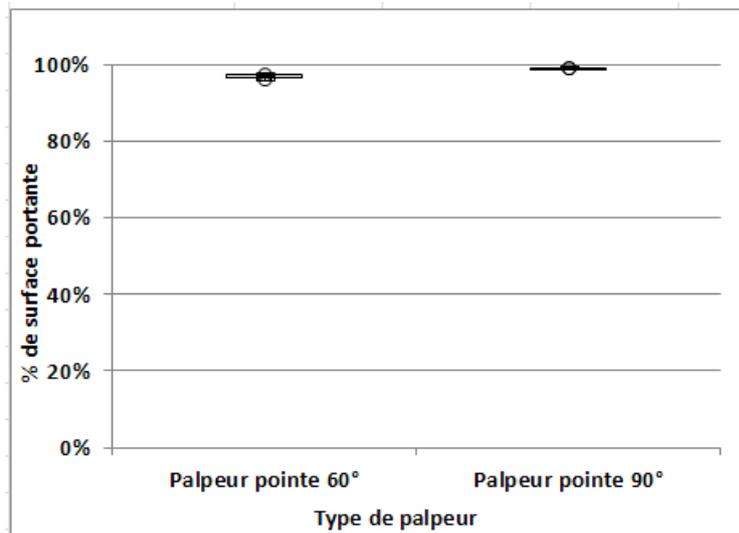


Figure 84 Influence du changement de la géométrie du palpeur sur le critère de surface portante

Lorsqu'on observe pour ces mêmes éprouvettes l'influence du changement de palpeur sur le pourcentage de surface portante, on constate que ce critère est beaucoup moins sensible au changement de la géométrie du palpeur. Le Tableau 11 regroupe pour le critère de pourcentage de surface portante, la différence liée au changement de palpeur :

Tableau 11 Influence du changement de la géométrie du palpeur sur les valeurs caractéristiques des boîtes à moustaches de surface portante

	% de surface portante
1er Quartile	2.33%
Minimum	2.78%
Moustache inférieure	2.78%
Médiane	1.99%
Moustache supérieure	1.67%
Maximum	1.67%
3ème Quartile	1.78%

La plus grande des différences de valeurs est de l'ordre de 2.7%. Ceci démontre que le critère de surface portante demeure très peu sensible au type de matériel de mesure à contact utilisé. De plus, les problèmes de capabilité du procédé sont fortement réduits car ce critère englobe toute la paroi du trou.

II.5 Conclusion

Dans ce chapitre, les conditions de perçage qui seront appliquées aux éprouvettes d'essai ont pu être déterminées. Ces conditions permettent d'éviter les défauts de type délaminages en entrée et sortie de trou, les écaillages et les brûlures de matrice. Ainsi, l'effet de la paroi du trou peut être isolé. En parallèle, une méthode de mesure d'état de surface des parois de trous a été mise en place. Cette méthode permet une bonne corrélation entre les cartographies réalisées et les observations microscopiques. Une analyse des mécanismes de création des défauts de paroi a permis de prédire les zones d'apparition des défauts de paroi les plus importantes. Pour un stratifié fortement orienté par exemple, on peut observer une orientation préférentielle des défauts de perçage. La méthode de mesure mise en place a aussi permis d'obtenir des cartographies raffinées sur lesquelles des critères d'état de surface ont pu être calculés. Une étude comparative a été réalisée entre les critères normalisés et le critère de pourcentage de surface portante qui a montré une réponse très différente des deux approches.

Le prochain chapitre décrit l'influence des défauts de perçage sur la cinétique d'endommagement par matage. Une corrélation essais/calculs est réalisée afin de vérifier la prédictibilité des modèles et d'affiner la compréhension des phénomènes menant à la rupture en matage.

III. CHAPITRE III

CINETIQUE D'ENDOMMAGEMENT EN MATAGE PUR

III.1 Introduction

L'étude bibliographique a montré l'influence des défauts de perçage pris dans leur ensemble sur la tenue mécanique des structures composites. Néanmoins, très peu d'études ont été réalisées afin de démontrer l'influence qu'ont les défauts de paroi seuls. Selon plusieurs auteurs ((GOHORIANU, 2008), (PERSSON, et al., 1997)), le comportement en matage est influencé par la présence de défauts de perçage. Dans la première partie de ce chapitre, l'impact des défauts de paroi sur la tenue mécanique en matage des éprouvettes en carbone/époxy sera évalué expérimentalement. Pour ce faire, deux types d'essais de matage seront réalisés. Dans un premier temps des essais de matage demi-trou seront réalisés et leurs résultats seront présentés. Puis, des essais sur des tranches d'éprouvettes permettant de voir les modes d'endommagement microscopiques seront détaillés. Dans la deuxième partie de ce chapitre, une analyse par éléments finis sera réalisée. La cinétique d'endommagement par matage liée à la présence de défauts de perçage sera évaluée par plusieurs types de modèles numériques. Dans un premier temps les modèles 2D en déformations planes (en référence aux essais sur tranche d'éprouvettes) sont développés car ce sont des modèles simples où les temps de calculs restent raisonnables (5 à 10 minutes). Par la suite, des modèles 3D de matage demi-trou sont présentés afin de corréliser ces modèles aux résultats d'essais.

III.2 Analyse expérimentale du comportement mécanique en matage

III.2.1 Méthodologie expérimentale des essais de matage

Des essais statiques de matage $\frac{1}{2}$ trou ont été réalisés. La géométrie des éprouvettes d'essais est présentée en annexe 3. Les essais ont été conduits sur une machine de traction/compression statique INSTRON de 100KN. L'intérêt de ce type d'essai est que l'on s'affranchit des effets de flexion et rotation du boulon (GOHORIANU, 2008). On réalise ainsi un matage pur de la surface à tester.

L'outillage d'essai a été réalisé en acier de nuance 35NCD16 afin qu'il ne se déforme pas pendant l'essai. Le boulon utilisé est en titane. Une précharge de 0.5kN a été appliquée en début d'essai afin d'éviter les problèmes de mise en place de l'essai.

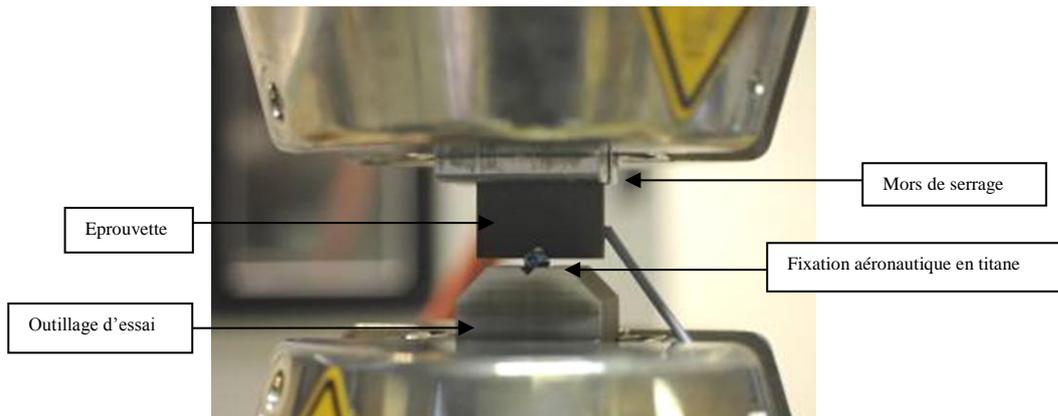


Figure 85. Dispositif d'essai de matage.

III.2.2 Comportement en matage

La courbe de la Figure 86 représente le comportement général en matage sur laquelle on distingue les points caractéristiques suivants :

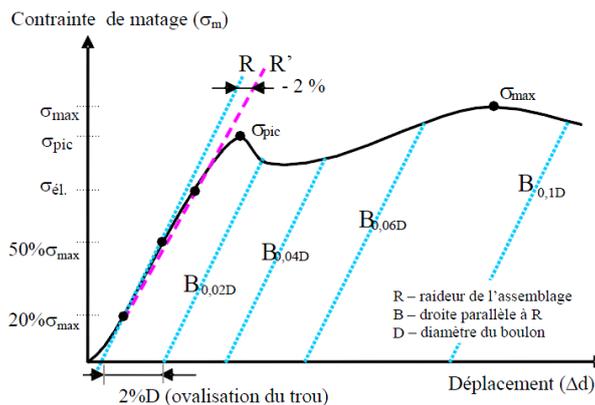
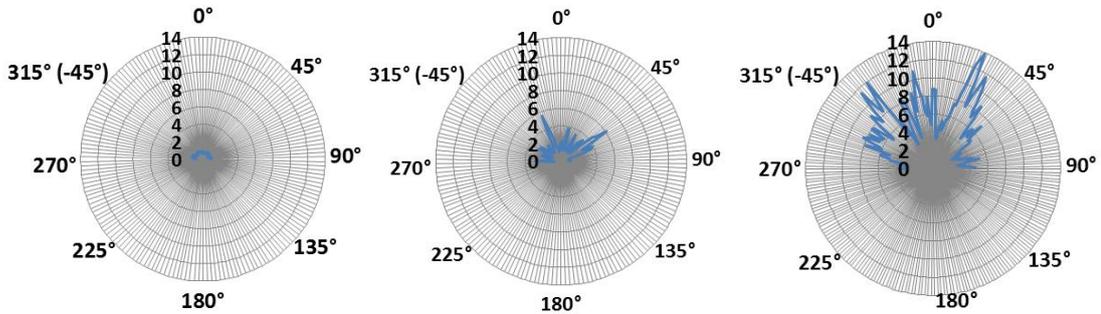


Figure 86. Courbe type d'un essai de matage

- La contrainte de matage au pic (σ_{pic}) si la courbe présente un pic, ou la contrainte de matage maximale (σ_{max}) jusqu'à une ovalisation du trou de 10%. La raideur (R) est calculée entre 20% et 50% de la contrainte σ_{pic} ou σ_{max} .
- La limite élastique (σ_{el}) est calculée à la valeur de la contrainte de matage pour laquelle la chute de la raideur (R') est de l'ordre de 2% par rapport à la raideur initiale (R);
- Les contraintes de matage pour différents niveaux d'ovalisation du trou : à 2% du diamètre initial du trou ($\sigma_{2\%D}$), à 4% ($\sigma_{4\%D}$), à 6% ($\sigma_{6\%D}$) ou à 10% ($\sigma_{10\%D}$).

Stratifié quasi-isotrope

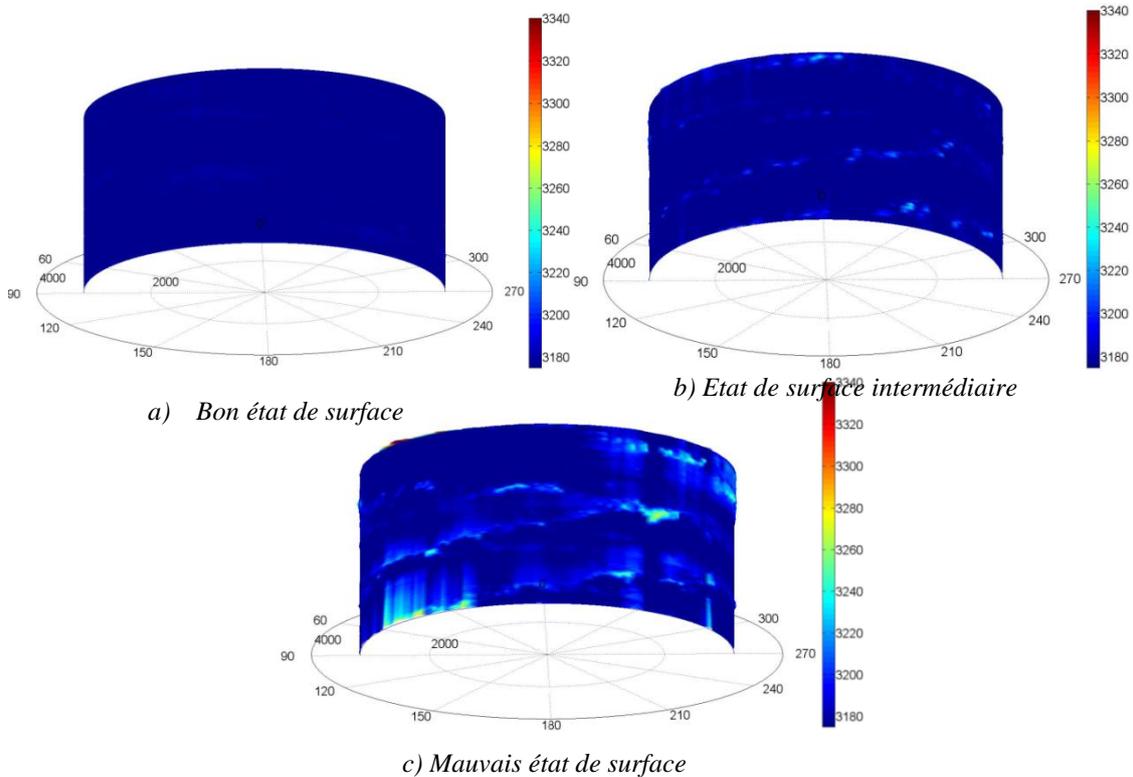
Les éprouvettes ont été contrôlées avant essai au rugosimètre. Des graphes illustrant la répartition polaire du Ra sur la surface du demi-trou ont été tracés (Figure 87). Chaque point du graphe correspond à la mesure du Ra sur une génératrice du trou. Dans le cas du demi-trou, il y a 120 génératrices mesurées, donc 120 points sur le graphe (120 Ra).



a) Bon état de surface b) Etat de surface intermédiaire c) Mauvais état de surface

Figure 87 Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration

On peut constater qu'il n'y a pas d'orientation préférentielle des défauts de perçage. Ceci s'explique par le fait que pour un stratifié quasi-isotrope, il y a une proportion identique des quatre orientations des plis dans le stratifié. Ainsi, les principaux défauts de perçage sur les plis à 0°, 45°, -45° et 90° apparaissent à respectivement -45°, 90°, 0° et 45°. De ce fait, les défauts sont équitablement répartis dans ces quatre orientations dans l'épaisseur du stratifié. Les Figure 88a, b et c présentent les cartographies de la surface portante (telle qu'elle a été décrite précédemment) des demi-trous d'une éprouvette de chaque configuration de perçage.



a) Bon état de surface

b) Etat de surface intermédiaire

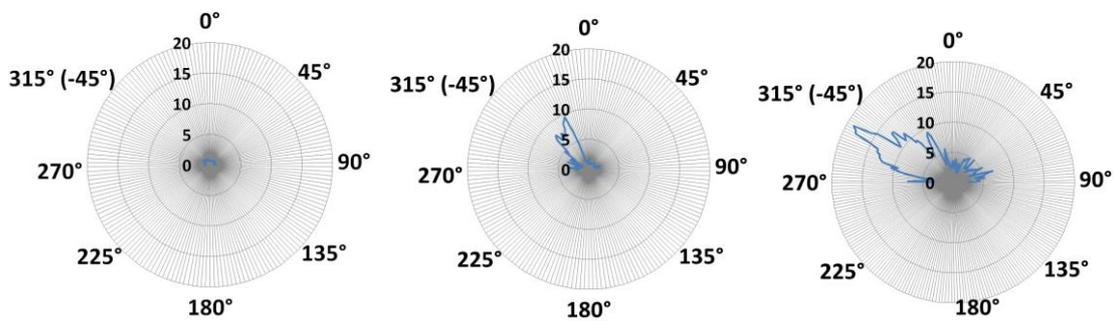
c) Mauvais état de surface

Figure 88. Cartographie de la paroi d'un demi-trou de chaque configuration.

On peut constater que l'éprouvette présentant un mauvais état de surface a une paroi de trou plus endommagée que celle des deux autres éprouvettes. Au vu des cartographies, on n'observe pas d'orientation préférentielle de défauts de perçage. La différence entre les valeurs des pourcentages de surface portante totale et dans la zone « réelle » de matage sont assez faibles. Dans la zone « réelle » de matage, par échantillon de chaque configuration de perçage, il y a proportionnellement la même quantité de défauts de perçage qu'en dehors de cette même zone.

Stratifié fortement orienté

Comme pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope, des graphes (Figure 89) illustrant la répartition polaire du Ra sur la surface du demi-trou ont été tracés afin de voir s'il y a une orientation préférentielle des défauts de perçage :



a) Bon état de surface b) Etat de surface intermédiaire c) Mauvais état de surface

Figure 89. Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration

On peut constater qu'il y a une orientation préférentielle du Ramax. Ceci s'explique par le fait que pour le stratifié fortement orienté, il y a 50% de plis à 0°, 20% de plis à 45°, 20% de plis à -45° et 10% de plis à 90°, ce qui implique une proportion de 50% des défauts à -45°, 20% à 0°, 20% à 90° et 10% à 45° : d'où l'orientation préférentielle des défauts de perçage localisée à -45° pour ce stratifié.

Les Figure 90a, b et c présentent les cartographies de la surface portante des demi-trous d'une éprouvette de chaque configuration de perçage.

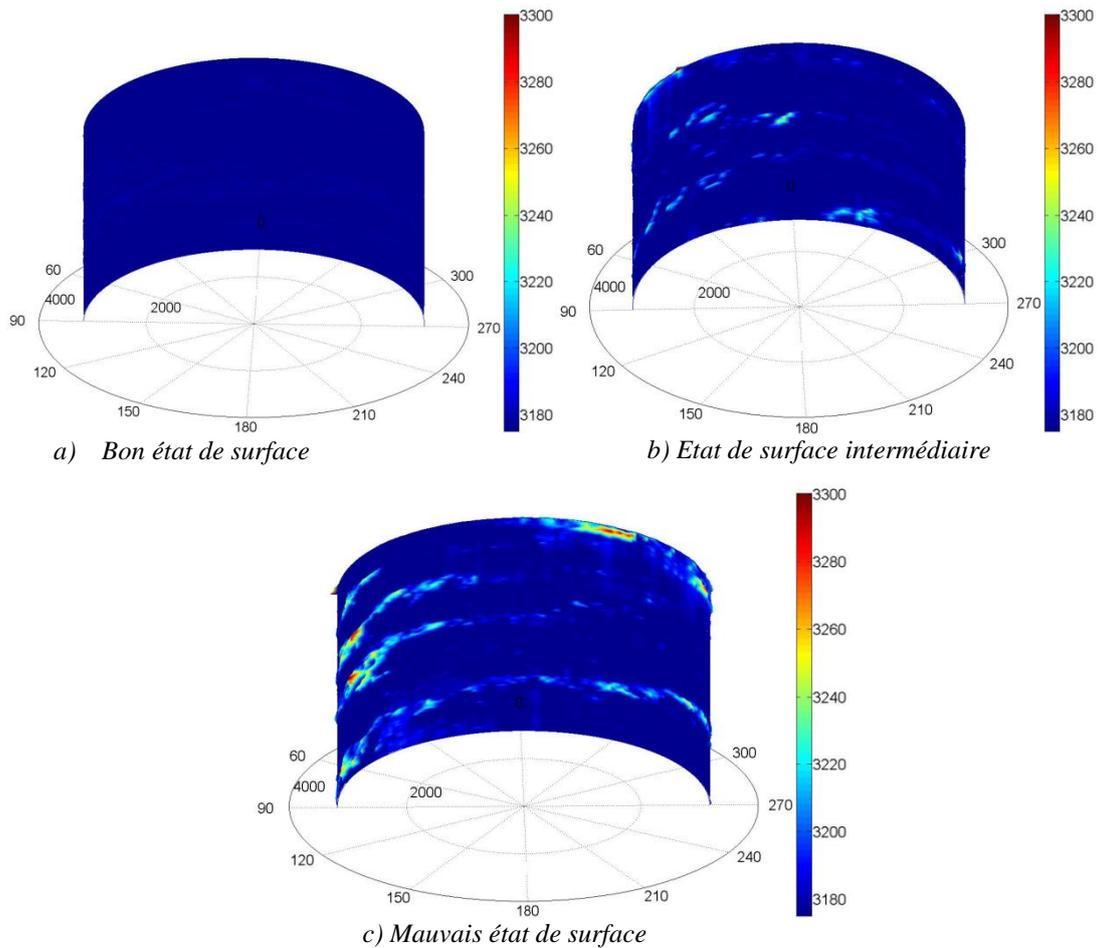


Figure 90 Cartographie de la paroi d'un demi-trou de chaque configuration

La différence entre les valeurs des pourcentages de surface portante totale et les pourcentages de surface portante dans la zone « réelle » de matage sont assez importantes pour ces éprouvettes. Ce qui signifie qu'il y a une orientation préférentielle des défauts de perçage, orientation qui est située hors de la « zone réelle de matage ». Dans la zone « réelle » de matage, le pourcentage de surface portante est plus important que le pourcentage de surface portante sur la totalité du demi-trou. Les résultats des essais de matage en termes d'influence des paramètres normalisés sur la tenue mécanique des éprouvettes de la stratification quasi-isotrope sont donnés dans les graphes Figure 91 :

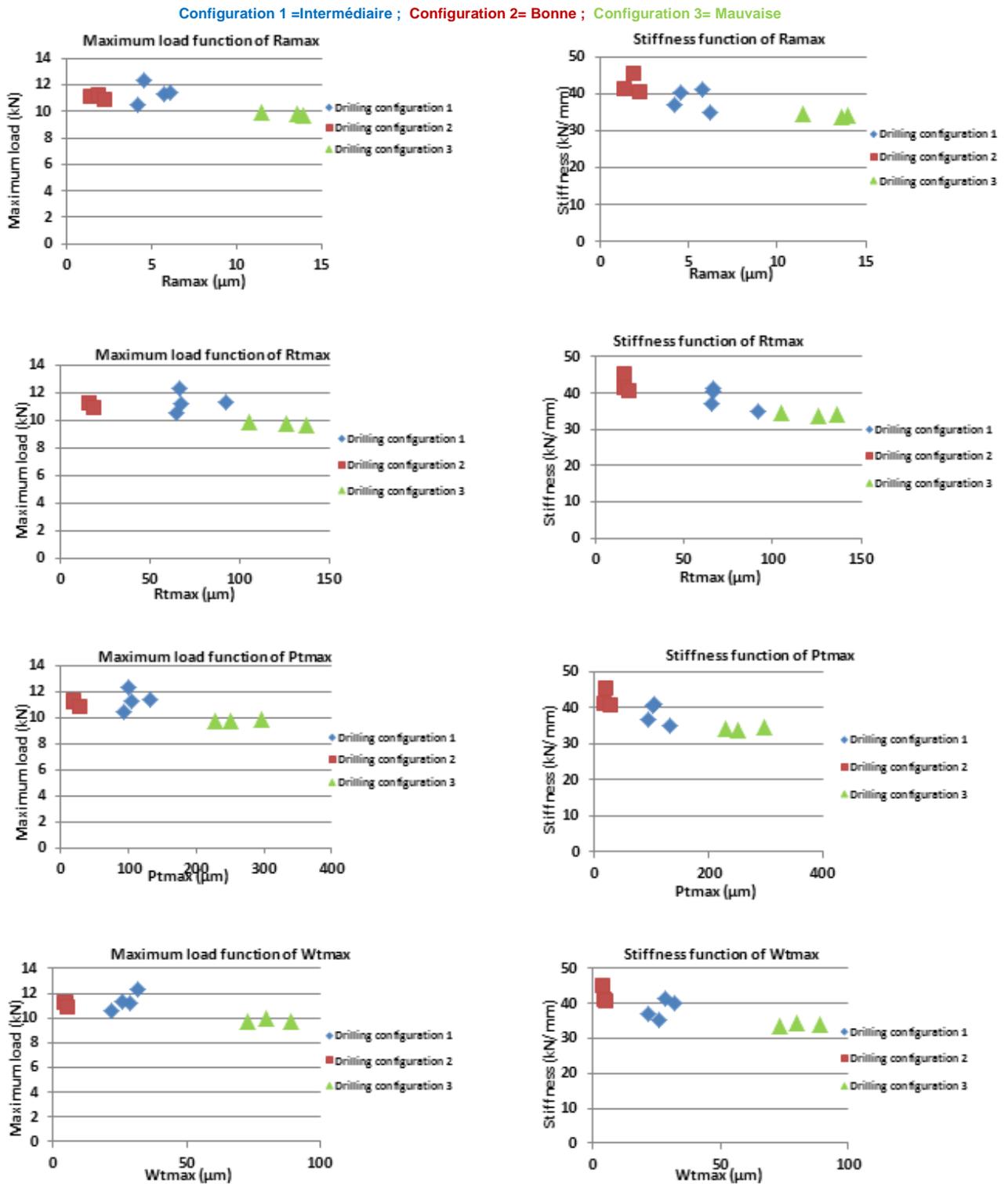


Figure 91. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction des paramètres normalisés d'état de surface

On remarque que les états de surface « intermédiaires » et « bons » ont un effort à rupture en matage quasiment identiques. On observe néanmoins que l'effort maximal chute pour les éprouvettes ayant un mauvais état de surface par rapport aux éprouvettes possédant un bon

état de surface. Cette chute est de l'ordre de 12%. La tendance est la même pour les autres critères normalisés. En termes de raideur, les éprouvettes de la configuration intermédiaire présentent une perte de performance de 9% par rapport aux éprouvettes de la bonne configuration. Les éprouvettes de la mauvaise configuration présentent quant à elles une chute de raideur d'environ 19% par rapport aux éprouvettes de la bonne configuration. L'observation de l'influence du critère pourcentage de surface portante sur la tenue mécanique de ces mêmes éprouvettes montre des résultats intéressants (Figure 92) :

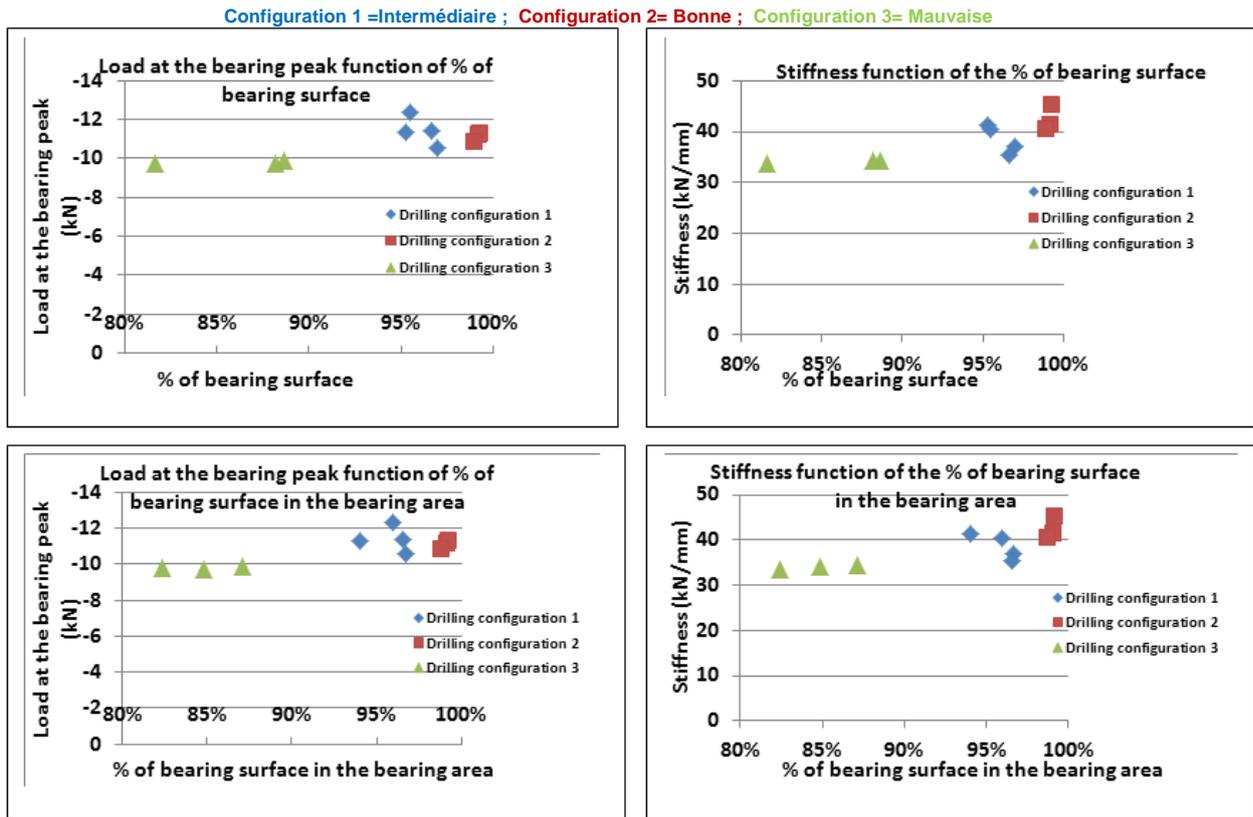


Figure 92. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante.

En effet, les éprouvettes des configurations « bonne » et « intermédiaire » présentent des pourcentages de surface portante relativement proches, ce qui voudrait dire que l'état de surface général des éprouvettes de la configuration intermédiaire se rapproche de celui des éprouvettes de la bonne configuration. Dans le chapitre précédent, l'analyse statistique réalisée sur les paramètres normalisés a démontré que les états de surface (quantifié par Ra et Wt) des éprouvettes des configurations « intermédiaire » et « mauvaise » font partie de la même population (donc relativement proches). Néanmoins, on constate avec le critère de la surface portante que ce n'est pas le cas et que l'état de surface des éprouvettes de la configuration « intermédiaire » est beaucoup plus proche de celui des éprouvettes de la « bonne » configuration. En effet, il y a en moyenne une différence de 3% entre le pourcentage de surface portante des éprouvettes de la « bonne » configuration et celles de la

configuration « intermédiaire ». Cette différence est de l'ordre de 12% entre les éprouvettes de la « bonne » configuration et celles de la « mauvaise » configuration.

La baisse de l'effort à rupture en matage entre les éprouvettes des configurations « bonne » et « intermédiaire » est de l'ordre de 12% et semble proportionnelle à la différence entre le pourcentage de surface portante de ces éprouvettes.

La Figure 94 représente les courbes moyennes d'essais pour chacune des trois configurations de perçage. Les courbes de la Figure 94 montrent que les éprouvettes de la « mauvaise » configuration commencent à s'endommager très tôt. Ceci se traduit par la chute de raideur observée. Les éprouvettes de la configuration « intermédiaire » présentent quant à elles une différence de raideur initiale par rapport aux autres éprouvettes. Cette différence de raideur initiale n'est pas liée à la mise en place de l'essai car une précharge a été appliquée aux éprouvettes en début d'essai. En observant les cartographies planes de ces éprouvettes (Figure 93), on a pu constater qu'il y a beaucoup de fibres mal coupées qui dépassent de la surface usinée. Cette différence de raideur initiale serait due à l'écrasement de ces fibres par le boulon. Une fois ces fibres écrasées, on observe une reprise de raideur de ces éprouvettes.

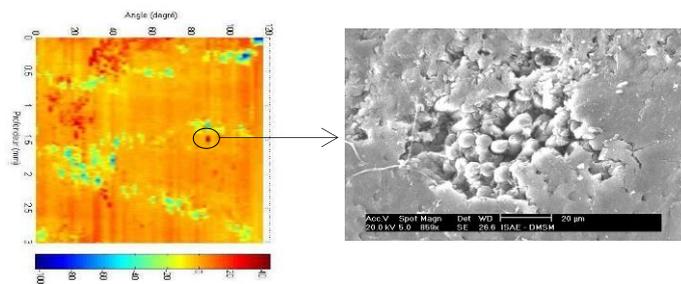


Figure 93 Fibres dépassant de la surface usinée

Les clichés aux Rayons X que l'on peut voir sur les courbes de la Figure 94 ont été pris pour certaines des éprouvettes des configurations « bonne » et « mauvaise » à différents moments des essais. En début d'essai les éprouvettes de la « bonne » configuration ne présentent quasiment pas de défauts de perçage. Les défauts de perçage des éprouvettes de la « mauvaise » configuration apparaissent sous la forme d'une couronne blanche. On remarque qu'au pic de matage, l'éprouvette de la « mauvaise » configuration est plus endommagée que celle de la bonne configuration. D'importants délaminages se propagent jusqu'aux bords du demi-trou. Les éprouvettes de la « mauvaise » configuration présentent une zone « délaminée » plus importante que celle des éprouvettes de la « bonne » configuration. La présence de défauts de paroi semble accélérer l'apparition des décohésions entre couches. Après le pic de matage (à déplacements identiques), plus aucune différence n'est observée sur les clichés rayons X.

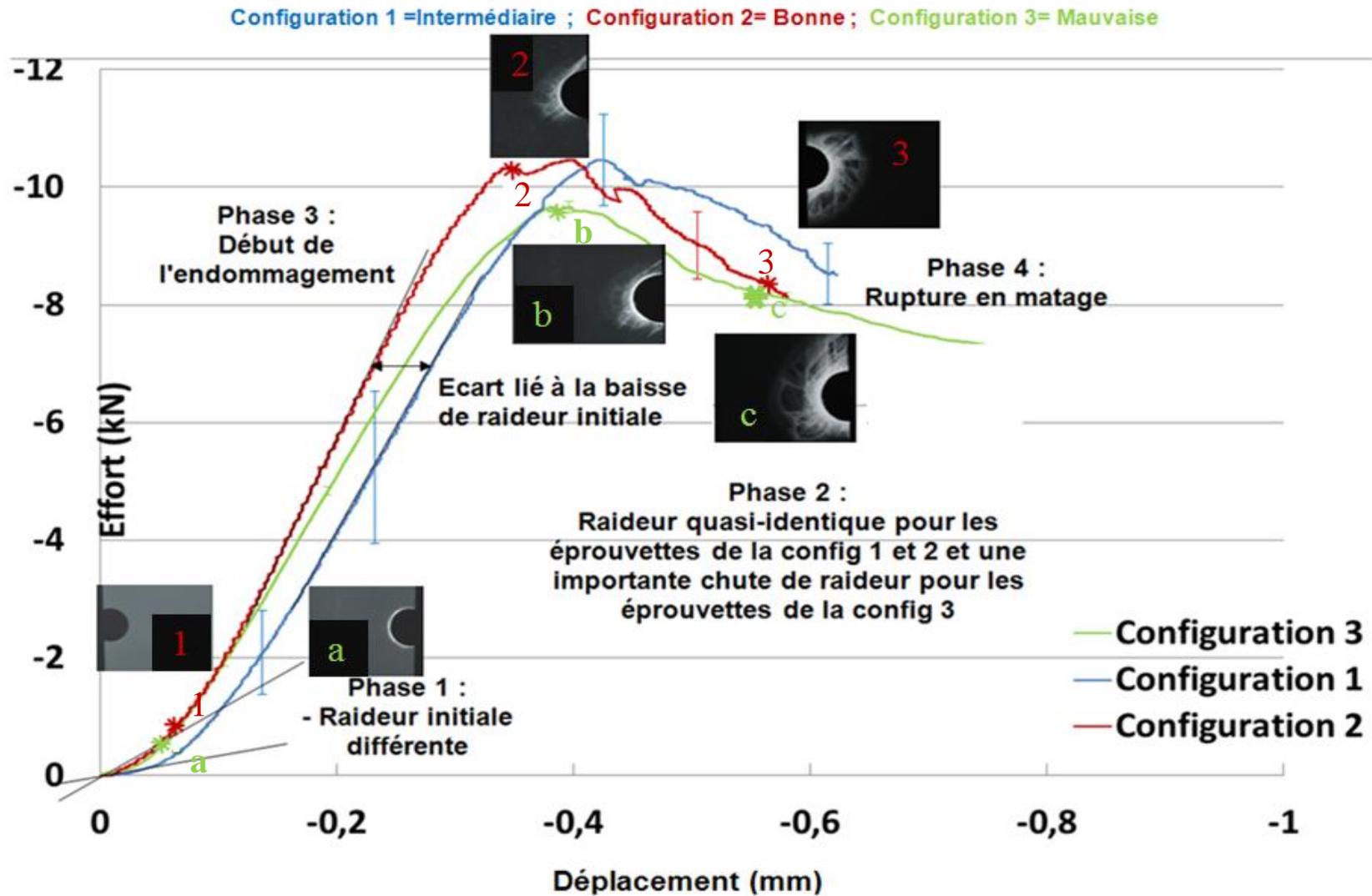


Figure 94. Comportement en matage des épreuves du stratifié quasi-isotrope.

Les résultats des essais de matage demi-trou sur les éprouvettes de la stratification fortement orienté sont présentés sur la Figure 95.

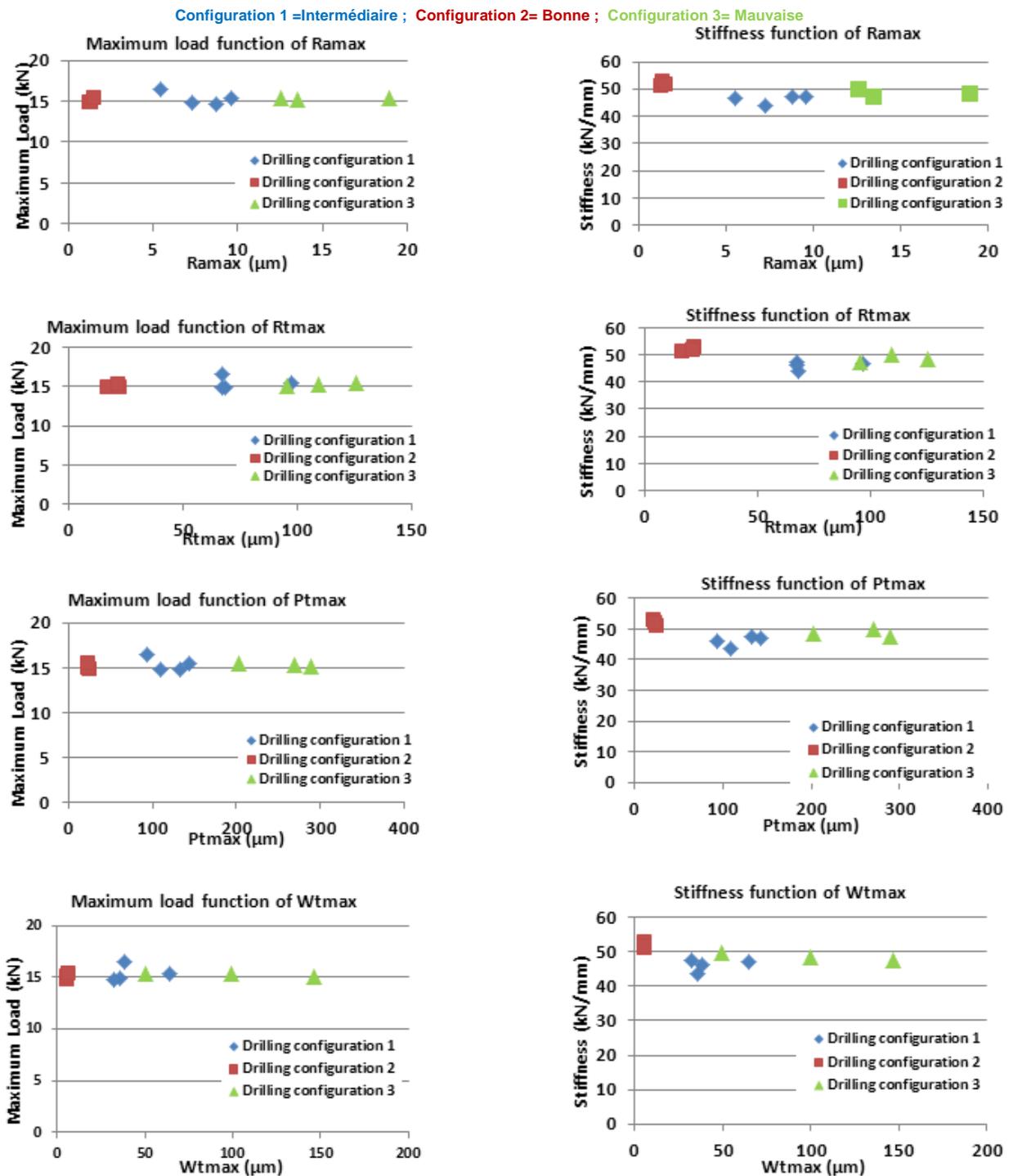


Figure 95. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction des paramètres normalisés d'état de surface

La première constatation qui peut être faite est qu'il n'y a aucune influence de l'état de surface sur l'effort de matage au pic. Néanmoins, une chute de raideur de l'ordre de 10,8% pour les

éprouvettes de la configuration « intermédiaire » et de l'ordre de 6,1% pour les éprouvettes de la « mauvaise » configuration par rapport à celles de la « bonne » configuration est observée. Les résultats d'essai en termes d'influence de la surface portante sur l'effort de matage au pic et sur la raideur sont présentés sur la Figure 96 :

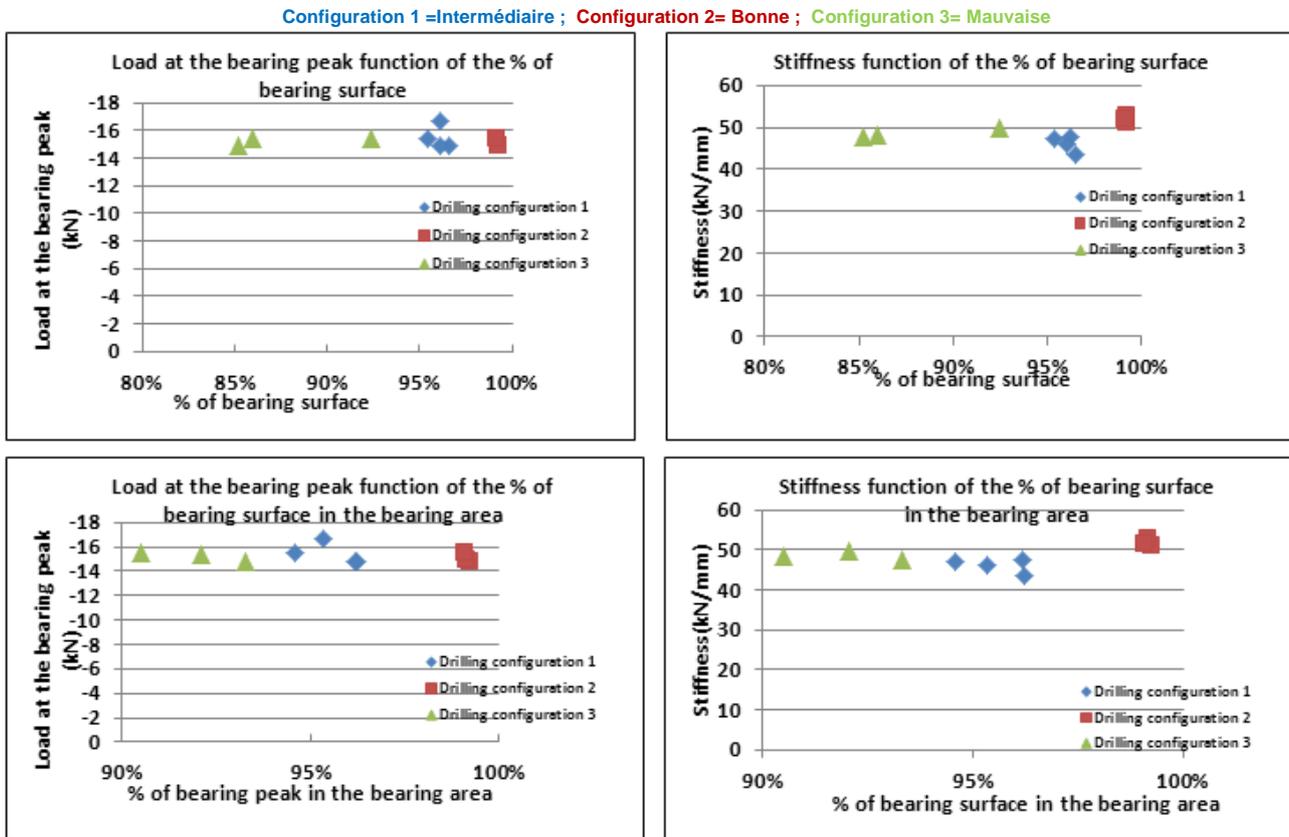


Figure 96. Evolution de l'effort de matage au pic et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante

Les pourcentages de surface portante sont du même ordre (en fonction de la configuration de perçage) que celle des éprouvettes de la stratification quasi-isotrope. Néanmoins, aucune influence de l'état de surface n'est observée. On comprend mieux ces résultats lorsqu'on observe les résultats de l'influence du pourcentage de surface portante dans la zone « réelle » de matage. On peut constater que dans la zone « réelle » de matage, contrairement aux éprouvettes de la stratification quasi-isotrope, la différence entre les trois configurations n'est plus du tout du même ordre que pour les éprouvettes de la stratification quasi-isotrope. En effet, dans la zone « réelle » de matage, pour les éprouvettes de la stratification fortement orientée, il y a une différence moyenne de 6% entre les éprouvettes de la « mauvaise » configuration et celles de la « bonne » configuration. Ceci est dû au fait que les principaux défauts de perçage pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté sont situés autour de -45° par rapport à la direction du chargement. Ce qui implique que ces défauts font très peu partie de la zone « réelle » de matage et n'influencent donc pas l'effort de matage au pic.

La Figure 97 représente les courbes moyennes d'essais pour les 3 configurations de perçage :

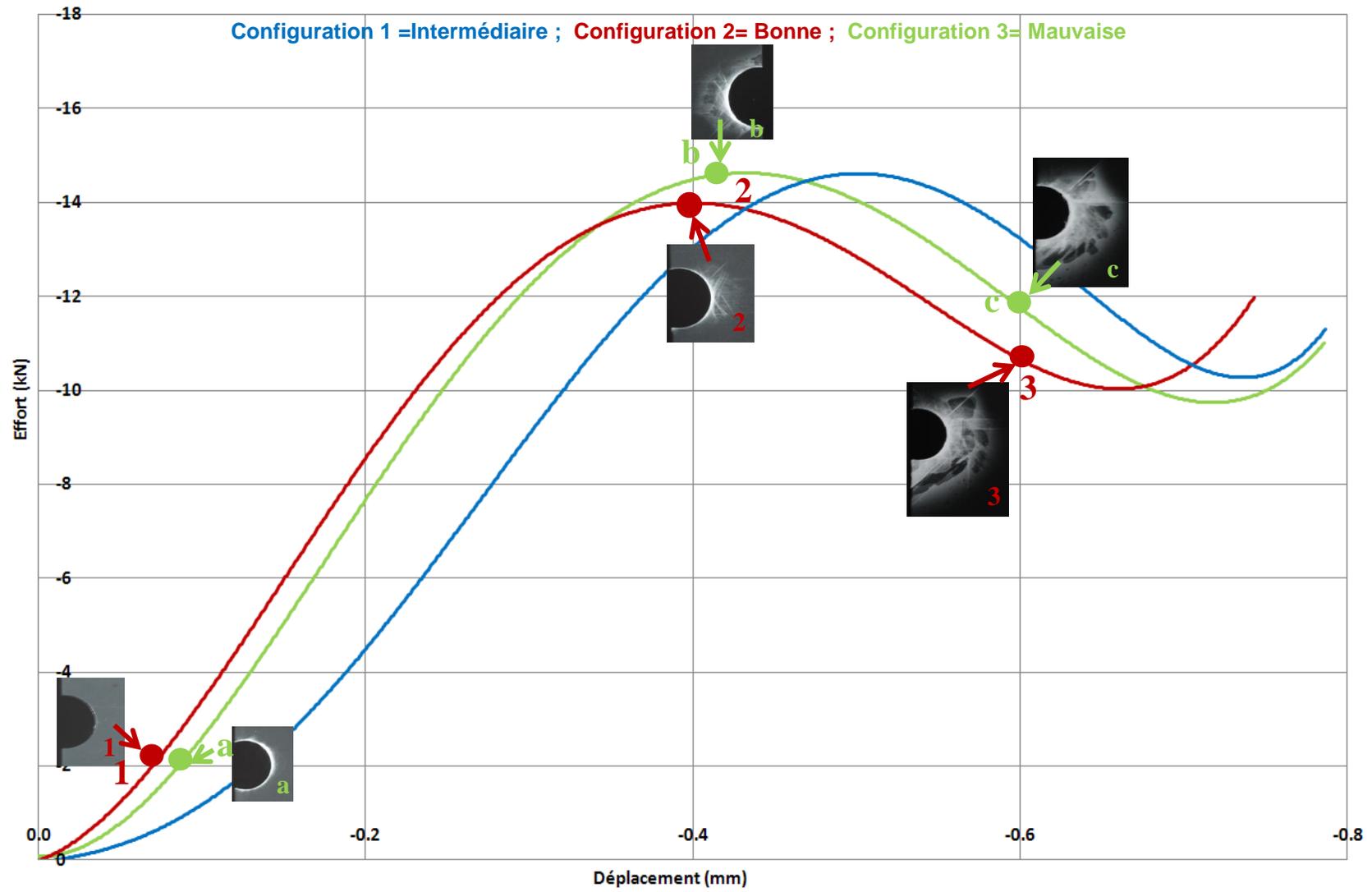


Figure 97. Comportement en matage des éprouvettes du stratifié fortement orienté.

A effort identique, les éprouvettes des configurations « intermédiaire » et « mauvaise » se déforment plus que celles de la bonne configuration. Les clichés rayons X de la Figure 97 montrent qu'au pic de matage, l'éprouvette de la mauvaise configuration présente plus d'endommagements que l'éprouvette de la bonne configuration. Néanmoins, les délaminages qui sont à l'origine de la chute de l'effort en matage arrivent quasiment au même niveau de charge quel que soit l'état de surface des éprouvettes. On peut penser que ce résultat, en plus d'être lié à la localisation des principaux défauts de perçage hors de la zone « réelle » de matage, est aussi la conséquence du fait que le stratifié fortement orienté possède plusieurs doubles couches de plis à 0° . En effet, pour le stratifié quasi-isotrope, il n'y a pas de doubles couches de plis à 0° , donc, les éprouvettes sont plus sensibles au défaut de perçage situé sur le pli à -45° qui est juste au-dessus du pli à 0° . La Figure 98 représente la distribution théorique de l'effort dans les plis liée à la présence de défauts de perçage :

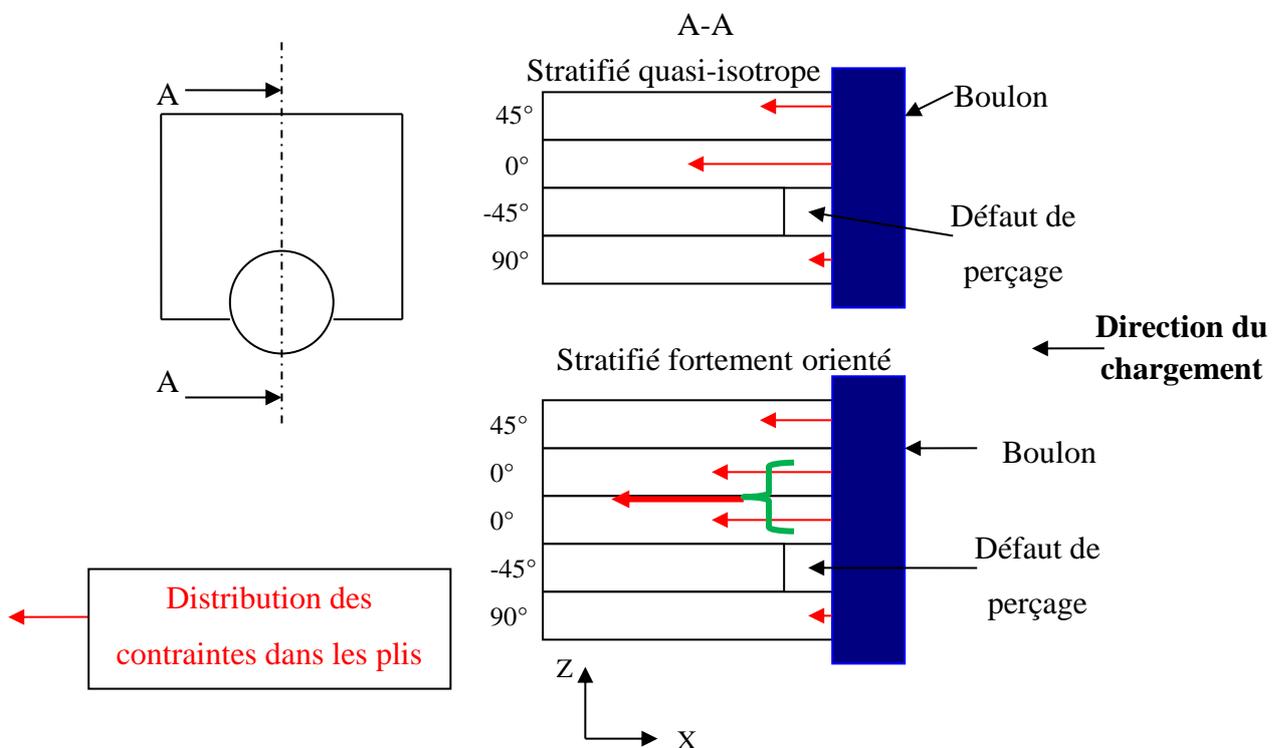


Figure 98. Distribution des contraintes dans les plis liée à la présence de défauts de perçage.

Grâce aux cartographies des trous réalisées au rugosimètre il a été remarqué que dans l'axe du trou, les défauts de perçage les plus importants se situent sur les plis à -45° . Pour les stratifiés quasi-isotropes, il n'y a qu'un seul pli à 0° adjacent au pli à -45° qui porte le boulon. Le stratifié fortement orienté possède deux plis à 0° adjacents au pli à -45° qui supportent le boulon. Pour le même déplacement imposé, les contraintes interlaminaires et hors plan (σ_{xz} , σ_{yz} , σ_{zz}) générées par le cisaillement des interfaces $-45^\circ/0^\circ$ sont beaucoup plus importantes pour le stratifié quasi-isotrope. En effet, les deux plis à 0° du stratifié fortement orienté sont beaucoup plus raides que le seul pli à 0° du stratifié quasi-isotrope. A déplacement imposé identique, la charge transférée dans le pli à -45° pour le stratifié fortement orienté est théoriquement deux fois plus faible que celle transférée dans ce même pli pour le stratifié

quasi-isotrope. La rupture en matage arrive par la rupture des fibres à 0° et ensuite par le délaminage des interfaces $0^\circ/45^\circ$. Pour le stratifié quasi-isotrope, la partie du pli à 0° située juste en dessous du défaut de perçage flambe beaucoup plus facilement que pour le stratifié fortement orienté dans lequel le pli à 0° est « tenu » par l'autre pli à 0° qui est situé juste en dessous. On peut comprendre pourquoi le stratifié fortement orienté semble moins sensible en termes d'effort au pic que le stratifié quasi-isotrope.

Afin de mieux cerner ces phénomènes d'endommagement, des essais de compression sur « tranche » ont été réalisés.

III.2.3 Méthodologie des essais sur tranche

Ces tranches ont été découpées sur des plaques (fabriquées chez AIRBUS à Nantes) de telle sorte que le ratio entre l'épaisseur et la largeur soit égal à 1. Pour le stratifié quasi-isotrope, la largeur de l'éprouvette est de 4mm et pour le stratifié fortement orienté elle est de 5mm. La géométrie de ces éprouvettes est illustrée par la Figure 99.

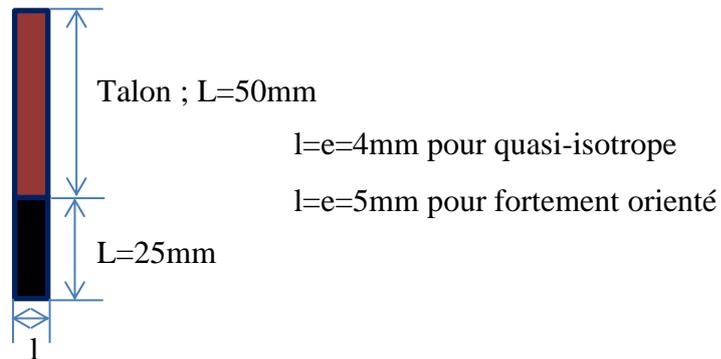


Figure 99. Géométrie des éprouvettes des essais sur tranche.

Les défauts « de perçage » ont été créés à l'aide d'un fil diamanté de diamètre 0.3mm (Figure 100)

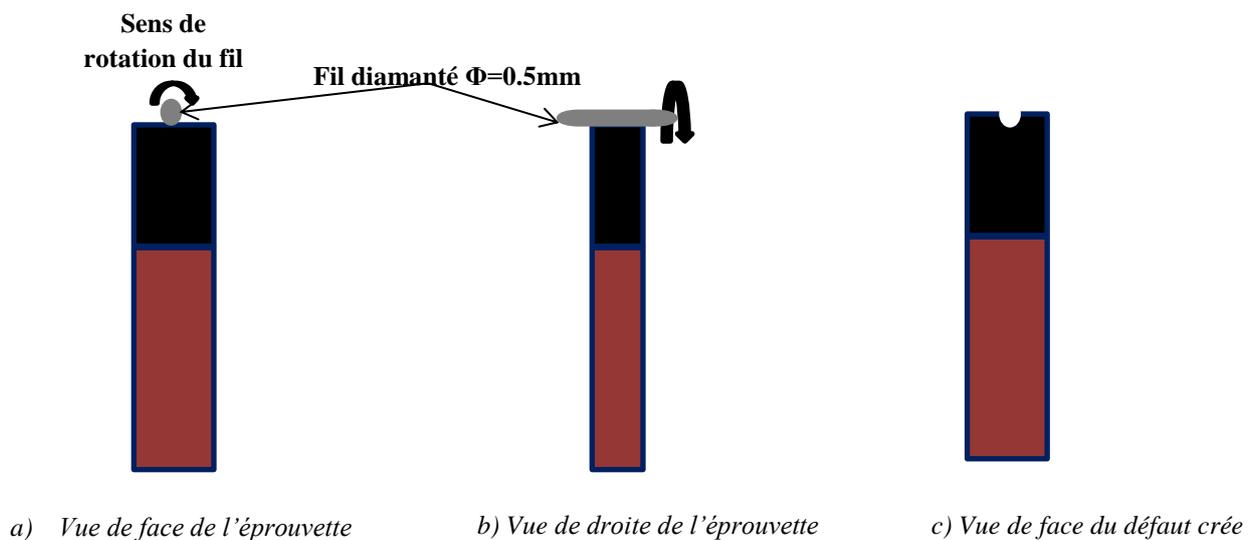


Figure 100. Méthodologie de création des défauts sur les éprouvettes des essais sur tranche.

Le même outillage que celui des essais de matage a été utilisé pour les essais sur tranche. En effet, une cale rectifiée est posée sur l'outillage en V qui est lui-même positionné entre les mors inférieurs de la machine d'essai. L'éprouvette est positionnée et serrée dans les mors supérieurs de la machine. L'essai est réalisé à déplacement imposé. Une schématisation de cet essai est proposée en Figure 101.

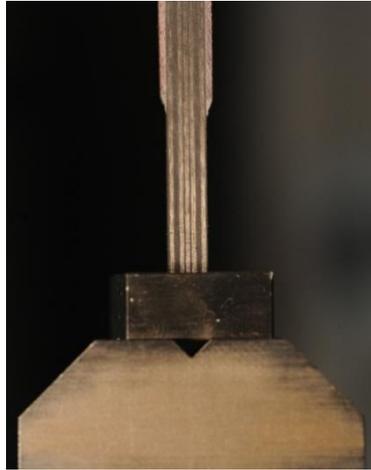


Figure 101. Montage d'essai de matage sur tranche

Pour certaines de ces éprouvettes, un effort de compression simulant le serrage d'un boulon a été appliqué afin d'éviter les effets liés aux bords libres des éprouvettes. La Figure 102 illustre le montage d'essais utilisé:

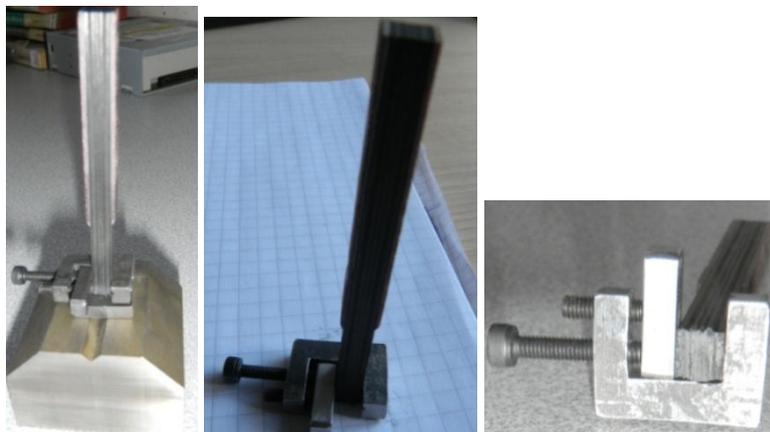


Figure 102. Montage d'essai de matage sur tranche avec un effort de compression appliqué sur l'épaisseur.

L'éprouvette est positionnée dans le montage de telle sorte que l'extrémité à écraser ne dépasse pas du montage d'essai comme le montre la Figure 103.

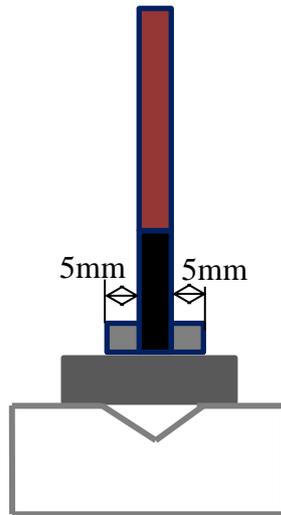


Figure 103. Positionnement de l'éprouvette dans le montage d'essai sur tranche.

III.2.4 Comportement en matage/compression

Les courbes de la Figure 104 représentent les résultats d'essais sur tranche pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.

Stratifié Quasi-isotrope

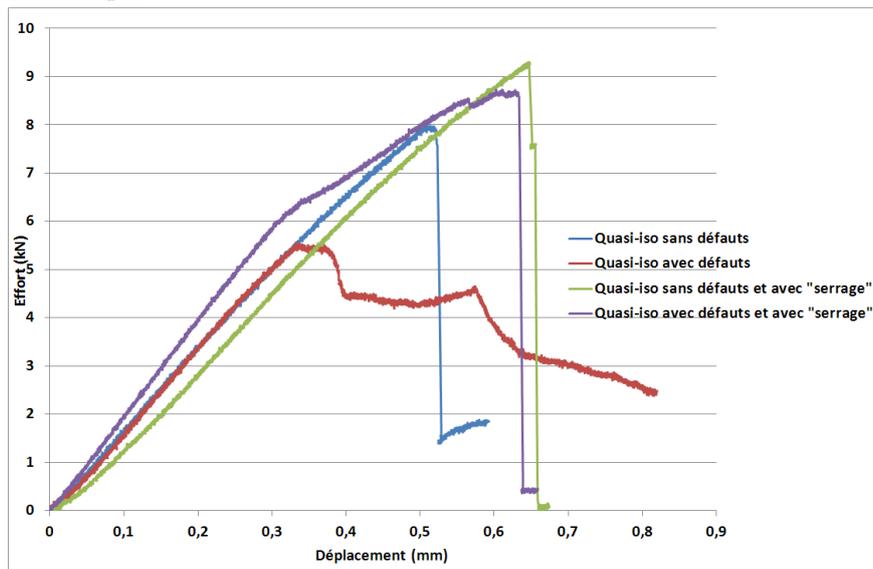


Figure 104. Comportement en matage/compression des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.

Les courbes d'essai montrent que la présence de défauts tend à faire chuter l'effort à rupture des éprouvettes. La rupture des plis à 0° arrivent prématurément avec la présence de ces défauts. De plus, en rajoutant l'effort de compression simulant le serrage, on constate que l'effort à rupture augmente, car les effets hors-plan (notamment les délaminages entre les plis à 0° et les plis adjacents) sont réduits. On peut noter aussi que les endommagements sont moins « brutaux » et plus progressifs pour les éprouvettes avec défauts que pour les éprouvettes sans défauts.

Les courbes de la Figure 105 représentent les résultats d'essais sur tranche pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté.

Stratifié fortement orienté

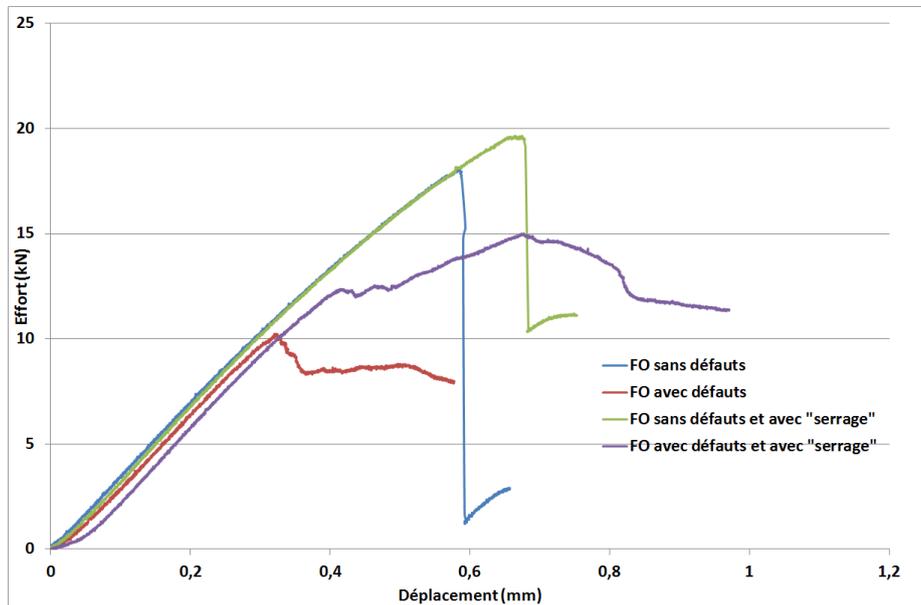


Figure 105. Comportement en matage/compression des éprouvettes du stratifié fortement orienté

La présence de défauts fait chuter l'effort à rupture des éprouvettes. L'application d'un effort de compression latéral (« serrage ») permet de retarder la rupture de l'éprouvette. Le paragraphe qui suit illustre pour chacun des cas traités la chronologie des endommagements.

Stratifié quasi-isotrope :

Sans défauts

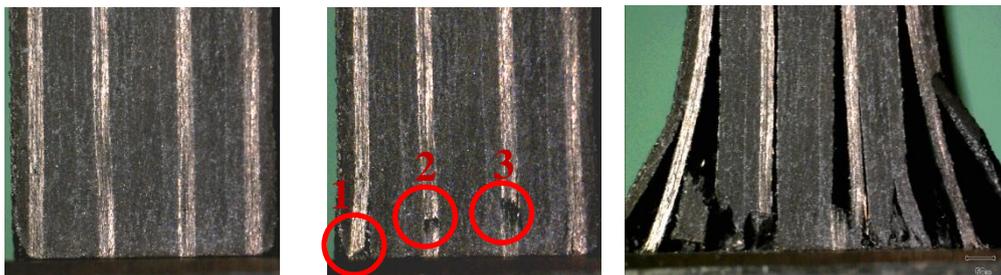


Figure 106. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope sans défauts de paroi

Les premiers endommagements visibles au microscope apparaissent sur les plis à 0° (1, 2 et 3). On observe un léger flambement de ces fibres, ce qui crée une perte de raideur de ces plis. Par la suite, ces fibres se rompent par flambage localisé dit « kinking ». On peut voir sur la figure du milieu les bandes de plissement caractéristiques de ce mode de rupture

microscopique (kink band). Le flambement local de ces fibres à 0° est à l'origine du délaminage observé entre le premier pli à 0° et le pli suivant (-45°).

Avec défauts

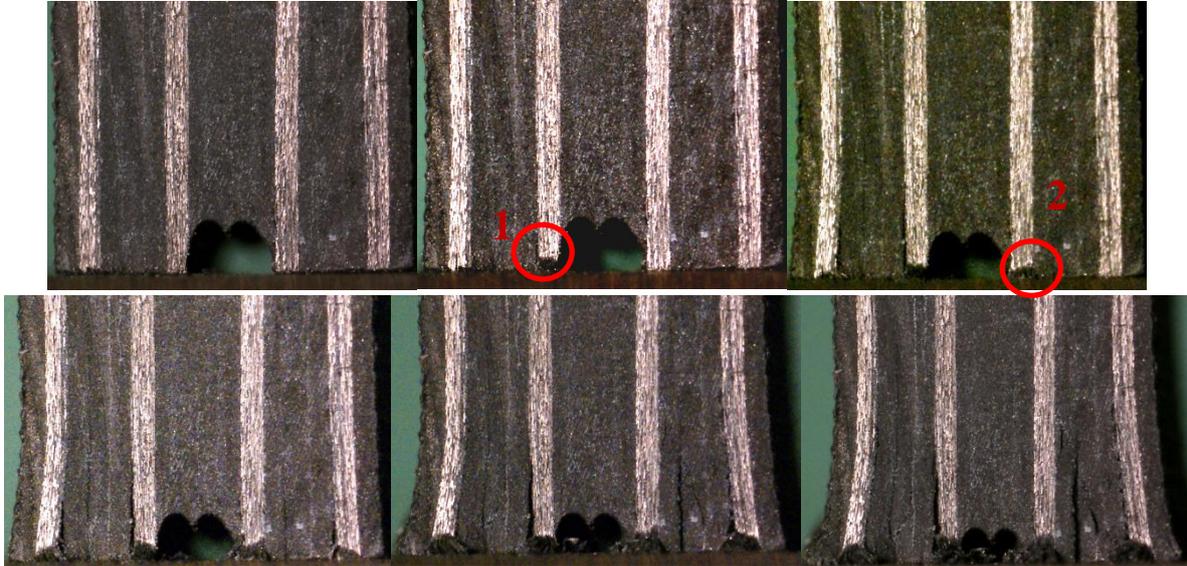


Figure 107 Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope avec des défauts de paroi

Des défauts ont été créés sur les deux plis à 45° situés au centre du stratifié. Les zones du pli à 0° de gauche se trouvant en contact direct avec le défaut sont les premières à s'endommager (1). Ensuite, viennent le tour des zones du pli à 0° de droite en contact avec le défaut (2). Cela signifie que les deux plis à 0° se trouvant de part et d'autre du défaut sont soumis à des contraintes de compression beaucoup plus importantes que les autres plis à 0° du stratifié, étant donné qu'à ce stade ces derniers ne sont pas encore endommagés. Il est important de le noter car pour les éprouvettes sans défauts, tous les plis à 0° se sont endommagés quasiment en même temps. Le transfert de charge réalisé par les deux plis à 0° situés autour du défaut est plus important que celui réalisé par les deux autres plis à 0° , étant donné que les plis centraux à 45° ayant des défauts, transfèrent très peu de charge. Il paraît donc normal que ces plis « cassent » à des niveaux de charge plus faibles que pour les éprouvettes sans défauts de perçage. Une fois le premier pli à 0° endommagé (pli à gauche du défaut), arrive ensuite le délaminage entre ce pli à 0° et le pli suivant. Par la suite, l'endommagement des deux plis à 0° situés aux extrémités du stratifié débute. Ces endommagements sont à l'origine des délaminages entre ces plis à 0° et les plis adjacents, entraînant ainsi la rupture de l'éprouvette. Le comportement en matage est modifié avec la présence de ces défauts.

Stratifié fortement orienté

Sans défauts

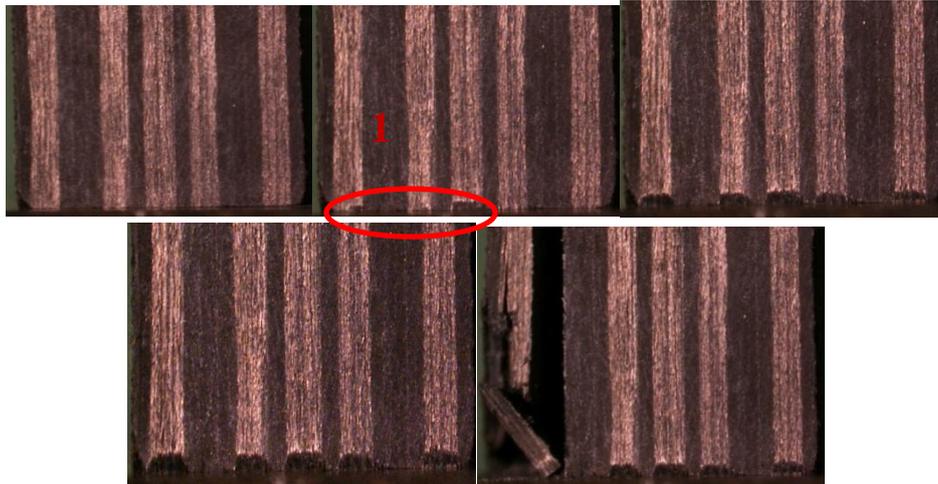


Figure 108. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté sans des défauts de paroi.

L'endommagement en compression/matage commence par la rupture des fibres à 0° (1). La progression de ces ruptures de fibres entraîne le délaminage entre le pli à 0° qui est situé à l'extérieur et le pli adjacent. Il est intéressant de noter que malgré le fait que tous les plis à 0° soient endommagés de façon presque identique, c'est néanmoins un des deux plis situé près du bord libre du stratifié qui flambe en premier, probablement du fait de conditions aux limites différentes, entraînant ainsi le délaminage et la rupture ultime de l'éprouvette.

Avec défauts

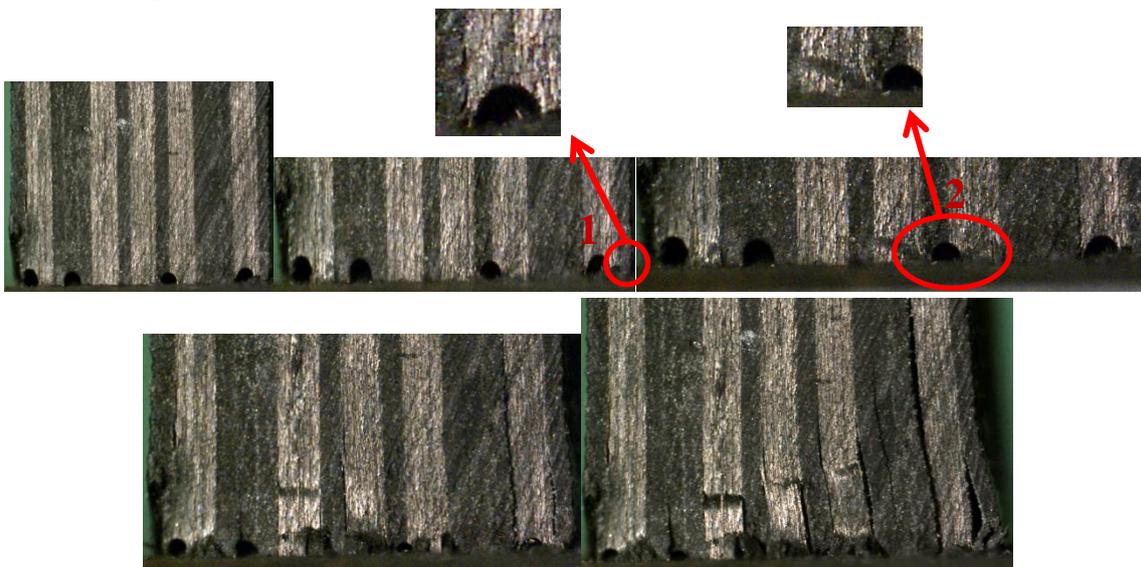


Figure 109. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté avec des défauts de paroi.

Avec la présence des défauts, on observe assez rapidement comme pour le stratifié quasi-isotrope l'endommagement des plis à 0° proches des défauts (1 et 2). Les niveaux de charge à ce moment de l'essai sont plus faibles que pour les éprouvettes dépourvues de défauts. Une fois ces plis endommagés, les autres plis à 0° commencent à se rompre et on observe des délaminages aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ créant ainsi la rupture de l'éprouvette.

L'analyse des endommagements des éprouvettes sans défauts a montré que ce sont les plis situés près des bords libres des éprouvettes qui ont tendance à flamber plus vite que les autres, entraînant ainsi la rupture des éprouvettes. Pour cette raison, des essais sur des tranches d'éprouvettes avec un effort de compression latéral ont été réalisés.

Stratifié quasi-isotrope :

Sans défauts avec serrage

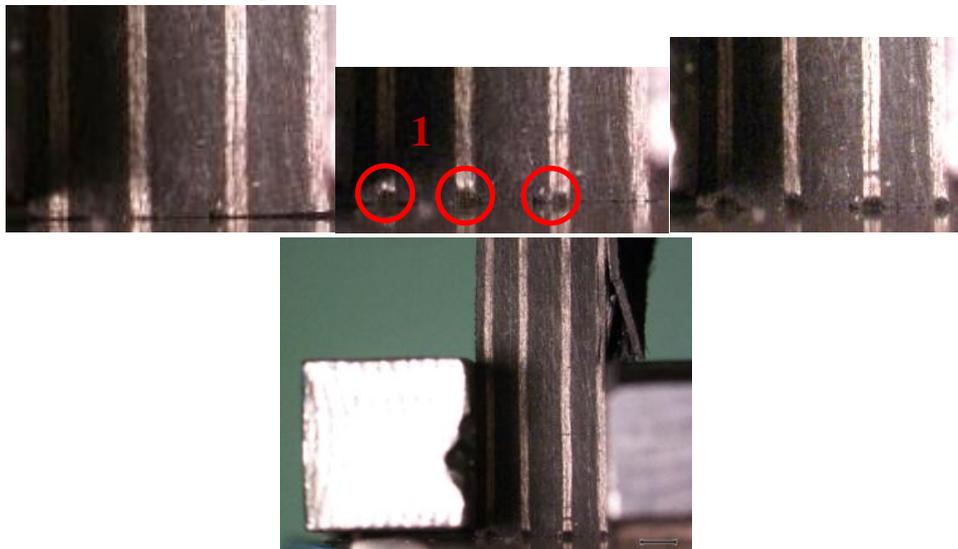


Figure 110. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope sans défauts de paroi et avec « serrage ».

Les endommagements débutent sur les plis à 0° (1) comme on a pu le constater pour les essais sans « serrage ». Néanmoins, ils arrivent à des niveaux de charge beaucoup plus importants que pour les éprouvettes sans « serrage ».

Avec défauts avec serrage

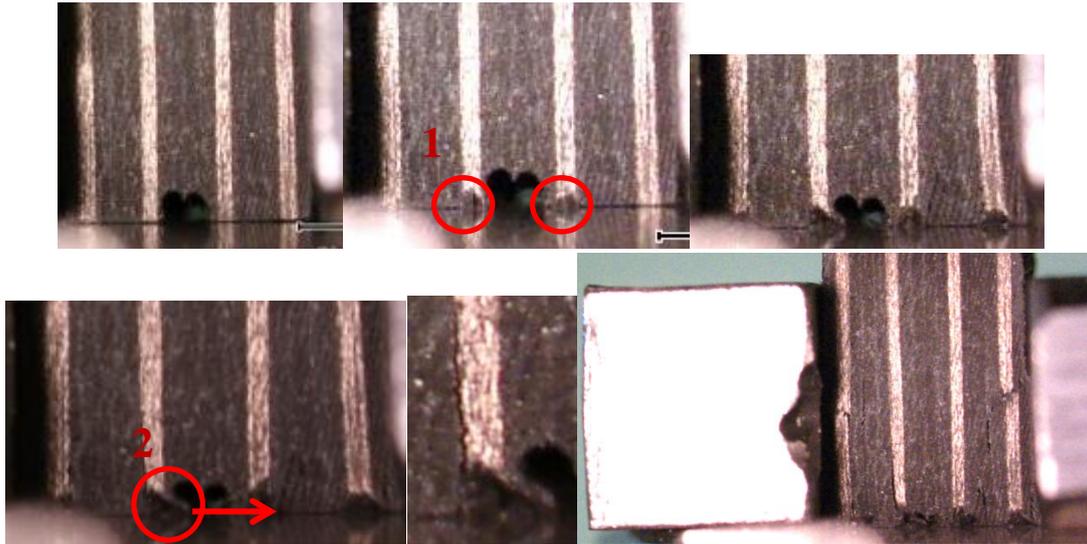


Figure 111. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié quasi-isotrope avec des défauts de paroi et avec « serrage ».

Les premiers plis endommagés sont les deux plis à 0° situés de part et d'autre du défaut de perçage (1). Très rapidement et à de faibles niveaux de chargement, ces plis sont endommagés, mais cette première rupture arrive néanmoins moins rapidement que pour les éprouvettes avec défauts et sans « serrage ». Par la suite, le même comportement que pour les éprouvettes sans « serrage » est observé, à savoir, des délaminages aux interfaces de ces premiers plis à 0° endommagés et des plis adjacents (2). A ce stade de l'essai, pour les éprouvettes sans « serrage », le délaminage s'est propagé et a créé la rupture ultime de l'éprouvette, mais dans le cas des éprouvettes avec « serrage », la compression réalisée dans l'axe perpendiculaire au chargement permet de ralentir le phénomène. On constate que le délaminage progresse petit à petit et se propage brusquement lorsqu'il arrive en dehors de la zone de « serrage ».

Stratifié fortement orienté :

Sans défauts avec serrage

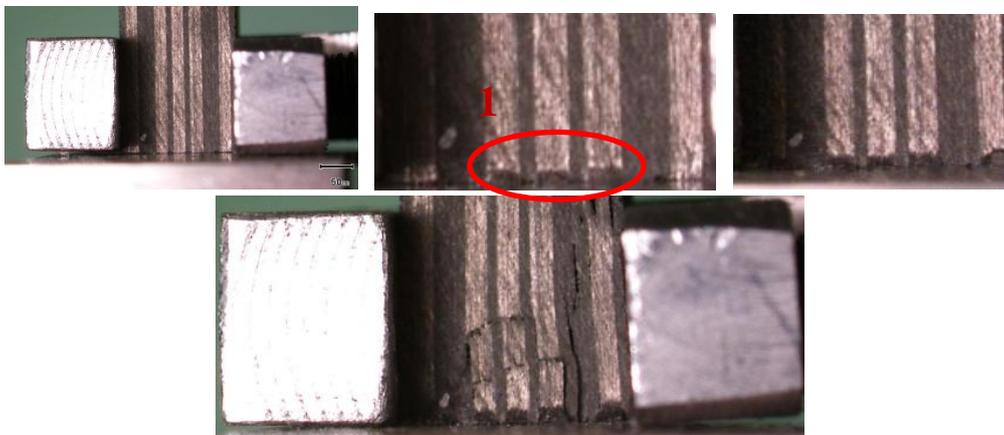


Figure 112. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté sans défauts de paroi et avec « serrage ».

L'endommagement de l'éprouvette débute de la même manière que pour les éprouvettes sans « serrage » (1). En effet, il commence quasi-simultanément au même moment dans tous les plis à 0° . Par la suite, le micro-flambement de ces fibres à 0° entraîne une rupture par plissement de ces fibres. Des délaminages apparaissent aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ ainsi qu'à l'interface $90^\circ/45^\circ$. Puis, une deuxième rangée de fibres rompues par plissement « kink-band » apparaît tandis que progresse le délaminage le plus important ($90^\circ/45^\circ$). Ce délaminage se propage très lentement et dès qu'il atteint la « fin » de la zone de « serrage », la rupture ultime de l'éprouvette se produit.

Avec défauts avec serrage

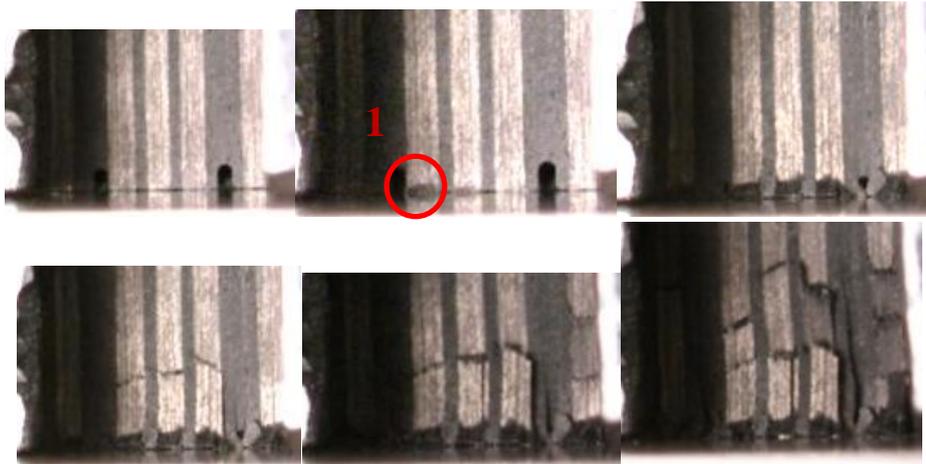


Figure 113. Chronologie de l'endommagement par matage d'un stratifié fortement orienté avec des défauts de paroi et avec « serrage ».

Pour ces éprouvettes, on retrouve le début de l'endommagement sur le pli à 0° adjacent au défaut de perçage (1). La suite de l'endommagement se déroule comme pour les éprouvettes sans défauts et avec « serrage » :

- Endommagement des autres plis à 0°
- Apparition de kink-band de plis à 0°
- Délaminage à l'interface $90^\circ/45^\circ$
- Propagation de ce délaminage et apparition d'une seconde rangée de kink-band
- « Arrivée » du délaminage hors de la zone de « serrage » et rupture ultime de l'éprouvette.

La cinétique d'endommagement par matage/compression a été établie. Dans un premier temps, on constate que ce sont les plis à 0° qui s'endommagent car ce sont ces derniers qui reprennent le plus d'efforts. Lorsqu'il n'y a pas de défauts de perçage, les plis à 0° s'endommagent quasi-simultanément. La présence des défauts de perçage modifie le transfert de charge et donc les plis à 0° qui sont près des défauts supportent plus de contraintes que les autres plis à 0° et par conséquent s'endommagent plus tôt. La conséquence directe de la rupture prématurée de ces plis est que l'effort à rupture chute. Une fois que les plis à 0° ont commencé à s'endommager, les délaminages aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ apparaissent, ce qui conduit à la rupture de l'éprouvette. Dans le cas où il n'y a pas de défauts, malgré le fait que les plis à

0° s'endommagent quasiment en même temps, on observe que les délaminages aux interfaces 0°/θ° arrivent et se propagent plus vite pour les plis à 0° près des bords libres des éprouvettes. Afin de s'affranchir de ces problèmes et d'évaluer l'influence du « serrage », des essais sur « tranche avec serrage » ont été réalisés.

La propagation des endommagements est fortement ralentie par le « serrage » appliqué. En effet, on a pu constater sur les courbes qu'avec l'application du « serrage », les efforts à rupture des éprouvettes avec défauts sont plus importants que ceux des éprouvettes avec défauts sans serrage quelle que soit la séquence d'empilement. En effet, les délaminages responsables de la rupture ultime des éprouvettes sont initiés à des déplacements plus importants que pour les éprouvettes sans serrage. Les différentes conclusions que l'on peut tirer de cette étude sont :

- La présence des défauts de perçage modifie la cinétique d'endommagement par matage
- La localisation des défauts de perçage par rapport à l'axe de chargement doit être prise en compte car elle influence les résultats d'essais
- Le serrage permet de ralentir l'apparition et la propagation des délaminages

III.3 Analyse numérique de la cinétique d'endommagement par matage

Cette partie traite de la modélisation numérique par éléments finis, de l'ensemble des essais réalisés dans la partie précédente. L'objectif de cette étude est multiple :

- Améliorer la compréhension des phénomènes de matage (cinétique d'endommagement par matage) dans les composites stratifiés,
- Permettre de prédire numériquement la tenue en matage en présence de défauts d'usinage,
- Valider la fiabilité des modèles numériques.

Pour ce faire, plusieurs modèles numériques ont été développés afin d'expliquer de façon plus fine les résultats d'essais. On trouvera donc dans cette partie, des analyses numériques par éléments finis de :

- Des essais numériques sur tranche : il s'agit d'un modèle 2D en déformations planes,
- Des essais numériques de matage pur : il s'agit d'un modèle 3D volumique,

Pour tous ces modèles, ont été utilisés des modèles d'endommagement inter et intra développés au laboratoire lors de précédentes études (MEZIERE, 2000) (PROMBUT, 2007) (LACHAUD, et al., 2011). Ces lois sont présentées succinctement dans les paragraphes suivants.

III.3.1 Théorie de l'endommagement

Avant toute étude sur la compréhension et la modélisation des phénomènes d'endommagement des matériaux et des structures composites, il faut connaître leur comportement à différentes échelles. Sur le constat que les matériaux composites fibreux ne possèdent jamais un comportement linéaire (même en traction sens fibres (LINHONE, 1996) (LACHAUD, 1997) (LAURIN, 2005)), il est nécessaire afin de prédire au mieux le comportement des structures, de modéliser au mieux l'évolution de leurs caractéristiques thermomécaniques.

Les lois de comportement ont été développées à l'échelle microscopique (échelle des constituants) et à l'échelle mésoscopique (échelle du pli dans le cadre des composites stratifiés) mais aussi à l'échelle macroscopique. Ces lois axées sur la mécanique de l'endommagement ((LEMAITRE, et al., 1985) (LADEVEZE, 1986)) initialement introduites par Kachanov en 1958, sont basées sur une ou plusieurs variables d'état caractérisant l'évolution d'un phénomène physique comme l'apparition de fissures ou l'apparition de déformations résiduelles.

Pour les composites stratifiés, l'échelle des lois est couramment celle du pli où les endommagements microscopiques (fissuration, décohésion de l'interface fibre-matrice, frottement) sont homogénéisés dans le pli.

L'endommagement se traduit par une surface utile modifiée qui n'est pas explicitement décrite dans les modèles mais qui est représentée par une variable macroscopique induisant une perte de raideur (plus simple à formuler dans les modèles).

Soit un solide à l'état vierge et un solide endommagé dans chacun desquels un élément de volume fini représentatif est isolé :

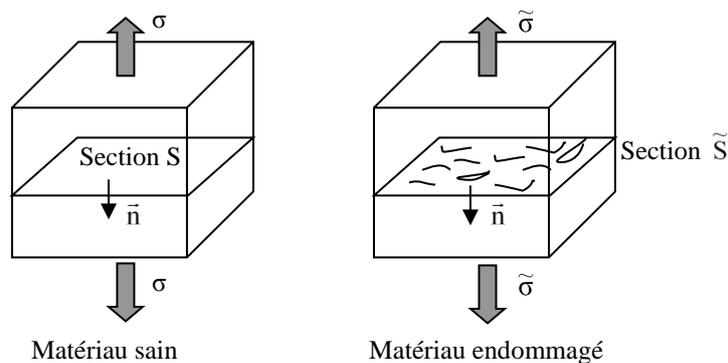


Figure 114 Schématisation de l'endommagement par fissuration.

La section du matériau sain est notée S . La section du matériau endommagé est réduite par la présence de fissures et elle est notée \tilde{S} . La différence $S - \tilde{S}$ représente donc l'aire relative ou corrigée des dommages (S_D) dans une section de normale \tilde{n} d'un volume endommagé :

$$S_D = S - \tilde{S}$$

La variable d'endommagement, D_n , peut être ainsi définie :

$$D_n = \frac{S_D}{S}$$

$$D_n \begin{cases} = 0 & \text{si le matériau est vierge} \\ = 1 & \text{si le matériau est rompu} \end{cases}$$

Lorsqu'un effort F est appliqué dans la direction \vec{n} du volume endommagé, la contrainte notée $\tilde{\sigma}$, est appelée contrainte effective en relation avec la surface effective (surface corrigée des dommages) :

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{\tilde{S}} = \frac{F}{S(1-D)} = \frac{\sigma}{1-D}$$

L'état de déformation d'un matériau endommagé est considéré être affecté uniquement par la contrainte effective. Sa loi d'élasticité linéaire unidimensionnelle devient :

$$\varepsilon^e = \frac{\tilde{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{E(1-D)}$$

où ε^e est la déformation élastique et E le module du matériau sain. $E(1-D) = \tilde{E}$ peut être interprété comme le module du matériau endommagé. L'endommagement peut alors s'écrire :

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E}$$

Grâce à cette théorie, le comportement des matériaux endommagés peut être décrit en fonction des lois de comportement des matériaux vierges en remplaçant la contrainte usuelle par la contrainte effective ($\tilde{\sigma}$). Cette contrainte $\tilde{\sigma}$ est introduite à l'aide des mesures du module d'élasticité endommagé \tilde{E} . L'évolution de l'endommagement peut être donc obtenue d'une manière simple via des essais de type charge-décharge qui donnent directement accès aux modules endommagés. Dans le cas des matériaux composites stratifiés, anisotropes par leur nature, il est nécessaire d'introduire plusieurs variables d'endommagement attachées aux différents modules d'élasticité (E_{ii} , G_{ij}) du matériau. C'est Ladevèze (LADEVEZE, 1986) qui a appliqué pour la première fois la mécanique de l'endommagement aux matériaux orthotropes en introduisant plusieurs variables d'endommagement. Les différentes variables d'endommagement sont notées d_i , en rapport avec les principales directions de sollicitation ($i = 1, 2, 3$).

Les lois d'endommagement sont de trois types :

- Loi d'endommagement diffus obtenue par perte de raideur. Le comportement non linéaire est traduit globalement par une chute des caractéristiques mécaniques. La variable d'état scalaire utilisée (dans le cas unidimensionnel) décrit la perte de module. Lorsque cette variable est égale à 1 le matériau est rompu ; (LADEVEZE, 1986 ; MATZENMILLER 1995). Deux approches sont couramment utilisées :
 - o Loi d'endommagement formulées en taux de restitution d'énergie (LADEVEZE, 1986), (LADEVEZE, et al., 1992), (CARRERE, et al., 2005)

- Loi d'endommagement formulées à partir de critères d'endommagement/rupture ((MATZENMILLER, et al., 1995), (XIAO, et al., 2007))
- Loi d'endommagement discret obtenue par création physique dans les modèles numériques d'une fissure (décollement d'éléments d'un maillage) (LUBINEAU, 2002) (LADEVEZE, et al., 2003) (HUCHETTE, 2005) (LACHAUD, et al., 2011). La ou les variables d'états sont alors les densités de fissure et/ou les densités de microdélaminage.

L'approche des lois utilisée diffère des lois classiquement développées pour les composites stratifiés par la mise en place de deux potentiels de dissipation indépendants (potentiel d'endommagement et potentiel plastique) mais couplés par la contrainte effective.

L'existence d'un potentiel d'état supposé l'énergie libre de Helmholtz est postulée (LEMAITRE, et al., 1985):

$$\rho\Psi = \rho\Psi_e(\varepsilon^e, d) + \rho\Psi_p(V_k, d)$$

Ψ_e est le potentiel thermoélastique endommageable qui dépend de la déformation élastique ε^e , de la température T et de l'endommagement d . Ψ_p dépend de la température et des variables internes V_k désignant l'ensemble des variables l'érouissage.

Le potentiel d'état élastique endommageable est :

$$\rho\Psi_e = \frac{1}{2}(1-d)\varepsilon^e : C : \varepsilon^e$$

Où C est la rigidité du matériau qui s'écrit en fonction de l'endommagement.

La contrainte est la variable associée à la déformation élastique :

$$\sigma(\varepsilon^e, d) = \rho \frac{\partial \Psi_e}{\partial \varepsilon^e} = (1-d)C : \varepsilon^e$$

La variable associée à l'endommagement est notée Y_d :

$$Y_d(\varepsilon^e, d) = -\rho \frac{\partial \Psi_e}{\partial d} = \frac{1}{2} \varepsilon^e : C : \varepsilon^e$$

Y est le taux d'énergie élastique libéré par la création des fissures.

Dans le cadre de nos études, nous utiliserons des lois d'endommagement formulées à partir de critères d'endommagement/ rupture.

III.3.2 Lois à critères de rupture

Le comportement non linéaire d'un stratifié est dû à plusieurs constats relevés expérimentalement :

- Le comportement sens fibres est non linéaire élastique,
- La matrice se fissure en traction/cisaillement plan et hors plan

Si le comportement sens fibres est simple à modéliser, car réversible avant la rupture, ce n'est pas le cas du comportement de la matrice qui induit des phénomènes irréversibles. Le cadre de la mécanique de l'endommagement est celui des processus irréversibles.

Les lois d'endommagement faisant intervenir le taux de restitution d'énergie Y peuvent aussi être formulées à partir de critères de rupture, basés sur un comportement phénoménologique comme décrit par Matzenmiller (MATZENMILLER, et al., 1995). Ce type de loi a été modifié et amélioré dans le cadre de plusieurs travaux (ILYAS, 2010). Les principaux aspects théoriques des développements de Matzenmiller, sont présentés ci-dessous :

Le critère d'endommagement s'écrit de manière générique en unidimensionnel de la manière suivante :

$$F_d = f_d(\tilde{\sigma}) - r^2$$

Où F_d est un critère de rupture de forme quadratique comme celui de Hashin (HASHIN, 1980) par exemple ou celui de Puck (PUCK, et al., 1998) (YAMADA, et al., 1978) et $\tilde{\sigma} = \sigma/(1-d)$ la contrainte effective. On se restreint ici à un critère unidimensionnel en contrainte.

En introduisant la contrainte effective dans le critère : $\frac{\tilde{\sigma}^2}{(\sigma_R)^2} - r^2 = 0$, on peut écrire le critère d'endommagement (la fonction seuil) en introduisant le critère de rupture :

$$F_d = \frac{\tilde{\sigma}^2}{(\sigma_R)^2} - r^2 = 2 \frac{E}{(\sigma_R)^2} Y - r^2 \text{ où } r = [1..\infty]$$

Où σ_R est la contrainte à rupture.

$$\text{Avec } Y = \frac{1}{2} \frac{\sigma^2}{E}$$

L'endommagement est défini par (MATZENMILLER, et al., 1995) :

$$d = 1 - \exp\left(\frac{1-r^m}{m}\right)$$

Le paramètre m décrivant la forme lors du comportement après vérification du critère. Ce modèle adoucissant (Figure 115a) est initialement prévu pour modéliser la rupture. Afin de prendre en compte l'endommagement, le critère a été modifié de la manière suivante :

$$F_d = \frac{\sigma^2}{(\tilde{\sigma}_s)^2} - r^2$$

Où $\tilde{\sigma}$ est la contrainte seuil d'endommagement.

La Figure 115b montre l'influence du paramètre m sur le comportement du modèle (HDR FRED).

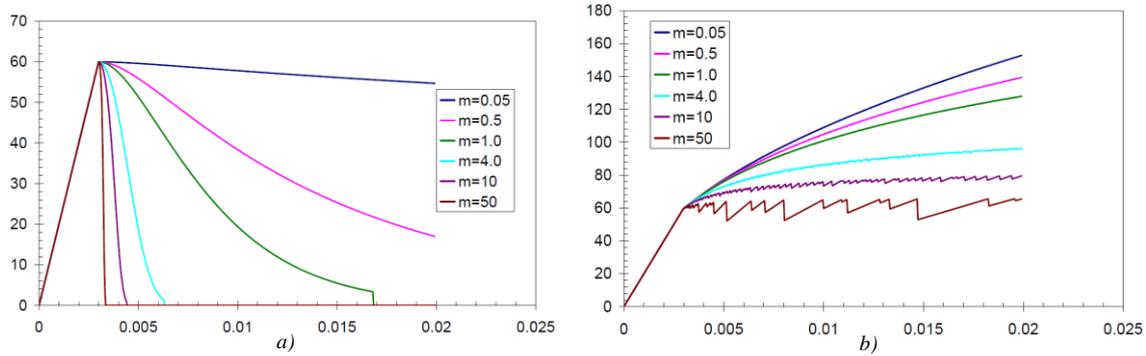


Figure 115. Influence du paramètre m sur le comportement σ - ϵ , a) Modèle de Matzenmiller, b) modèle modifié (contrainte seuil/rupture à 60 MPa)

Ce modèle a été amélioré afin de prendre en compte un adoucissement post endommagement (durcissement) afin de modéliser la rupture. On introduit alors un critère défini en seuil d'endommagement et un critère défini en rupture. Ce modèle couple les deux approches décrites ci-dessus. La loi de comportement s'écrit :

$$\sigma = (1 - d_1)(1 - d_2)E\epsilon$$

Où:

$$\begin{cases} d_1 = 1 - \exp\left(\frac{1-r_1^m}{m_1}\right) \\ d_2 = 1 - \exp\left(\frac{1-r_2^m}{m_2}\right) \end{cases}$$

Ce modèle montre alors un endommagement progressif durcissant fonction du paramètre m_1 puis simule la rupture, fonction du paramètre m_2 .

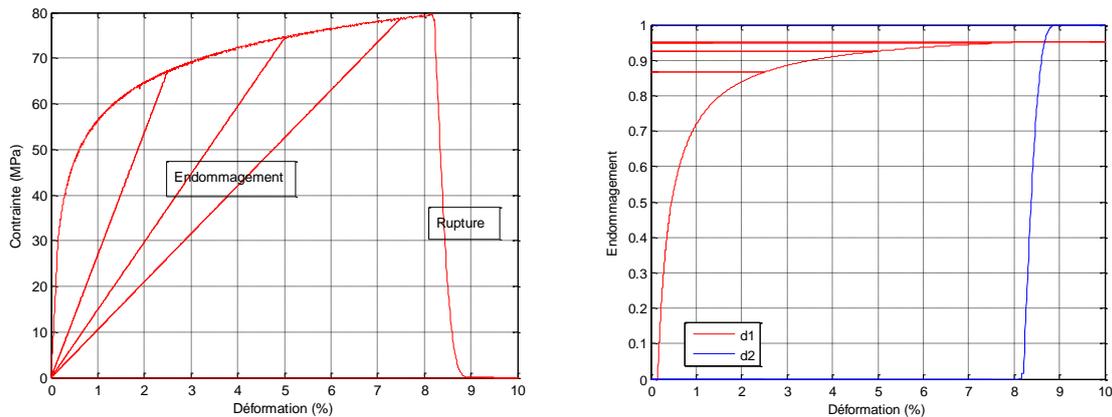


Figure 116 : Comportement σ - ϵ du modèle à deux critères endommagement-rupture (Seuil d'endommagement 30 MPa, rupture 80 MPa, $m_1=2$, $m_2=15$)

III.3.2.1 Loi de comportement du pli utilisé

Ce modèle, basé sur la mécanique de l'endommagement, a été initialement développé par Matzenmiller (MATZENMILLER, et al., 1995); modèle implémenté initialement dans le code de calculs LS-DYNA® pour des études en dynamique rapide dans notre laboratoire (ILYAS, 2010). Il est actuellement aussi disponible sous les codes de calculs SAMCEF et ABAQUS en analyse statique implicite et dynamique explicite.

Comme pour le modèle de Ladevèze, ce modèle introduit des variables d'endommagement d , traduisant la perte de raideur des différents modules d'élasticité. La perte de raideur étant liée à plusieurs modes de rupture (critères), ce modèle a été généralisé par Xiao (XIAO, et al., 2007) en 3D pour des applications aux composites tissés.

La loi de comportement du pli est similaire au modèle de Ladevèze et est donnée par l'équation ci-dessous :

Les critères définissant les seuils d'endommagement s'écrivent :

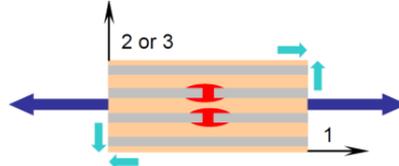
$$f_i(\sigma, d, r) = g_i(\sigma, d) - r_i^2$$

Avec:

$$d = 1 - e^{-\frac{1}{m} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_f} \right)^m}$$

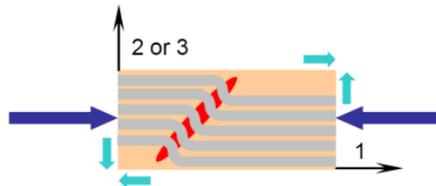
Le modèle distingue 6 variables d'endommagement affectant les modules d'élasticité et 5 critères de rupture (CHANG, et al., 1987). Les variables d'endommagement sont couplées aux critères par une matrice de couplage.

Critère de rupture en traction sens fibres:



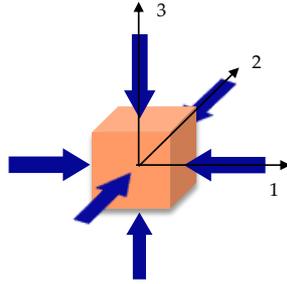
$$f_1(\sigma, d, r) = \left[\frac{\langle \sigma_{11} \rangle}{\sigma_{11}^{RT}} \right]^2 + \left[\frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{\sigma_{12}^R} \right] - r_1^2 = 0$$

Critère de rupture en compression sens fibres :



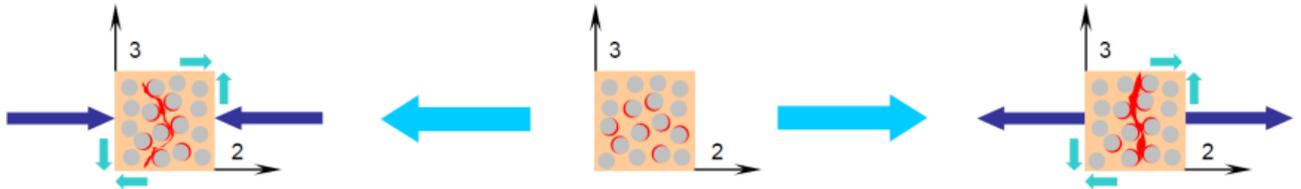
$$f_2(\sigma, d, r) = \left[\frac{\langle -2\sigma_{11} + \langle -\sigma_{22} - \sigma_{33} \rangle \rangle}{2(\sigma_{11}^{RC} (1 + \langle -\sigma_{33} \rangle \tan(\theta)))} \right]^2 - r_2^2 = 0$$

Critère de rupture par écrasement :



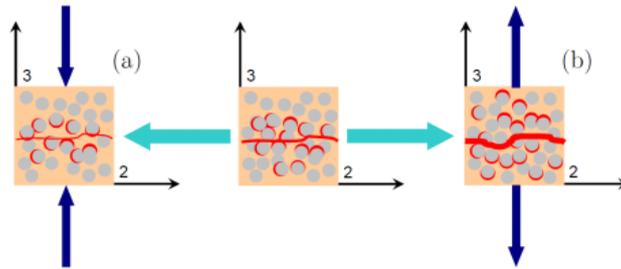
$$f_3(\sigma, d, r) = \left[\frac{\langle -\sigma_{11} - \sigma_{22} - \sigma_{33} \rangle}{3\sigma_{33}^{RC}} \right]^2 - r_3^2 = 0$$

Critère de rupture matricielle



$$f_4(\sigma, d, r) = \left[\frac{\langle \sigma_{22} \rangle}{\sigma_{22}^{ST}} \right]^2 + \left[\frac{\langle -\sigma_{22} \rangle}{\sigma_{22}^{RC}} \right]^2 + \left[\frac{\sigma_{12}}{\sigma_{12}^S + \langle -\sigma_{22} \rangle \tan \varphi} \right]^2 + \left[\frac{\sigma_{23}}{\sigma_{23}^S + \langle -\sigma_{22} \rangle \tan \varphi} \right]^2 - r_4^2 = 0$$

Critère de délaminage :



$$f_5(\sigma, d, r) = S^2 \cdot \left[\frac{\langle \sigma_{33} \rangle}{\sigma_{33}^S} \right]^2 + \left[\frac{\sigma_{13}}{\sigma_{13}^S + \langle -\sigma_{33} \rangle \tan \varphi} \right]^2 + \left[\frac{\sigma_{23}}{\sigma_{23}^S + \langle -\sigma_{33} \rangle \tan \varphi} \right]^2 - r_5^2 = 0$$

Les variables d'endommagement sont alors définies par l'équation de couplage suivante :

$$\begin{Bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_3 \\ d_4 \\ d_5 \\ d_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \phi_1 \\ \phi_2 \\ \phi_3 \\ \phi_4 \\ \phi_5 \end{Bmatrix}$$

Où la variable ϕ est de la forme :

$$\phi_i = 1 - e^{\left(\frac{(1-r_i^{m_i})}{m_i}\right)}$$

Et :

m_1 m_2 sont les paramètres définissant la rupture des fibres (critères 1 et 2)

m_3 est le paramètre définissant l'évolution de l'endommagement d'écrasement (critère 3)

m_4 est le paramètre définissant l'évolution de l'endommagement par délaminage (critère 4)

m_5 est le paramètre définissant l'évolution de l'endommagement par délaminage (critère 5)

S est un paramètre de recalage de la surface délaminée (paramètre non utilisé dans nos identifications).

$\tan \varphi$ permet de prendre en compte le frottement après décohésion fibre-matrice lorsque le pli est en compression transverse.

L'endommagement des composites apparaissant essentiellement en traction transverse et en cisaillement par fissuration de la matrice, déchaussement des fibres ou rupture de l'interface fibre-matrice, les variables vectorielles d'endommagement sont attribuées aux modules de la manière suivante :

$$\begin{cases} E_{11} = E_{11}^0(1-d_1) \\ E_{22} = E_{22}^0(1-d_2) \\ E_{33} = E_{33}^0(1-d_3) \\ G_{12} = G_{12}^0(1-d_4) \\ G_{23} = G_{23}^0(1-d_5) \\ G_{13} = G_{13}^0(1-d_6) \end{cases}$$

Où G_{ij}^0 et E_{ii}^0 sont respectivement les modules initiaux (non endommagés) en cisaillement et en traction transverse.

La relation déformation-contraintes du comportement orthotrope du pli s'écrit :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}^0(1-d_1)} & \frac{-\nu_{21}^0}{E_{22}^0} & \frac{-\nu_{31}^0}{E_{33}^0} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{21}^0}{E_{22}^0} & \frac{1}{E_{22}^0(1-d_2)} & \frac{-\nu_{32}^0}{E_{33}^0} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}^0}{E_{11}^0} & \frac{-\nu_{23}^0}{E_{22}^0} & \frac{1}{E_{33}^0(1-d_3)} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}^0(1-d_4)} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}^0(1-d_5)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}^0(1-d_6)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \end{Bmatrix}$$

III.3.2.2 Loi d'endommagement inter laminaire

L'étude de la fissuration des matériaux par la mécanique de la rupture fait appel à la détermination des facteurs d'intensité de contraintes critiques pour les matériaux métalliques et des taux de restitution d'énergie critiques pour les composites.

Dans le cas d'un délaminage quelconque établi, la détermination des efforts critiques de propagation et/ou d'initiation est souvent réalisée par la recherche des taux de restitution d'énergie en mode I, II ou III (GILLETTA, 1989) (GIRARD, 1991) (GUEDRA-DEGEORGES, et al., 1992) et par application d'un critère de propagation de délaminage (BENZEGGAGH, et al., 1988) (MEZIERE, 2000) (PROMBUT, 2007) (LACHAUD, 1997). On cherche alors si le défaut établi est critique pour la structure c'est-à-dire s'il y a risque de propagation et donc de rupture totale de la structure. Ces études font partie d'une thématique générique : la tolérance aux dommages.

La phase obligatoire est donc la recherche de critère de propagation de délaminage à partir d'essais sur éprouvettes simples de type DCB, ENF, ELS, MMB, etc... sollicitées en statique, dynamique ou en fatigue (BENZEGGAGH, et al., 1988) (BRUNEL, et al., 1990) (BENZEGGAGH, et al., 1996) (LACHAUD, 1997) (LEVEQUE, 1998) (MEZIERE, 2000)

Dans la plupart des travaux sur l'étude de la propagation du délaminage, les taux de restitution d'énergie sont obtenus sur des éprouvettes dont l'interface délaminante se situe entre des plis d'orientation à 0°. Or, dans des cas réels, le délaminage ne se crée jamais dans ce type d'interface. Le taux de restitution d'énergie déterminé pour ce type d'interface étant normalement la valeur la plus faible des énergies critiques, son utilisation dans les critères de propagation de délaminage permet d'obtenir une marge de sécurité suffisante pour le dimensionnement des structures composites. Cependant, l'optimisation des structures rend de plus en plus nécessaire, l'emploi de valeurs fiables fonction de l'orientation des fibres situées autour du délaminage.

Quelques études ont été menées sur le sujet par Favre (FAVRE, et al., 1988) et plus récemment par Allix (ALLIX, et al., 1996) par exemple. L'étude menée par Favre (FAVRE, et al., 1988), a permis de déterminer l'influence de l'orientation des fibres sur la propagation du délaminage pour une stratification $[+\theta/-\theta]_{50}$ en T300/5028. L'étude d'Allix (ALLIX, et al., 1996) sur le matériau T300/914 a aussi montré une influence importante de l'orientation des fibres situées autour du délaminage.

Les lois de propagation du délaminage sont basées sur la théorie de la mécanique de l'endommagement et de la mécanique de la rupture. Elles utilisent des lois adoucissantes sur des éléments de connexion entre les couches des composites. Ces éléments dits « d'interface » sont disponibles dans les codes de calculs commerciaux depuis 10 ans. Avant, les modèles utilisaient des éléments 1D de type ressort ; le maillage rapide des éléments d'interface dans les codes commerciaux facilite leur utilisation.

Le principe, basé sur le calcul des déplacements entre les différentes couches du stratifié par l'intermédiaire des éléments d'interface, est le suivant :

Le comportement en ouverture est élastique linéaire en compression, élastique non linéaire en traction (Figure 117). Le comportement en cisaillement est élastique non linéaire (Figure 118).

La fonction d'endommagement des éléments d'interface est donnée par :

$$\phi_d(\delta, d) = \frac{1}{2}(1-d).K.\delta^2$$

Où : d et δ sont respectivement la variable d'endommagement et la déformation (saut de déformation), variables d'état de la loi de l'interface.

Le modèle bilinéaire utilisé est schématisé Figure 117 pour le comportement en traction-compression et Figure 118 pour le cisaillement.

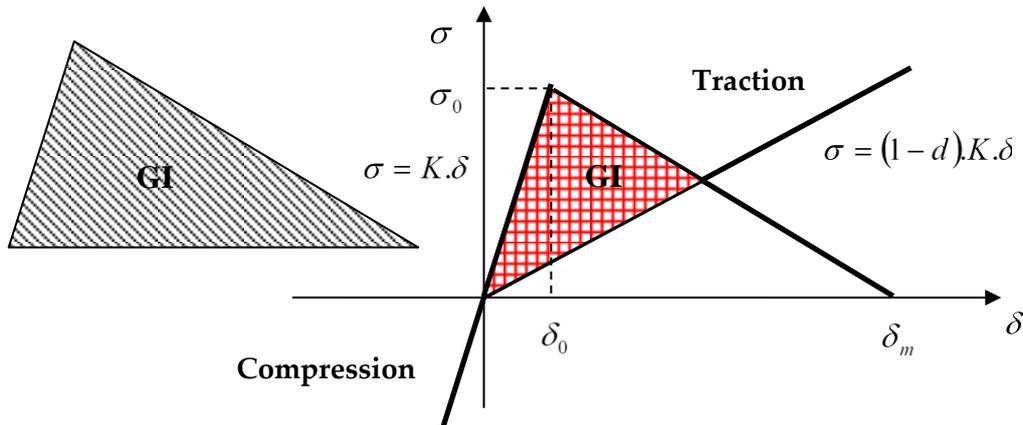


Figure 117. Comportement du modèle cohésif en traction/compression

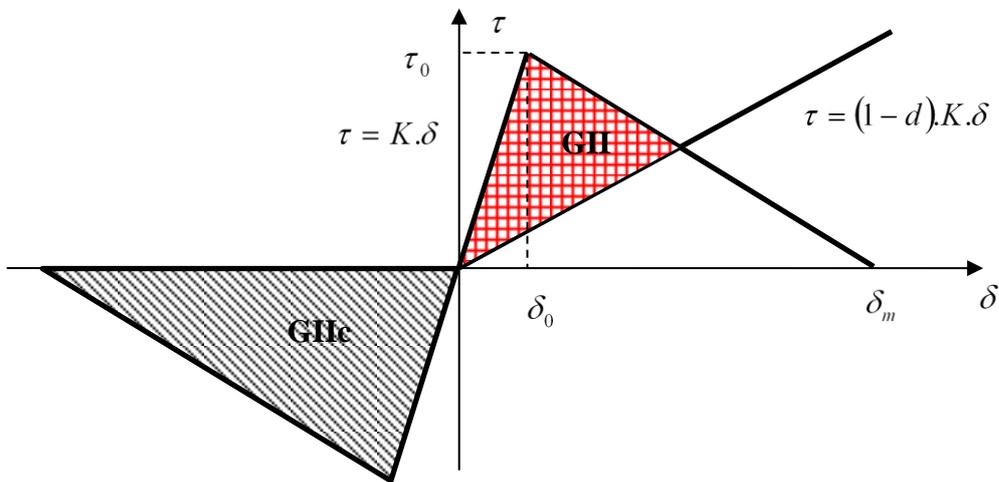


Figure 118. Comportement du modèle cohésif en cisaillement

L'énergie dissipée en mode I ou II est obtenue par l'aire totale sous la courbe de comportement, le pourcentage de mode dissipé par le rapport de l'aire en cours d'endommagement par l'aire totale.

La loi d'endommagement est alors donnée par :

$$\begin{cases} \sigma = (1-d) \cdot K \cdot \delta \\ d = \frac{\delta_m}{\delta_m - \delta_0} \left(1 - \frac{\delta_0}{\delta}\right) \text{ si } \delta > \delta_c \quad \text{sinon } d = 0 \\ d = \min(d, 1) \end{cases}$$

Avec : $\delta_0 = \delta_{lc} = \frac{\sigma_0}{K}$ et $\delta_m = \frac{2G_{lc}}{\sigma_0}$

Le déplacement δ_0 des nœuds initiant le délaminage est déterminé par un critère en contrainte, le déplacement à rupture δ_m (à la propagation du délaminage) est donné par un critère en taux de restitution d'énergie critique. La raideur K des éléments est un paramètre influent sur le comportement initial de l'interface. De nombreuses études utilisent une valeur égale à 100000 N/mm³ cependant sa valeur exacte n'est pas identifiable actuellement. Ces formes de lois ont été utilisées pour la modélisation de certaines structures où pour une résolution de calculs non linéaire par la méthode de newton-raphson, la convergence était plus rapide (certains calculs sur la propagation de délaminages sur assemblages boulonnés).

La définition complète de la loi est donnée par la détermination des déplacements à l'initiation et à la propagation. Un critère d'initiation quadratique en contrainte est utilisé pour déterminer l'initiation du délaminage en mode mixte. Ce critère a été modifié afin de prendre en compte le couplage des contraintes ainsi que l'augmentation de la limite à rupture en cisaillement due à la compression hors plan. Le critère d'initiation est alors :

$$\sqrt{\left(\frac{\langle \sigma_{33} \rangle_+}{\sigma_{33}^R}\right)^2 + \alpha^2 \left(\frac{\sigma_{13}}{\sigma_{13}^R (1 + \langle \sigma_{33} \rangle_- \cdot \tan(\varphi))}\right)^2} = 1 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_{eq}^R}\right)^2}$$

Avec :
$$\begin{cases} \sigma_{33} = K_{33} \cdot \delta_{33}; \sigma_{13} = K_{13} \cdot \delta_{13} \\ \sigma_{33}^R = K_{33} \cdot \delta_{33}^0; \sigma_{13}^R = K_{13} \cdot \delta_{13}^0 \\ \sigma_{eq} = K_{eq} \cdot \delta_{eq}; \sigma_{eq}^R = K_{eq} \cdot \delta_0; \delta_{eq} = \sqrt{\delta_{33}^2 + \alpha^2 \cdot \delta_{13}^2}; \alpha^2 = \frac{K_{13}}{K_{33}} \end{cases}$$

On obtient finalement le déplacement critique à l'ouverture en mode mixte I+II :

$$\delta_0 = \delta_{33}^0 \cdot \delta_{13}^0 \left(1 + \langle \delta_{33} \rangle_- \cdot \tan(\varphi)\right) \sqrt{\frac{1 + \alpha^2 \cdot \beta^2}{\left(\delta_{13}^0 (1 + \langle \delta_{33} \rangle_- \cdot \tan(\varphi))\right)^2 + (\alpha \beta \delta_{33}^0)^2}}$$

Avec $\beta = \frac{\delta_{13}}{\delta_{33}}$; $\alpha^2 \cdot \beta^2 = \frac{G_{II}}{G_I}$

Le critère de propagation du délaminage utilisé est un critère puissance :

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\eta + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^\eta = 1 = \left(\frac{G}{G_c}\right)^\eta$$

$$\text{Avec : } \begin{cases} G = G_I + G_{II}; G_c = \frac{\sigma_{eq} \cdot \delta_m}{2} \\ G_I = \frac{\delta_m^I \delta_0^I}{2(\delta_m^I - \delta_0^I)} K_{33} (\delta - \delta_0^I); G_{II} = \frac{\delta_m^{II} \delta_0^{II}}{2(\delta_m^{II} - \delta_0^{II})} K_{13} (\delta - \delta_0^{II}) \\ \sigma_{eq} = \frac{K_{eq} \cdot \delta_0 \cdot \delta_m}{2}; \end{cases}$$

L'expression de l'ouverture critique en mode mixte I+II est :

$$\delta_m = \frac{2(1 + \alpha^2 \beta^2)}{\delta_0} \left[\left(\frac{K_{33}}{G_{IC}}\right)^\eta + \left(\frac{K_{13} \alpha^2 \beta^2}{G_{IIC}}\right)^\eta \right]^{-\frac{1}{\eta}}$$

Avec : $\alpha^2 \beta^2 = \frac{G_{II}}{G_I}$ est le terme de couplage dans le cadre d'une interface possédant des raideurs différentes en traction et en cisaillement.

Les expressions de δ_0 et δ_m diffèrent de celles obtenues par (BRUNEL, et al., 1990.) (CARRERE, et al., 2005) (PINHO, et al., 2006) (TURON, et al., 2006) (TURON, et al., 2007) où le terme de couplage n'est valide que pour une interface isotrope. La prise en compte de l'augmentation de la limite d'initiation du délaminage en cisaillement par compression n'est pas non plus prise en compte.

Mode mixte : conditions de respect des modes

La loi de comportement des interfaces formulée est mode dépendant, c'est-à-dire que pour respecter le rapport des modes entre le mode I et le mode II, les données d'entrées doivent respecter certaines conditions. Cette condition impose que la dérivée du rapport entre l'énergie dissipée et l'énergie totale doit être positive (TURON, et al., 2010).

Elle se traduit donc pour notre modèle par la condition suivante :

$$\frac{\partial}{\partial(\alpha^2 \beta^2)} \left(\frac{G_{dissipé}}{G_{critique}} \right) = \frac{\partial}{\partial \left(\frac{G_{II}}{G_I} \right)} \left(\frac{G_d}{G_c} \right) = \frac{\partial}{\partial d} \left(\frac{G_d}{G_c} \right) + \frac{\partial}{\partial \left(\frac{G_{II}}{G_I} \right)} \left(\frac{G_d}{G_c} \right) \geq 0$$

$$\text{Où : } \frac{G_d}{G_c} = \frac{d}{\frac{\delta_m}{\delta_0} (1-d) + d}$$

On obtient alors par exemple pour $\eta = 1$:

$$G = \left(\frac{G_{IC}}{G_{IIC}} \right) \cdot \left(\frac{S^2}{N^2} \right) \cdot E$$

La Figure 119 montre la forme de la loi de comportement des éléments d'interface en mode mixte respectant la condition de couplage des modes.

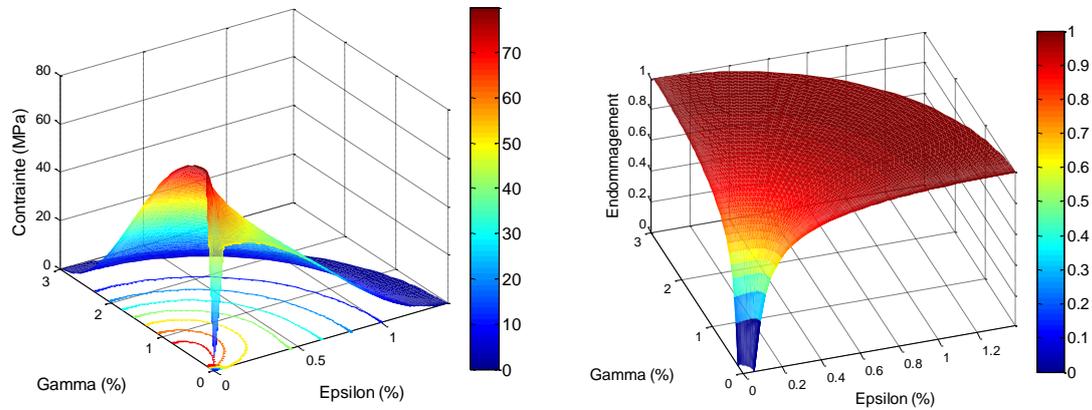


Figure 119. Comportement de l'interface en mode mixte ; Evolution de l'endommagement associé

III.3.2.3 Les effets de localisation

La délocalisation où plus précisément la délocalisation des déformations permet de rendre la solution numérique par éléments finis indépendante (moins dépendante) au raffinement de maillage. En effet, plus le maillage est fin, plus l'endommagement va se localiser sur l'élément le plus « chargé ». On arrive numériquement alors à obtenir un endommagement égal à 1 pour des efforts extérieurs de plus en plus faibles («ça casse à la rigueur sans effort »).

Outre l'indépendance au maillage des phénomènes d'endommagement, la délocalisation permet en analyse non linéaire statique, de permettre une meilleure convergence des modèles (en analyse implicite) et parallèlement d'obtenir un temps de calcul plus faible.

Il existe trois méthodes couramment utilisées en analyse non locale sur le calcul de l'endommagement (pour le calcul des variables en plasticité, la méthode est identique) :

- L'effet retard ou visqueux (ALLIX, et al., 2000 ; ALLIX, et al., 2003 ; SUFFIS, et al., 2003)
- Le gradient de déformation ((PEERLINGS, et al., 1995) (GERMAIN, 2006)),
- La moyenne pondérée (LACHAUD, et al., 2011)

Ces trois méthodes ont été comparées par Lachaud (LACHAUD, et al., 2011(a)). Elles donnent globalement les mêmes effets, mais sont cependant plus ou moins difficiles à implémenter dans les codes de calculs. Chacune de ces méthodes utilisent des paramètres (vitesse maximale d'endommagement pour l'effet visqueux, longueur caractéristique pour les méthodes à gradient, fonction de pondération pour la moyenne pondérée). Toutes nos études utilisent l'effet visqueux formulé par l'équation ci-dessous

Les lois d'endommagement, sont corrigées par l'équation :

$$\sigma = (1 - d) K \delta$$

où d_s est l'endommagement déterminé par la loi d'endommagement initiale.

La vitesse d'endommagement est alors « bloquée » par le paramètre δ_m (en seconde). Ceci a pour effet de mieux diffuser l'endommagement d'un élément fortement endommagé à un élément voisin moins endommagé par blocage en vitesse (en incrément (saut) en non linéaire implicite) du premier élément. Cette expression peut être intégrée directement, implicitement ou explicitement.

La loi unidirectionnelle bilinéaire s'écrit :

$$\begin{cases} \sigma = (1 - d) E \varepsilon \\ d_s = \frac{\varepsilon_m}{\varepsilon_m - \varepsilon_c} \left(1 - \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon} \right) \\ \dot{d} = \frac{1}{\tau} \left(1 - \exp^{-a(ds-d)^+} \right) \\ d = \max_{\text{temps}}(d) \end{cases}$$

Cependant ces méthodes de délocalisation peuvent être mises en défaut dans certains cas très variés (GERMAIN, 2006). Afin de déterminer une valeur des deux paramètres, une étude de convergence a été réalisée sur un modèle éléments finis d'une demi-plaque trouée (Figure 120). Le modèle est un modèle volumique utilisant des éléments cubiques stratifiés. Le raffinement de maillage ainsi que les valeurs du paramètre τ (a étant fixé à 1) sont étudiés en fonction de la réponse globale de la plaque (effort maximal à la rupture) mais aussi sur l'étendue des dommages.

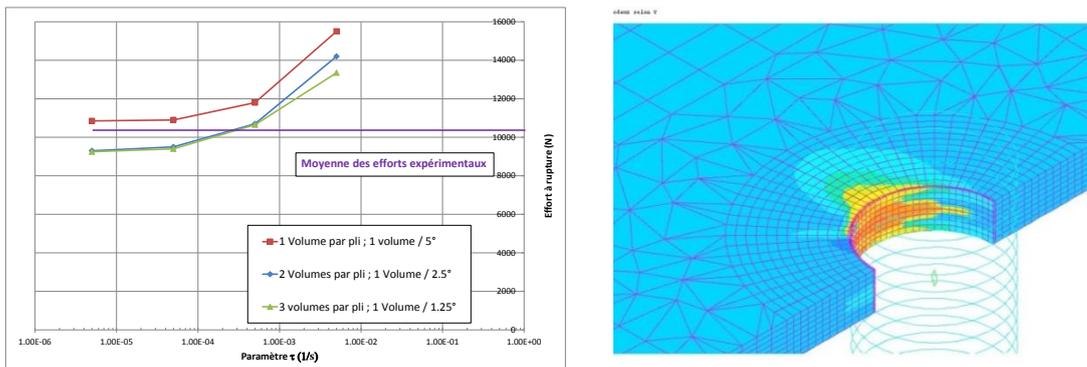


Figure 120 Evolution de l'effort à rupture en fonction de τ et du raffinement de maillage pour un comportement en matage pur sur plaque demi-trou

On peut remarquer Figure 120 que la valeur de τ n'a de sens que pour un certain raffinement de maillage. Notre stratégie est donc de se fixer pour un raffinement de maillage donné, une valeur de τ permettant d'obtenir l'effort maximal à rupture et un comportement post-rupture relevé expérimentalement.

Concernant l'étendue des dommages, on obtient les mêmes conclusions. La Figure 121 montre l'endommagement sens fibres des plis à 0° d'un stratifié QI. Pour un maillage suffisamment raffiné (Figure 121 b et c) on obtient une étendue des dommages similaire.

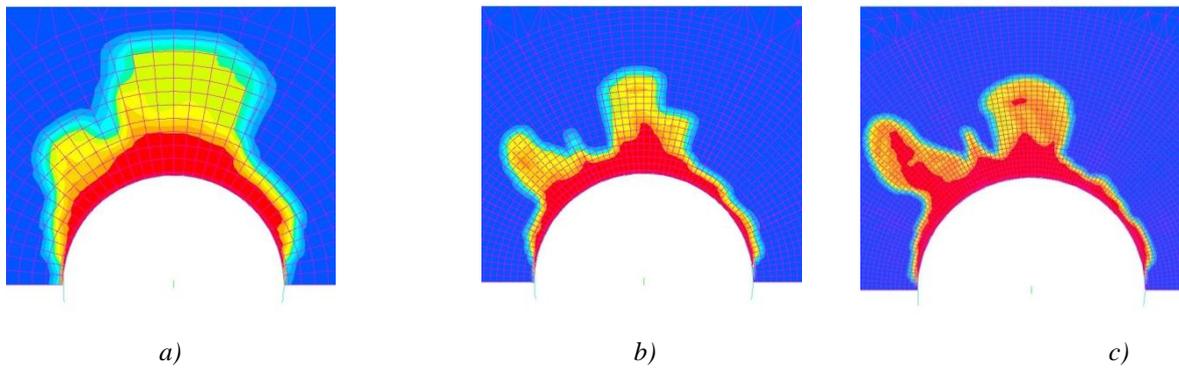


Figure 121 Etendue des dommages sens fibres des plis 0° pour une stratification QI en matage pur

III.3.2.4 Méthode de couplage endommagement fissuration-délaminage

La présence des fissurations transverses des plis influençant fortement l'apparition et la propagation du délaminage, la loi de comportement du pli déclenche l'initiation des éléments d'interface de la manière suivante :

Le critère de fissuration matricielle présenté plus haut est utilisé pour l'initiation de l'endommagement des éléments d'interface dans l'épaisseur du pli ;

Le critère de délaminage du pli est utilisé pour l'initiation du délaminage des éléments d'interfaces situés entre les couches.

Pour chaque critère, on utilise la moyenne des valeurs des éléments volumiques situés de part et d'autre de l'élément d'interface considéré.

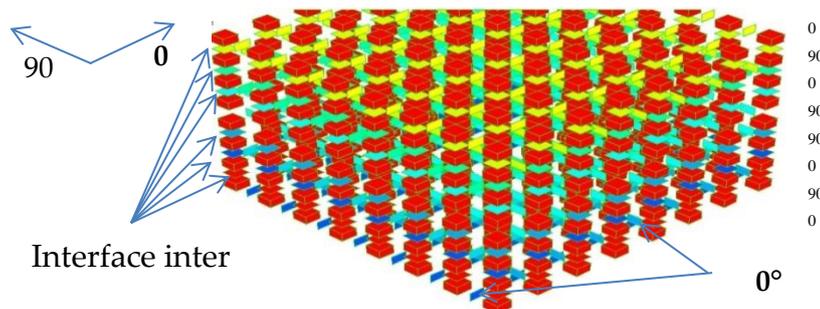


Figure 122 Exemple de maillage d'un stratifié $[(0/90)_2]_S$ introduisant des éléments d'interface intra et inter laminaire

Cette méthode n'est pas nouvelle. Certains auteurs ont modélisé les macros fissures par des éléments spécifiques (LUBINEAU, et al., 2008) (BOUVET, et al., 2009). L'approche de Bouvet initiée par (COLLOMBET, et al., 1998), c'est-à-dire modéliser les délaminages et les macros fissures pas un ensemble d'éléments ressorts, semble assez lourde (difficilement paramétrable) d'utilisation et des recalages importants sont nécessaires. Ce modèle est proche

des approches de Lubineau (LUBINEAU, 2002) où les lois des plis dialoguent avec la loi d'interface par l'intermédiaire de critères de taux de fissuration.

III.3.2.5 Données numériques des modèles utilisés

Les caractéristiques mécaniques du pli et des interfaces sont données dans le Tableau 12 et Tableau 13. Ces données ont fait l'objet de plusieurs travaux au sein d'AIRBUS mais aussi au laboratoire ((PROMBUT, 2007), (GOHORIANU, 2008), (LEDRU, 2009), (ILYAS, 2010)). Concernant les données du pli, un ensemble d'essais monotones a été réalisé sur des stratifications $[0^\circ]$, $[45^\circ]$, $[\pm 45^\circ]$ afin d'obtenir les raideurs, les coefficients de Poisson et les contraintes à rupture. Le comportement du pli est supposé isotrope transverse.

Tableau 12 Caractéristiques du pli

E11 (MPa)	E22 (MPa)	E33 (MPa)	G12 (MPa)	G13 (MPa)	G23 (MPa)	ν_{12}	ν_{23}	ν_{13}
114000	10400	10400	4500	4500	3200	0.29	0.45	0.29
σ_{11}^{RT} (MPa)	σ_{11}^{RC} (MPa)	σ_1^{RS} (MPa)	σ_{22}^{RT} (MPa)	σ_{22}^{RC} (MPa)	σ_{33}^{RT} (MPa)	σ_{33}^{RC} (MPa)	σ_{12}^R (MPa)	σ_{23}^R (MPa)
2284	1409	1500	65.6	260	50	300	95	95
σ_{13}^R (MPa)	m1	m2	m3	m4	m5	A_{fibres}	τ_{fibres} (1/s)	$A_{matrice}$
95	3	2	2	2	2	1	$2.5e^{-2}$	1
$\tau_{matrice}$ (1/s)	d_{fibres}	$d_{matrice}$	S_d	C_{ref}	$\dot{\epsilon}_{ref}$	ϕ (deg)	θ (deg)	
$5e^{-3}$	0.99	0.99	1	-	-	2.5	0.1	

La détermination du coefficient m4, coefficient donnant l'évolution du dommage en cisaillement plan, est réalisée par des essais cyclés pour une stratification $[\pm 45^\circ]$. Les coefficients m3 et m5 sont pris égaux à m4 ((ILYAS, 2010), (LACHAUD, et al., 2011(a))).

Les coefficients m1 et m2, déterminant l'évolution de la rupture en traction et respectivement en compression sont déterminés par équivalence en énergie (énergie accumulée égale à l'énergie restituée). Les effets visqueux ont été déterminés par étude de convergence des modèles numériques (Cf paragraphe III.3.2.3). La loi intègre un effet visqueux sur le comportement sens fibres différent de celui de la matrice. Un endommagement critique sens fibres et de fissuration est imposé par défaut à 0.99.

Rq : Le coefficient q a été introduit dans le critère de rupture en compression sens fibres afin d'augmenter la limite à rupture en compression lorsqu'apparaît de la compression hors plan (prise en compte du serrage du boulon dans le confinement de la rupture en compression)

Le paramètre ϕ , caractérisant l'augmentation de la rupture en cisaillement (σ_{12} , σ_{13} , σ_{23}) lorsqu'une contrainte de compression est présente (σ_{22} , σ_{33}) est déterminé par recalage numérique-expérimental sur des essais de traction/compression à $[45^\circ]$.

Les caractéristiques du modèle cohésif sont déterminées par des essais de mécanique de la rupture en mode I (essais DCB), II (essais ELS et ENF) et I+II (MB). Comme pour le pli, ces

données ont fait l'objet de nombreuses études au sein d'AIRBUS et au sein du laboratoire ((MEZIERE, 2000), (PROMBUT, 2007), (ILYAS, 2010), (LACHAUD, et al., 2011(a))).

Les raideurs sont déterminées par recalage essais-calculs sur les essais DCB, ENF et MMB. Les contraintes d'initiation sont déterminées par essais respectivement sur éprouvette en L pour σ_{33} et sur essai de flexion rapprochée pour σ_{13} .

Le paramètre ϕ est choisi identique à celui du pli. Les effets visqueux sont déterminés numériquement (LACHAUD, et al., 2011(a)). Quelques paramètres des lois d'endommagement ont été modifiés notamment pour le comportement en compression sens fibres en présence du serrage du boulon.

Tableau 13 caractéristiques de la matrice

K33 (N/mm ³)	K13 (N/mm ³)	σ_{33}^R (MPa)	σ_{13}^R (MPa)	η	Φ (deg)	G_{IC} (J/m ²)	G_{IIC} (J/m ²)	A	τ_c (1/s)
185000	148000	40	60	1	2.5	0.75	1.25	1	1.10 ⁻³

A partir de ces lois, l'ensemble des essais a été modélisé. Pour l'ensemble des comparaisons essais-calculs du comportement effort-déplacement, une courbe moyenne représentative de chaque essai est utilisée.

Afin d'appliquer ces modèles à l'analyse du matage, la première partie de cette étude concerne la comparaison du comportement essais-calculs sur éprouvette « barreau » sollicitée en compression. Le logiciel éléments finis utilisé dans cette étude est SAMCEF. Les calculs sont réalisés en analyse implicite.

III.3.3 Modélisation numérique des essais sur tranche

Ces modèles sont des modèles phénoménologiques très simples permettant de cerner rapidement le comportement local en matage lié à la présence de défauts de perçage. Ces modèles sont conformes aux essais expérimentaux réalisés dans la partie III.2.3.

III.3.3.1 Maillage et conditions limites

Le modèle représente une plaque en 2D « écrasée » par un boulon. Le composite est modélisé par des éléments stratifiés de degré 1 et à deux degrés de liberté (u, v) par nœuds avec l'hypothèse de comportement en déformation plane. Le boulon est représenté par un plan rigide en bout d'éprouvette.

Le maillage de l'éprouvette est constitué de trois éléments par pli ; une étude du raffinement de maillage a été réalisée permettant de fixer ce nombre d'éléments. Des éléments d'interface sont positionnés entre chaque pli.

L'éprouvette est encadrée à son extrémité libre et le chargement mécanique est appliqué par un déplacement imposé.

Les défauts de perçage ont été simplement modélisés par des cavités géométriques positionnées sur certains plis, fonction de la stratification et de la position de la coupe

représentative sur éprouvette demi-trou (Figure 123). Par exemple, la Figure 123 présente le maillage 2D d'une coupe à zéro degré (A-A) sur une éprouvette demi-trou FO où les défauts sont situés sur les plis à 45°.

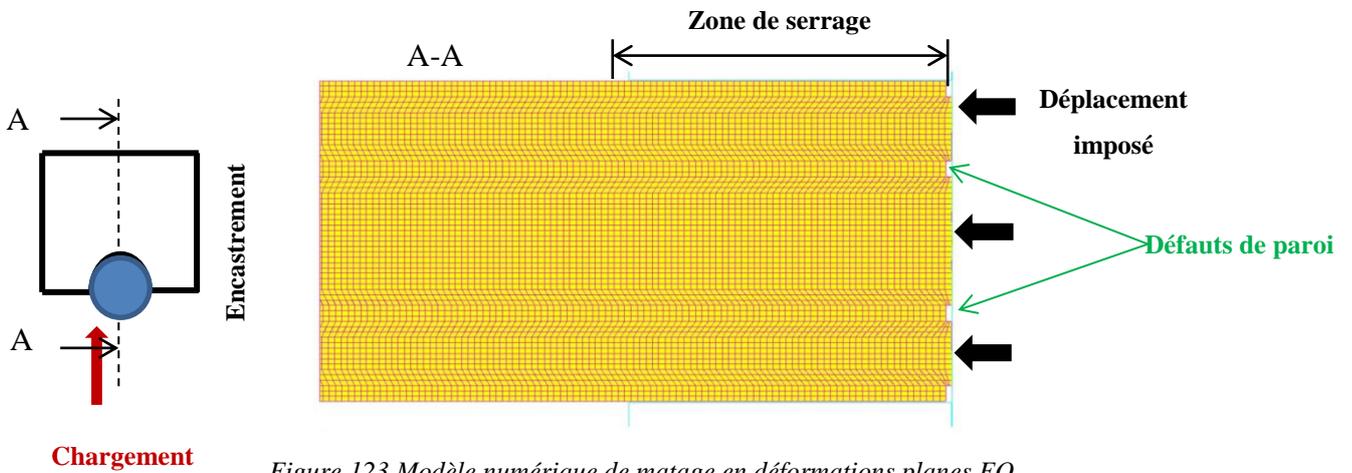


Figure 123 Modèle numérique de matage en déformations planes FO

De plus, afin de modéliser correctement le déchaussement des fibres à 0° (fibres dépassant de la surface usinée dans l'axe principal du pli, défauts relevés lors des analyses de surfaces) crée lors de l'usinage, l'extrémité de ces plis a été décalée de 0.01mm.

Un modèle 2D prenant en compte le « serrage » du boulon a aussi été réalisé par ajout dans le modèle de deux corps rigides situés de part et d'autre du stratifié et de longueur égale à la différence entre le diamètre et la tête du boulon.

Numériquement, le serrage est appliqué par un cas de charge à déplacement imposé (0.005 mm) spécifique de compression de l'éprouvette par ces deux corps rigides. Deux cas de charge sont alors nécessaires pour modéliser l'essai (Figure 124).

- Un premier cas de charge représentant le serrage (rapprochement des deux plans)
- Un second cas de charge pour la sollicitation en matage /compression

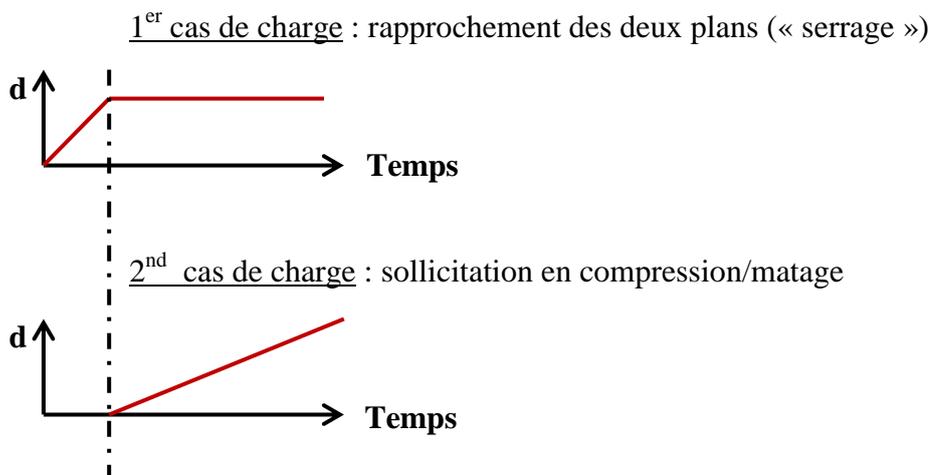


Figure 124 Modélisation du serrage et du chargement en compression

III.3.3.2 Comportement à l'écrasement sans serrage

Stratifié quasi-isotrope

La Figure 125 montre une comparaison du comportement effort-déplacement pour la stratification quasi-isotrope pour deux configurations de qualité d'usinage.

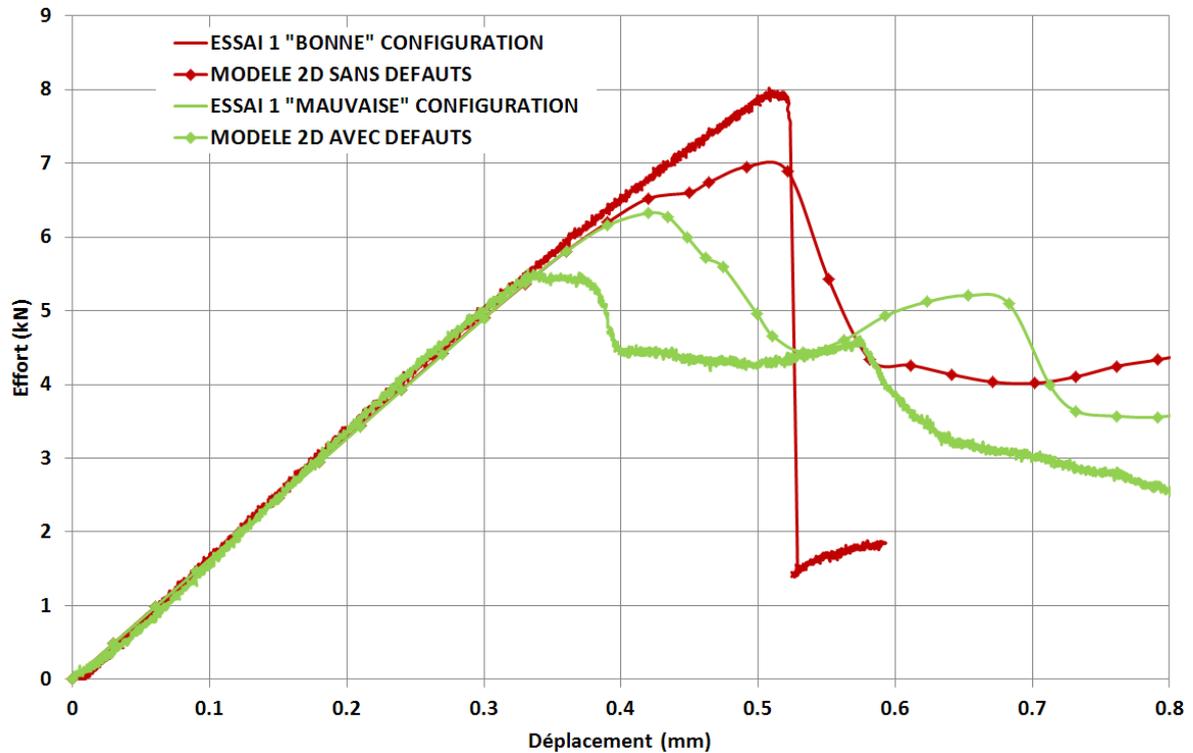


Figure 125 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques du modèle 2D sans serrage pour le stratifié quasi-isotrope

Globalement la forme du comportement est bien restituée par le modèle numérique et ce pour les deux configurations.

Dans le cas d'un usinage sans défaut (ou quasi), le modèle indique une chute brutale de l'effort comme relevée expérimentalement. En ce qui concerne le comportement avec défaut, on constate deux parties distinctes où l'effort décroît ; ceci aussi en accord avec le comportement expérimental. Cependant, et pour ce dernier cas, le modèle surestime les efforts de rupture.

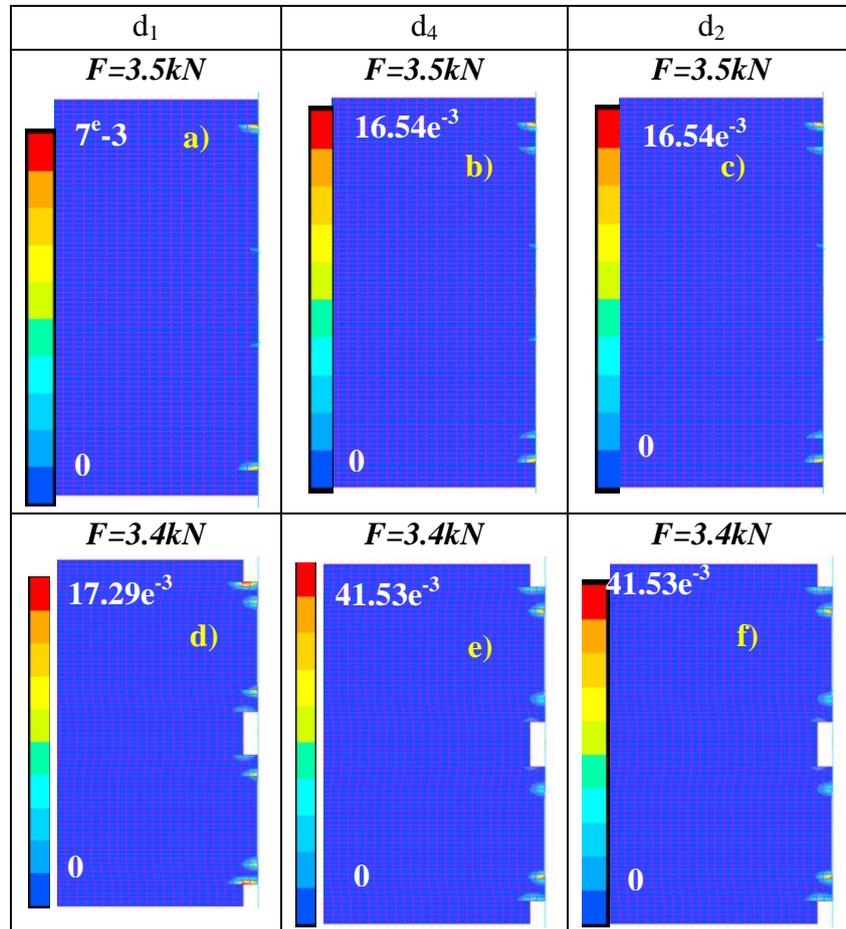
Afin de mieux analyser le comportement à l'écrasement et d'en déduire la cinétique d'endommagement, les Tableau 14, Tableau 15 et Tableau 16 présentent l'état d'endommagement plan pour dans tous les plis pour différents niveaux d'effort.

Pour une chute de raideur de 2% (perte de linéarité de la courbe force-déplacement), l'endommagement des éprouvettes sans défauts débute par la rupture sens fibres des plis à 0° situés à l'extérieur d'éprouvette (Tableau 14) comme il a été constaté lors des essais (Figure 108) ; ces plis sont en effet moins confinés que ceux situés sur le plan de symétrie du stratifié.

Le couplage des endommagements rupture sens fibres avec l'endommagement matriciel, entraîne l'endommagement en cisaillement et en traction transverse.

Par la suite la rupture des plis à 0° apparaît sur les plis internes au stratifié.

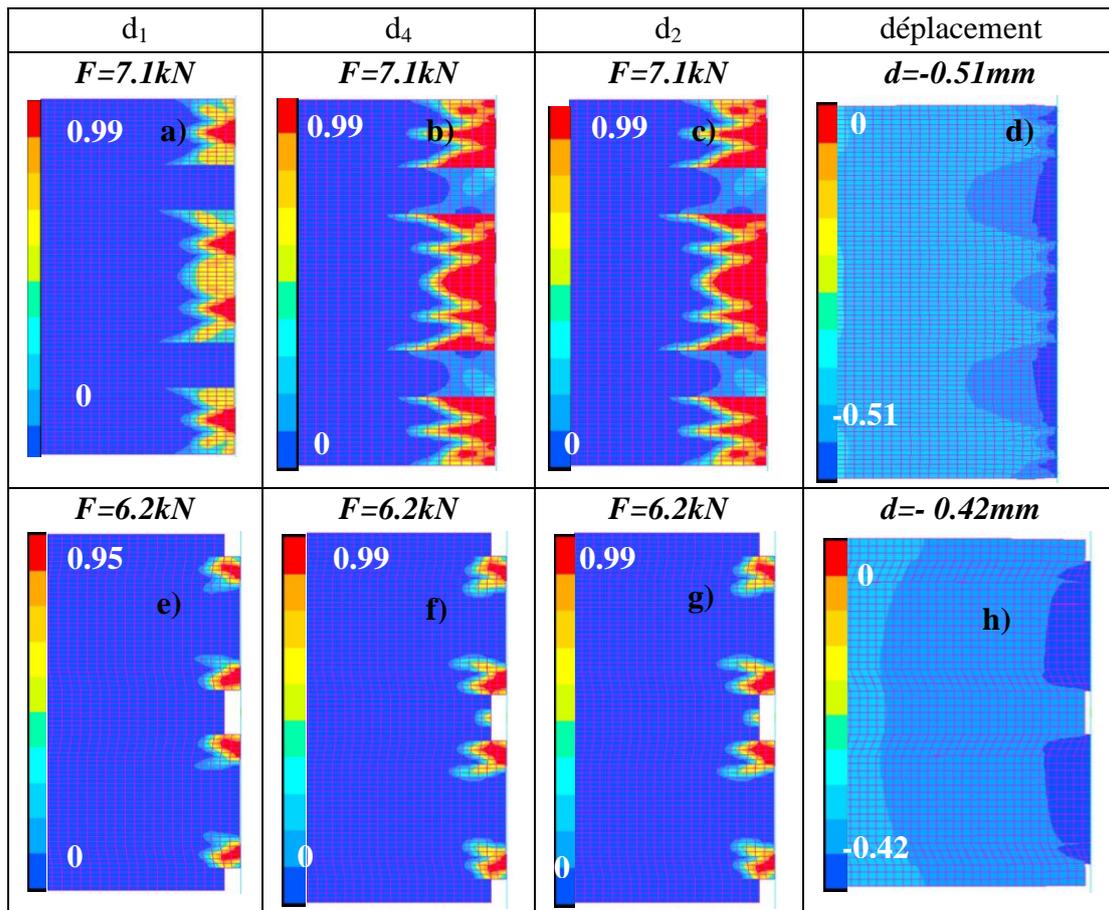
Tableau 14 Cartographies d'endommagement des plis à l'initiation de la rupture



L'endommagement des éprouvettes avec des défauts débute aussi par la rupture sens fibres des plis à 0°. Ces ruptures sont principalement localisées en périphérie des défauts de perçage près des bords libres des éprouvettes. On constate qu'à effort quasi-identique l'endommagement est deux à trois fois plus important pour les éprouvettes avec défauts.

Les cartographies d'endommagement pour un effort correspondant au pic de matage (effort max), sont présentées Tableau 15 pour les deux configurations.

Tableau 15 Cartographies d'endommagement des plis au pic de matage/compression



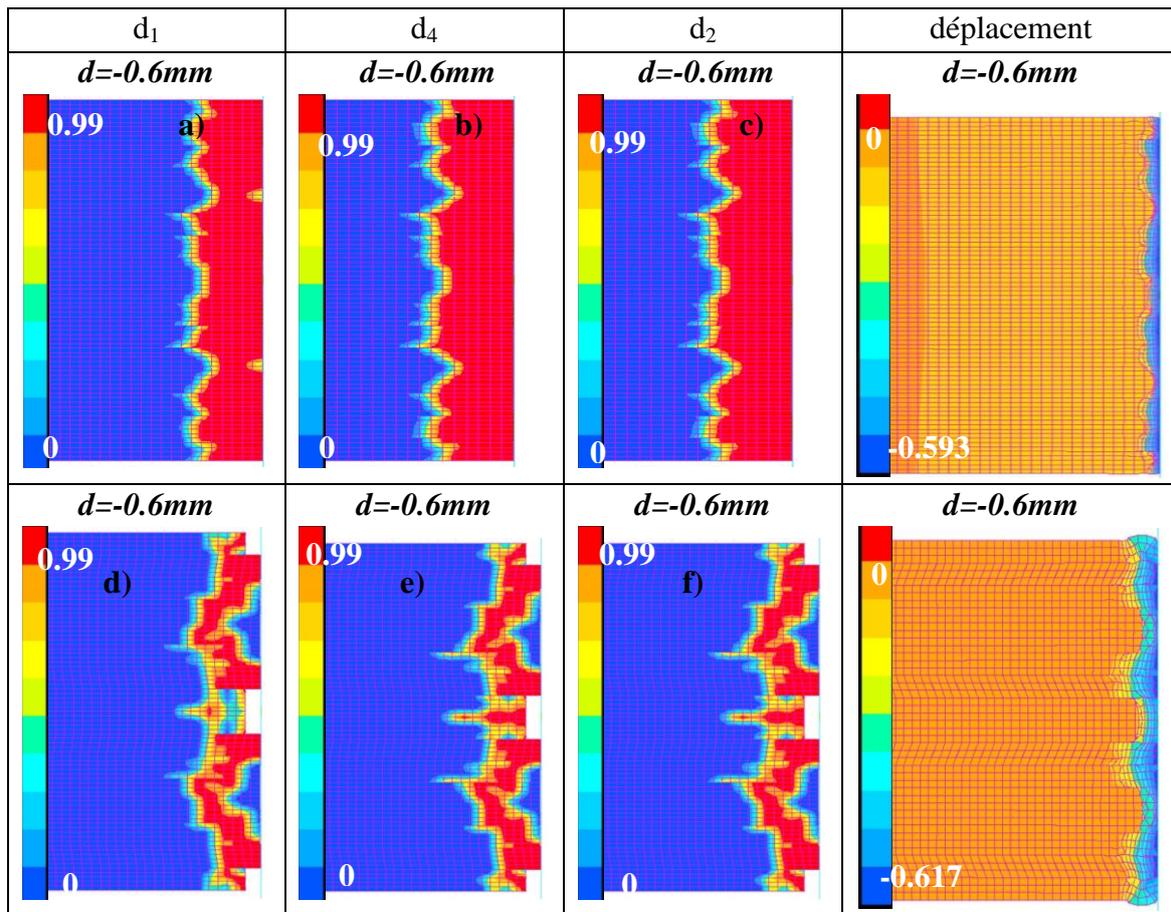
La rupture sens fibres s'est propagée sur les plis adjacents (45°) aux plis à 0° du stratifié pour les éprouvettes sans défauts. La progression des endommagements sens fibres et en cisaillement est quasi-identique sur tous ces plis. Ce résultat est en accord avec les observations réalisées lors des essais (Figure 106). En effet, il avait été constaté que les fibres s'endommagent de façon quasi-simultanée sur les plis à 0° avant la rupture de l'éprouvette.

Pour les éprouvettes avec défauts, l'endommagement reste très localisé sur les plis à 0° situés près des défauts de perçage. Le pic de matage arrive à des niveaux de charge inférieurs à ceux des éprouvettes sans défauts ; la présence de défauts entraîne des sur contraintes dans les plis à 0° par diminution de la surface portante. Le premier mode d'endommagement, c'est-à-dire la rupture des plis à 0° apparaît donc prématurément en présence de défauts.

Les cartographies du Tableau 16 représentent l'état d'endommagement dans les plis après le pic de matage pour un déplacement identique des deux éprouvettes.

La progression des dommages se retrouve sur tous les plis quelle que soit la qualité initiale de la surface. On peut remarquer que le deuxième pic d'effort sur la courbe effort déplacement de la configuration avec défauts correspond à l'initiation des dommages (sens fibres) des plis autres que ceux à 0° ; le déplacement relatif (écrasement des plis à zéro) est supérieur à la profondeur du défaut initial.

Tableau 16 Cartographies d'endommagement des plis après le pic de matage/compression



De manière globale, à déplacement identique, les éprouvettes avec défauts de perçage présentent une zone endommagée plus importante que celle des éprouvettes sans défauts.

Stratifié fortement orienté

Le même type d'analyse numérique a été réalisé pour les éprouvettes de stratification fortement orientée. Les courbes de la Figure 126 montrent la comparaison essais-calculs du comportement effort-déplacement pour les deux configurations d'usinage.

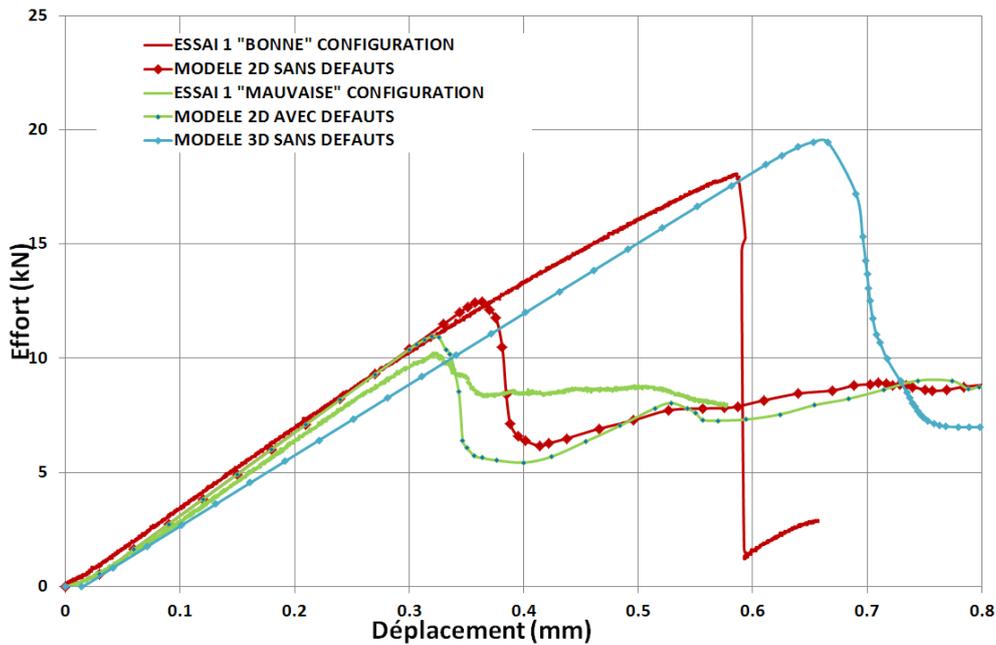


Figure 126 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 2D et 3D sans serrage pour le stratifié fortement orienté

Le modèle avec défauts possède un comportement proche de celui relevé expérimentalement. Ce n'est pas le cas du modèle sans défauts qui prédit un effort global à rupture bien plus faible que celui déterminé expérimentalement.

Comme précédemment, la présence du défaut localise la rupture sens fibres des plis à 0° et cette rupture apparaît sur toute la largeur de l'éprouvette.

Sans la présence de défauts initiaux, et dû au fait que pour cette stratification, les plis à 0° sont doublés, la rupture en compression sens fibres de ces plis est plus difficile (flambement local des plis à 0° plus ardu). Le flambement a donc tendance à s'orienter vers le bord libre de l'éprouvette (flambement hors-plan). Le modèle numérique en déformation plane ne peut pas retranscrire cet effet.

Un modèle numérique 3D a donc été réalisé afin de prendre en compte cet effet. La courbe effort déplacement de ce modèle est donnée Figure 126. Bien que l'effort maximal donné par le modèle soit plus élevé que celui relevé expérimentalement, il est plus proche. L'endommagement de ce stratifié débute donc en bord d'éprouvette et se propage progressivement sur la longueur du pli. La Figure 127a montre un faciès de rupture expérimental et la Figure 127b montre les effets de bord du modèle numérique illustrant la rupture en bord d'éprouvette. Le mode d'initiation de l'endommagement de ce stratifié arrive toujours par des ruptures sens fibres des plis à 0° mais en bord, non plus dans le plan x-z mais dans le plan x-y (Figure 127).

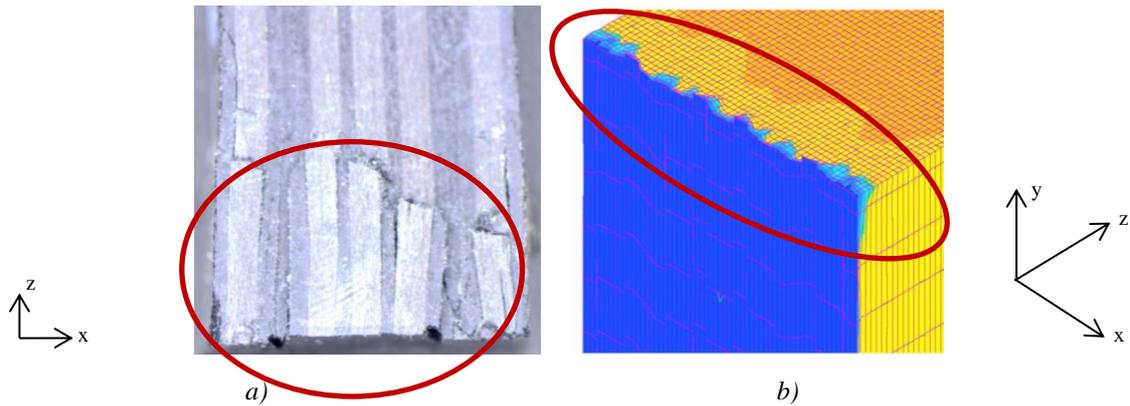


Figure 127 Comparaison entre les faciès de rupture expérimentaux (a) et numériques (b) pour les essais sur tranche (stratifié fortement orienté)

Les mécanismes d'endommagement sont identiques à ceux des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope. Ils peuvent être résumés comme suit :

- Initiation de l'endommagement de l'éprouvette par la rupture sens fibres des plis à 0° . Cet endommagement débute d'autant plus tôt que la surface portante est affaiblie par la présence de défauts (surcharge des plis à zéro pour un même déplacement)
- Le pic de matage est lié à la progression de la rupture sens fibres des fibres à 0° et la progression de la rupture en cisaillement des plis adjacents. Pour l'éprouvette sans défauts, l'endommagement est localisé sur les plis à 0° et les plis à 45° adjacents. Les éprouvettes avec défauts présentent des endommagements plus localisés sur les plis à 0° proches des défauts de perçage. Ces endommagements sont principalement des ruptures sens fibres des plis à 0° s'initiant à des niveaux de charge inférieurs à ceux observés sur les éprouvettes sans défauts.
- Après le pic de matage (effort max), à déplacement identique, la zone endommagée est bien plus importante pour les éprouvettes avec défauts que pour celles sans défauts.

Le paragraphe suivant décrit les résultats des modèles 2D avec « serrage ».

III.3.3.3 Comportement à l'écrasement avec serrage

Stratifié quasi-isotrope

La Figure 128 représente la comparaison entre les courbes d'essais et les résultats des modèles numériques pour le stratifié quasi-isotrope.

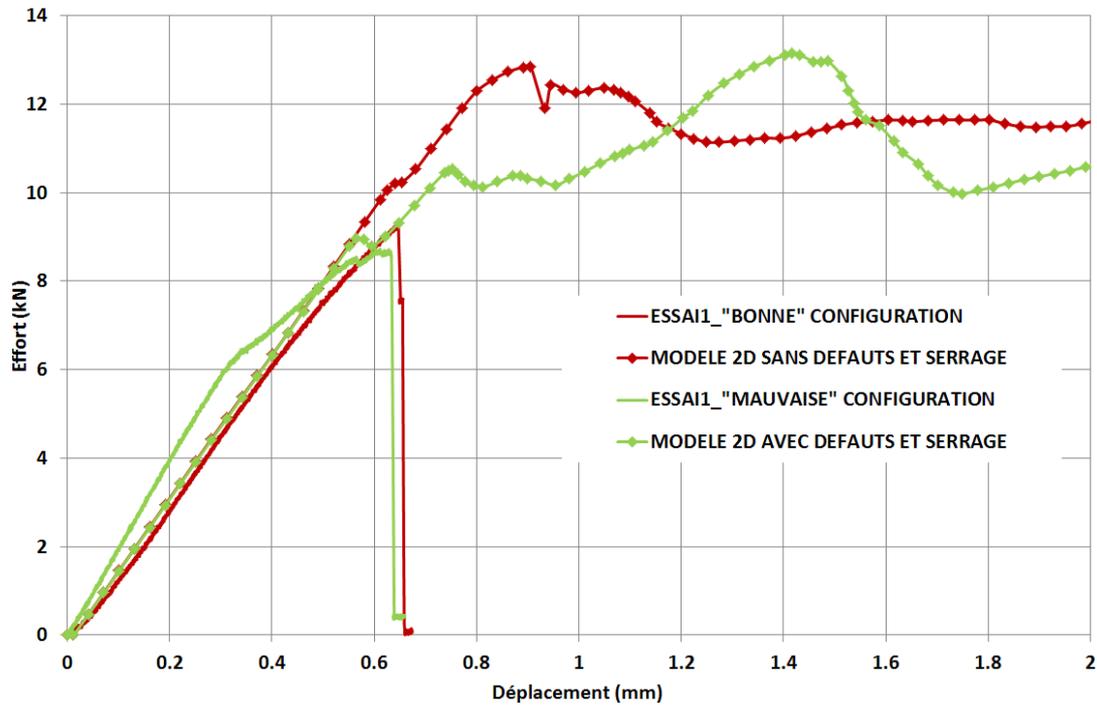


Figure 128 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 2D avec serrage pour le stratifié quasi-isotrope

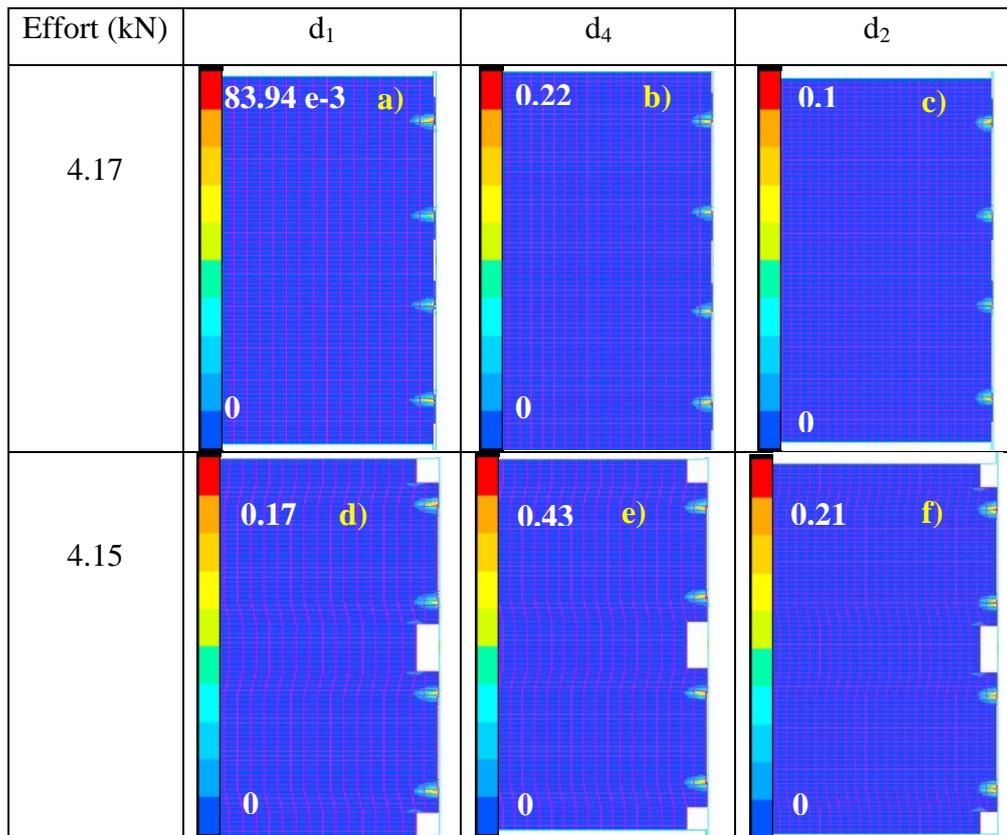
Les modèles numériques prédisent un effort à rupture supérieur à celui observé expérimentalement pour les deux configurations (avec et sans défauts). Ceci peut être dû au fait que l'effort de serrage imposé numériquement n'est pas le même que celui imposé expérimentalement étant donné que ce dernier n'a pas été mesuré.

On peut cependant remarquer que pour le modèle avec défauts, la 1^{ère} perte de raideur observée expérimentalement est reproduite numériquement et illustrée par le 1^{er} pic d'effort. Les efforts à rupture numériques sont équivalents pour les deux modèles, ce qui signifie que le serrage appliqué limite l'influence des défauts de paroi.

Les cartographies du Tableau 17 représentent l'initiation de l'endommagement dans tous les plis.

Comme pour les modèles numériques sans serrage, l'endommagement débute sur les plis à 0°. Néanmoins, cette zone d'endommagement est décalée près de l'interface 0°/-45° (pour les modèles sans serrage, cette zone est située près de l'interface entre le pli à 45° localisé en bout du stratifié et le pli à 0°). Le serrage semble donc créer un confinement de l'éprouvette qui retarde l'endommagement en cisaillement du pli à 45°, le décalant vers les plis à -45°.

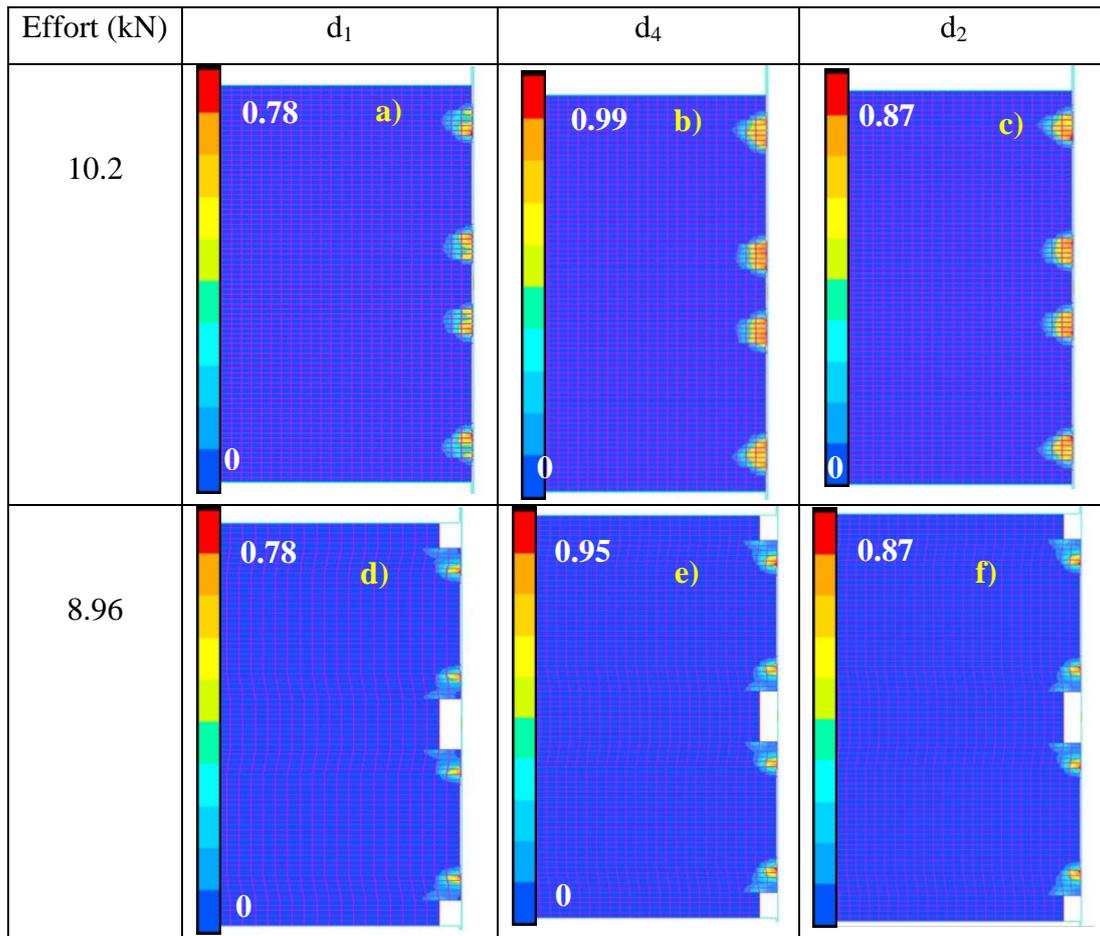
Tableau 17 Cartographies d'endommagement des plis à l'initiation de la rupture



L'étendue de La zone endommagée est quasiment identique pour les éprouvettes avec des défauts que celles sans défauts. On constate néanmoins un début de ruptures de fibres localisées sur le pli à 0°, juste en dessous du défaut de perçage ; les niveaux d'endommagement sont deux fois supérieurs (pour un effort quasi-identique) à ceux des modèles sans défauts. Ces endommagements restent relativement faibles par rapport à ce qui a été observé pour les modèles sans serrage. Les principaux endommagements résultent du cisaillement entre le pli à 0° et le pli -45°. Les endommagements liés à la présence des défauts de perçage sont donc minimisés par le serrage.

Les cartographies du Tableau 18 représentent l'état d'endommagement des plis au 1^{er} pic d'effort observé sur les courbes numériques.

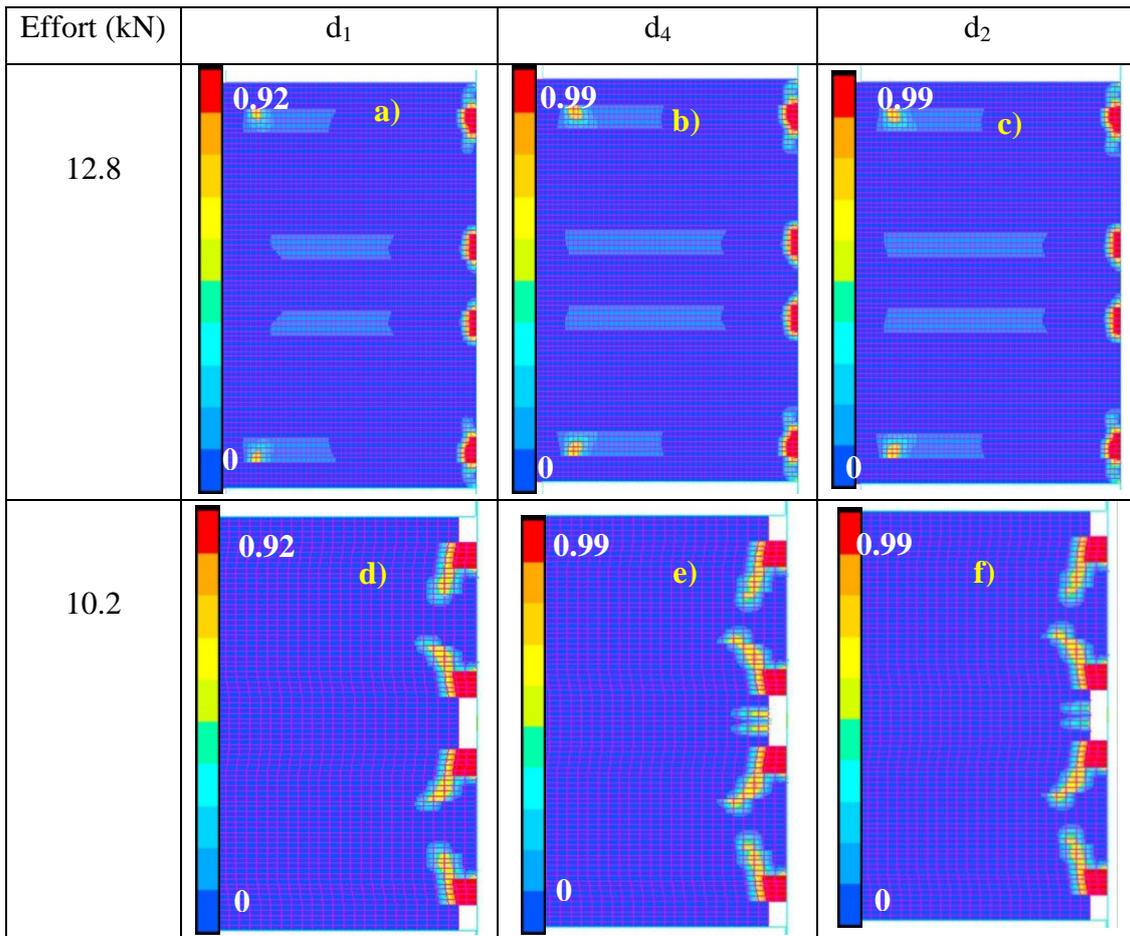
Tableau 18 Cartographies d'endommagement des plis au 1er pic de matage/compression



Le pic d'effort est lié à la progression de la rupture sens fibres des plis à 0° et au début de l'endommagement du pli adjacent pour les deux types de modèles numériques à des niveaux de charge quasiment identiques. A ce niveau de déplacement, et pour les modèles sans serrage, l'effort est 25% plus faible. L'application du serrage diminue la progression des endommagements dans les plis à 0° adjacents aux défauts de paroi et limite les effets du cisaillement intralaminare ; la rupture en cisaillement des plis adjacents est alors retardée.

Le Tableau 19 présente l'état d'endommagement des plis au 2^{ème} pic d'effort (correspondant à l'effort à rupture expérimental).

Tableau 19 Cartographies d'endommagement des plis au 2ème pic de matage/compression



Le 2nd pic d'effort correspond pour les éprouvettes sans défauts, au début de l'endommagement des plis à 0° dans la zone de serrage. La rupture des plis à 0° est localisée dans deux zones, une en bord d'éprouvette l'autre sous la zone de serrage ; le modèle retranscrit une multiple fragmentation des plis à 0°.

Pour les modèles avec défauts, le pic d'effort correspond à la rupture totale (« écrasement ») des plis à 0° en contact avec les défauts, mais aussi aux plis à 45° adjacents. On observe par la suite une reprise de raideur lié au confinement des multiples ruptures.

Les cartographies d'endommagement de la Figure 129 illustrent les phénomènes qui sont à l'origine de cette nouvelle chute d'effort.

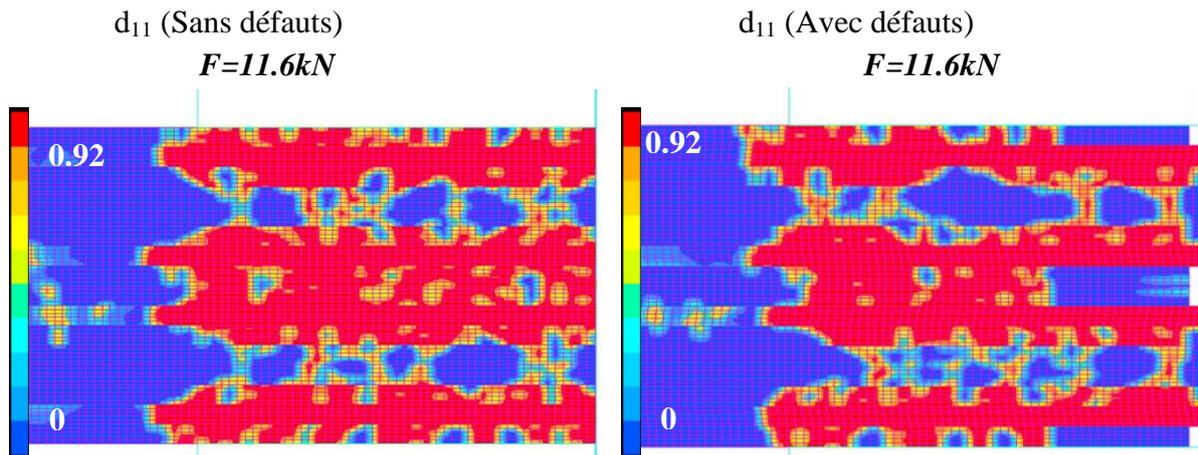


Figure 129 Cartographies d'endommagement dans les plis à la rupture de l'éprouvette

La progression des ruptures sens fibres des plis à 0° en dehors de la zone de serrage entraîne l'ouverture complète de l'éprouvette par délaminage

Stratifié fortement orienté

Le même type de modèle numérique a été réalisé pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté. Les courbes de la Figure 130 représentent les résultats d'essais associés aux courbes numériques.

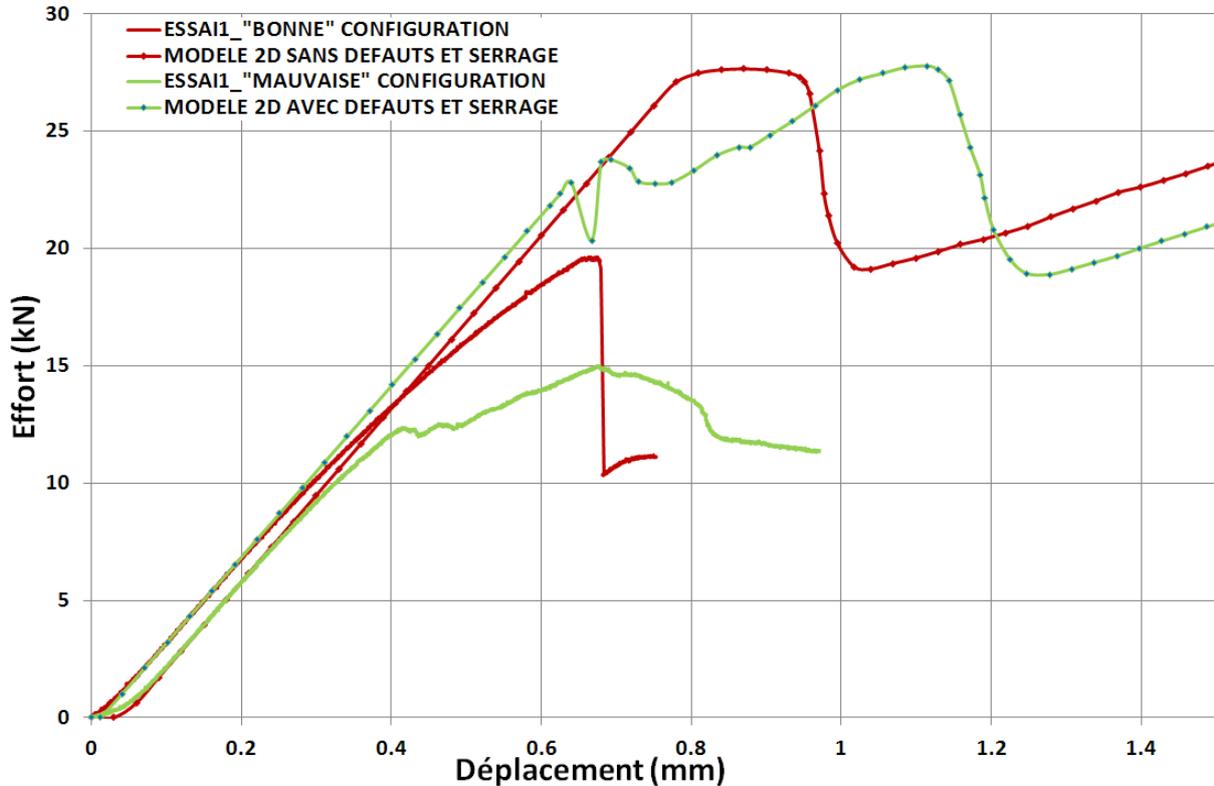


Figure 130 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 2D avec serrage pour le stratifié fortement orienté

Comme pour le stratifié quasi-isotrope, on remarque que l'effort à rupture prédit par les deux modèles est supérieur à celui relevé expérimentalement. La forme globale du comportement effort/ déplacement est bien restituée et ce pour les deux modèles. En effet, on constate pour le modèle sans défauts une seule chute d'effort (qui a la forme d'un petit palier) comme observé expérimentalement. Pour le modèle avec défauts, on remarque la présence de trois principaux pics d'effort, aussi observés expérimentalement. Les efforts à rupture numériques des deux modèles sont équivalents, ce qui signifie que le serrage assure le confinement des défauts de paroi et limite leur influence sur la tenue mécanique.

Les mécanismes d'endommagement sont identiques à ceux des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope. Ils peuvent être résumés comme suit :

- L'initiation de l'endommagement de l'éprouvette débute par la rupture des fibres à 0°. Néanmoins l'application du serrage décale la zone d'endommagement près de l'interface 0°/-45° (plutôt que de l'interface 45°/0° comme il a été observé pour les modèles sans serrage) et retarde l'apparition des endommagements liés à la présence des défauts de perçage (zone endommagée très faible (localisée sur le pli à 0° en dessous du défaut de perçage) par rapport aux modèles sans serrage)
- On observe un 1^{er} pic d'effort lié à la rupture sens fibres quasi-simultanée des plis à 0° pour le modèle sans défauts. Ce pic arrive à des niveaux d'effort bien plus faibles pour les modèles avec défauts et correspond à la progression des ruptures sens fibres des zones des plis à 0° en contact avec les défauts de paroi. Par la suite, un 2nd pic d'effort est atteint pour les modèles avec défauts. Il correspond à la rupture totale des plis à 0° dans les zones en contact avec les défauts de paroi et au début de l'endommagement des plis adjacents par cisaillement.
- La rupture finale des éprouvettes dans les deux cas est liée à la propagation des endommagements hors de la zone de serrage entraînant une ouverture complète du stratifié par délaminage.

Le Tableau 20 résume les différentes valeurs des résultats d'essais ainsi que les résultats des modèles numériques. Une comparaison est faite entre ces différentes valeurs.

Tableau 20 Récapitulatif des résultats d'essais et des modèles numériques 2D

Serrage	Configuration « Sans » défauts Stratifié quasi-isotrope		Configuration « Avec » défauts Stratifié quasi-isotrope		Configuration « Sans » défauts Stratifié fortement orienté		Configuration « Avec » défauts Stratifié fortement orienté	
	<i>Sans</i>	<i>Avec</i>	<i>Sans</i>	<i>Avec</i>	<i>Sans</i>	<i>Avec</i>	<i>Sans</i>	<i>Avec</i>
Moyenne des efforts au pic (kN)	8.02	9.3	5.55	8.72	18.09	19.64	10.23	14.8
Modèles numériques (kN)	6.95	12.8	6.32	13.1	16.5	27.7	15.4	27.8
Ecart essais/modèles (%)	13.3	-27.34	-19.33	-33.43	8.79	29.09	-55.42	-46.76
Gain lié au serrage expérimental (%)	13.76		36.35		4.99		30.87	
Gain lié au serrage numérique (%)	45.75		51.75		40.43		44.6	

Pour les modèles sans serrage, on observe des écarts assez importants notamment pour les éprouvettes avec des défauts (valeurs en vert dans le tableau). Cette différence est certainement liée à la géométrie du défaut qui est plutôt de la forme du fil diamanté pour les essais et rectangulaire pour les modèles. De plus, la marge d'erreur peut être relativement importante lorsque le défaut crée expérimentalement n'est pas localisé exactement sur un pli ; la méthode de création des défauts (découpe au fil) doit être améliorée. La corrélation essais/modèles reste relativement bonne pour les éprouvettes sans défauts avec des écarts inférieurs à 15%.

Pour les modèles avec serrage, en plus des écarts pouvant être liés à la position et à la géométrie des défauts, il y a un écart lié au serrage imposé expérimentalement. En effet, celui-ci n'a pas été mesuré expérimentalement. Là aussi une future campagne d'essai doit être réalisée avec mesure du serrage. Les différences essais/modèles sont donc importantes pour certaines configurations (valeurs en rouge dans le tableau).

Dans un cas général, on constate que le serrage permet d'améliorer grandement la tenue en matage /compression des éprouvettes (expérimental et numérique).

Le Tableau 21 présente la différence entre les valeurs d'efforts à rupture des éprouvettes avec et sans défauts en présence ou non de serrage. Il montre dans quelle mesure le serrage limite les effets des défauts de paroi sur l'effort à rupture.

Tableau 21 Influence du serrage sur le confinement des défauts de paroi

Serrage	QI		FO	
	Sans	Avec	Sans	Avec
Essais : différence effort à rupture avec et sans défauts (%)	30.79	6.23	43.44	24.64
Modèles numériques : différence effort à rupture avec et sans défauts (%)	9.06	0	6.67	0

On constate que le serrage diminue grandement l'influence des défauts de paroi. Numériquement, le serrage annule totalement l'influence des défauts de paroi sur la tenue mécanique en matage/compression.

Bien qu'exploratoires, ces études semblent encourageantes pour poursuivre l'analyse de la cinétique d'endommagement par matage. Les modèles développés sont aussi encourageants quant à leur capacité de reproduire les phénomènes complexes de rupture par matage avec et sans serrage. Des voies d'amélioration de la rupture sens fibres en compression confinée sont en cours.

III.3.4 Modélisation 3D du matage pur

III.3.4.1 Maillage et conditions aux limites

La Figure 131 présente le modèle éléments finis d'une éprouvette demi-trou (dimensions en annexe 3). Le maillage est constitué d'éléments volumiques de degré 1 à trois degrés de liberté et 8 points de Gauss. Le nombre d'éléments a été paramétré de telle sorte que le maillage soit toujours plus raffiné en bord de trou.

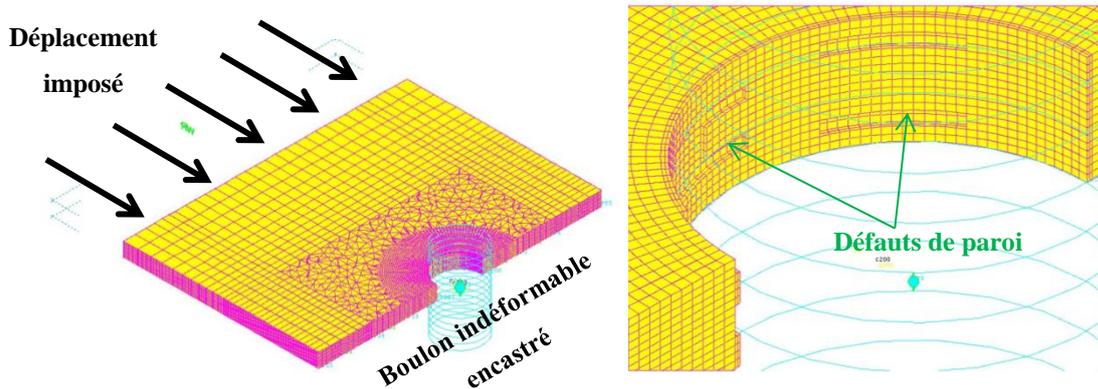


Figure 131 Modèle 3D de matage pur

Le modèle est caractérisé par deux éléments par pli, soit seize éléments dans l'épaisseur pour le stratifié quasi-isotrope et vingt pour le stratifié fortement orienté. En accord avec les résultats expérimentaux, un jeu de 0.02mm entre le boulon et la paroi du trou a été modélisé pour les modèles sans défauts. Pour les modèles avec défauts, ce jeu est quasiment nul et vaut 0.001mm.

Les défauts de perçage ont été modélisés par la suppression d'éléments du maillage sur chaque pli, dans la zone d'apparition réelle de ces défauts.

Les conditions aux limites utilisées sont les mêmes que pour tous les autres modèles volumiques de cette étude à savoir : encastrement du boulon rigide et déplacement imposé de -1 mm à l'extrémité de la plaque en carbone/époxy.

III.3.4.2 Comportement en matage pur

La comparaison essais-calculs du comportement global effort-déplacement est donnée Figure 132.

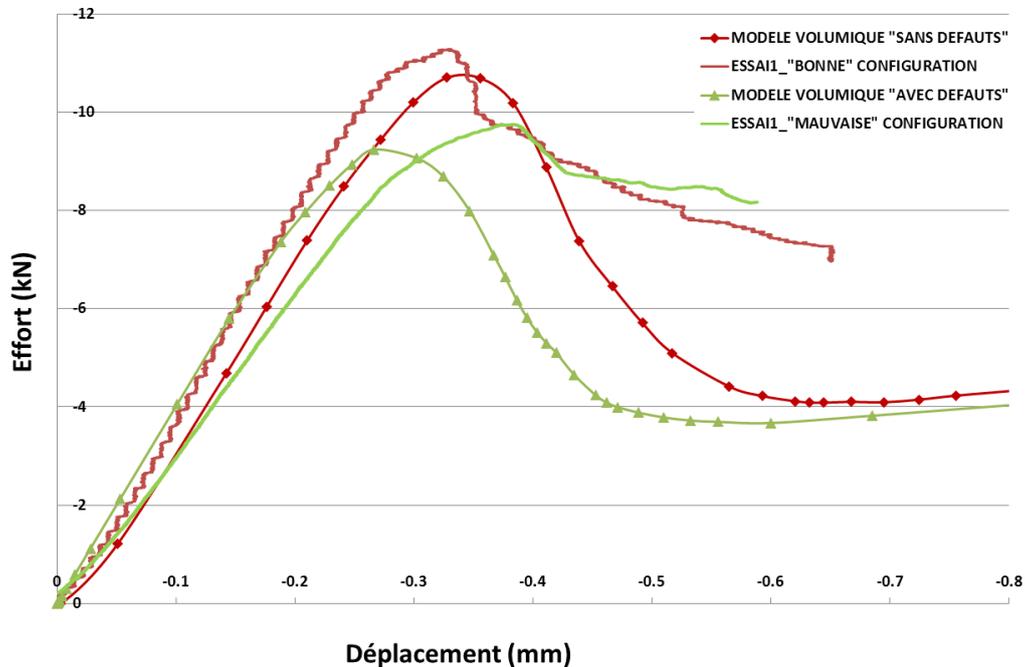


Figure 132 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de matage pur pour le stratifié quasi-isotrope

On peut relever que :

- Les efforts maximum donnés par le modèle numérique sont légèrement plus faibles que ceux relevés expérimentalement
- La raideur du modèle numérique est moins sensible à la présence des défauts de perçage. Il est possible que les fissurations en bord de trou observées expérimentalement et qui n'ont pas été modélisées soient à l'origine de cette perte de raideur non retranscrite par le modèle numérique.

La Figure 133 montre la position du défaut de perçage sur les plis à 0° (a) et 45° (b) ainsi que des cartographies d'endommagement des plis à 0° et des plis à 45° à l'initiation des dommages. Ce sont les plis à 0° qui s'endommagent en premier. Cette initiation de l'endommagement est observée pour une perte de raideur de 2%.

Initiation de l'endommagement en bord de trou

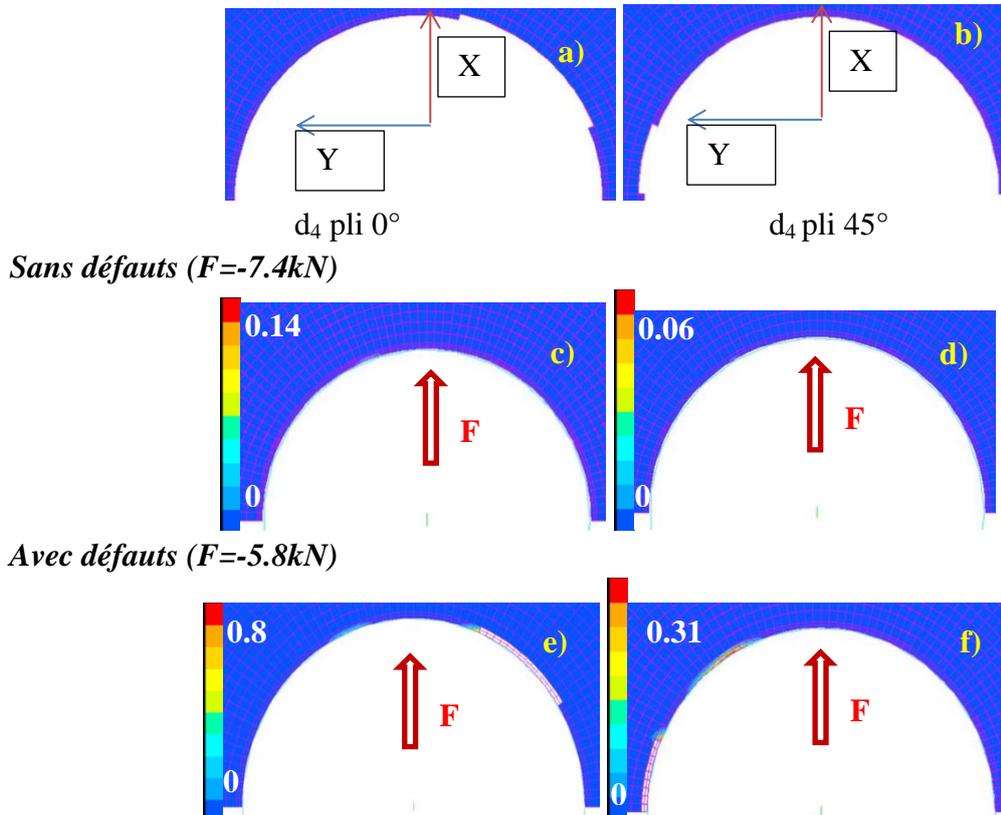


Figure 133 Initiation de l'endommagement en bord de trou en matage pur pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

On peut constater que :

- L'initiation de l'endommagement débute à des niveaux de charge plus faibles pour les éprouvettes avec défauts que pour les éprouvettes sans défauts.
- La rupture en cisaillement est très localisée sur les éléments situés au bord du défaut de perçage. L'initiation de l'endommagement de l'éprouvette, traduite par une chute de raideur, semble liée au cisaillement plan des plis à 0° et à 45° .

Endommagement en bord de trou au pic de matage

La Figure 134a montre la position du défaut de perçage sur le pli à 45° ainsi que l'état d'endommagement dans le pli à 45° pour chacune des deux configurations de perçage au pic de matage (effort maximal).

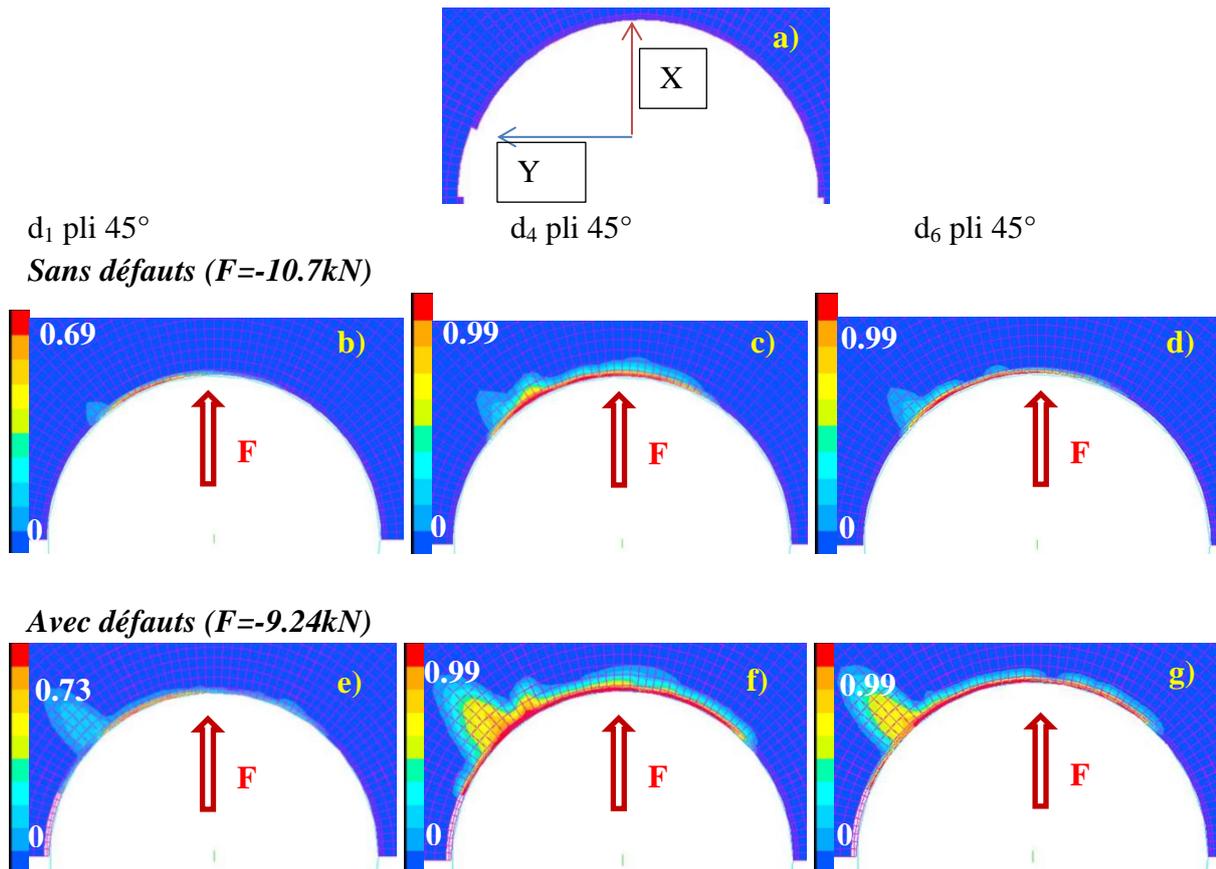


Figure 134 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Comme pour l'initiation de l'endommagement, les zones situées près des défauts de perçage sont plus endommagées pour les modèles avec défauts que pour les modèles sans défauts et à des niveaux de charge bien inférieurs.

En effet, on peut remarquer, sur les Figure 134f et Figure 134g, que les éléments en bord de trou, sont totalement endommagés en cisaillement plan (d_4) et hors-plan (d_6). Ceci se traduit par l'apparition probable d'un délaminage entre ce pli et le pli adjacent. Etant donné le nombre d'éléments endommagés pour le modèle avec défauts comparé au modèle sans défauts, on peut supposer que l'étendue du délaminage sera plus importante pour les éprouvettes avec défauts que pour les éprouvettes sans défauts au pic de matage. Ceci correspond à ce que l'on a pu voir sur les cartographies RX des éprouvettes d'essais présentées dans le chapitre précédent (Figure 94). De plus, on remarque pour le modèle avec défauts la présence d'une zone endommagée en cisaillement plan et hors plan qui correspond à la localisation des défauts sur le pli à 0° adjacent (situés à -45° par rapport à l'axe du chargement).

La Figure 135 montre la position du défaut de perçage sur le pli à 0° (a) ainsi que l'état d'endommagement dans les plis à 0° au pic de matage.

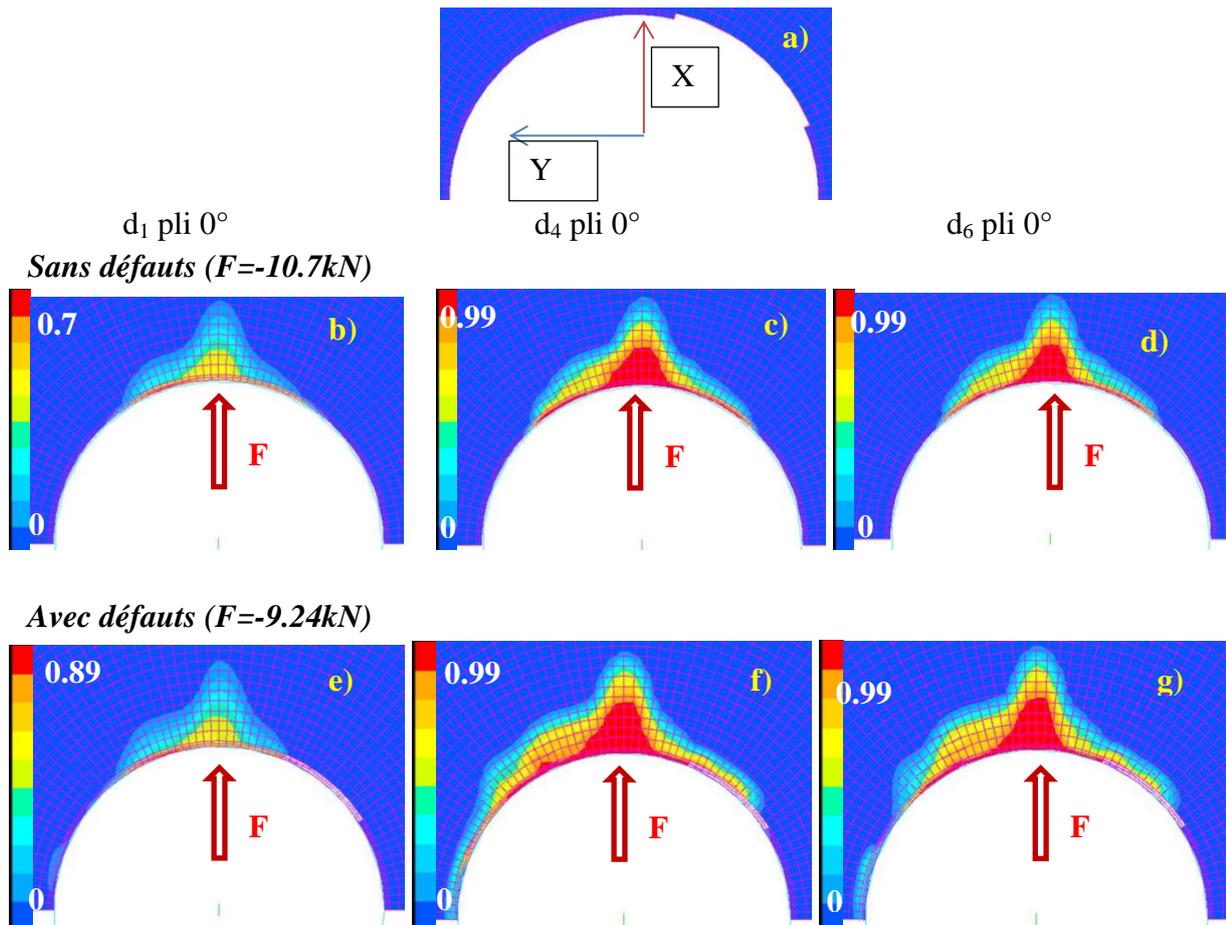


Figure 135 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

La cinétique d'endommagement par matage est différente pour les deux modèles. En effet, pour l'éprouvette sans défauts, la zone de rupture des plis à 0° est principalement située dans la direction du chargement. Pour l'éprouvette avec défauts, on observe non seulement un endommagement important des plis à 0° dans le sens de l'effort mais un endommagement de ces plis à 45° ; position angulaire du défaut dans les plis supérieurs adjacents orientés à 45° . Cette différence est encore plus accentuée sur les cartographies d'endommagement en cisaillements plan et hors-plan. Les plis à 0° s'endommagent en cisaillement dans la zone de défauts du pli à 45° car ces derniers ne transfère pas d'effort (défaut) ; le pli à 0° est alors surchargé.

Le scénario d'endommagement des plis à -45° ressemble beaucoup à celui des plis à 45° comme le montrent les cartographies de la Figure 136.

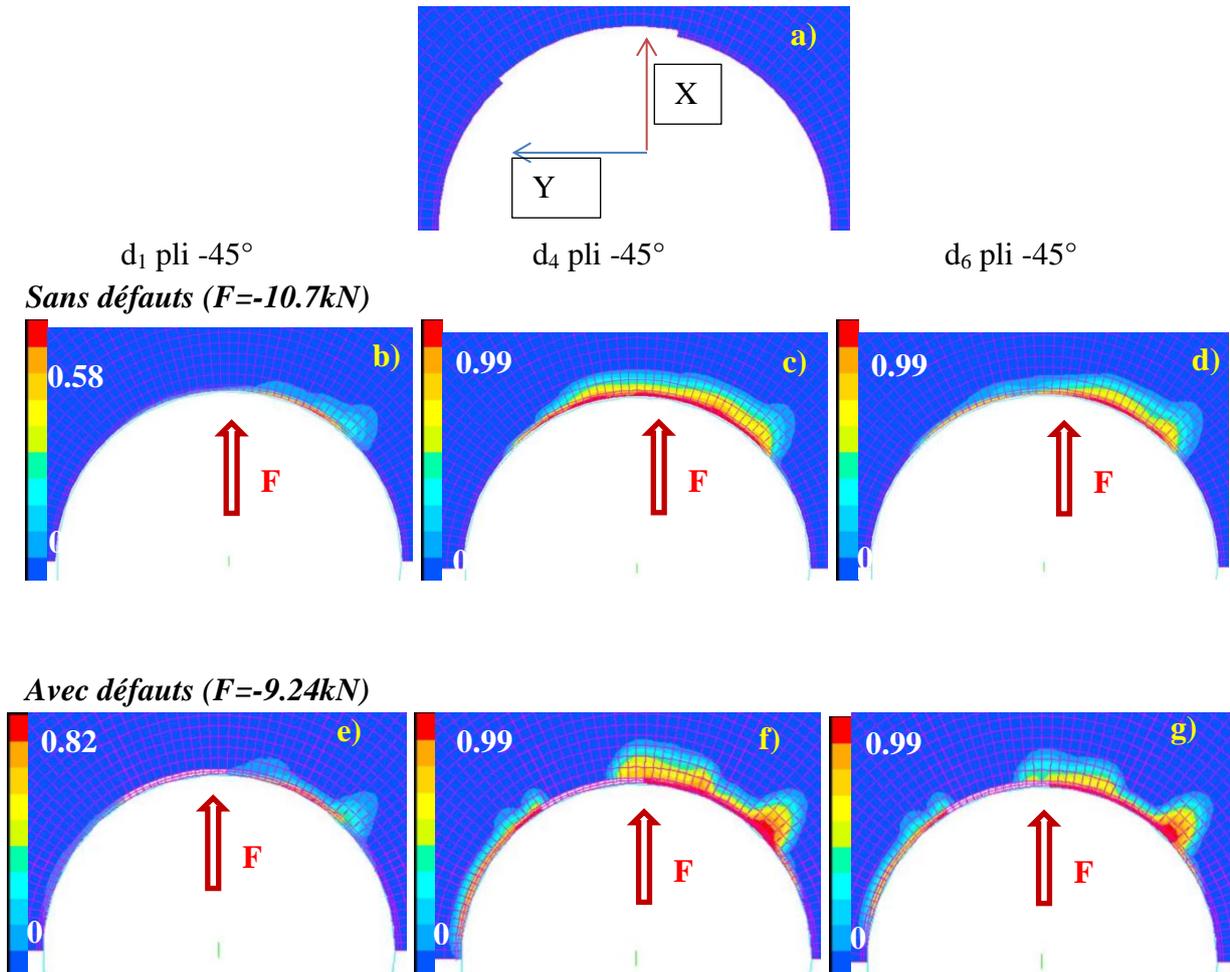


Figure 136 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Le pli à -45° de l'éprouvette sans défauts est endommagé principalement dans l'axe des fibres (Figure 136). La zone de rupture fibres est située dans l'axe principal du pli. La zone endommagée en cisaillement plan (d_4) est assez importante dans ce pli. Il est notamment lié à la rupture des fibres à 0° situées au-dessus de ce pli. Pour l'éprouvette avec des défauts, les contraintes sens fibres, ainsi que les contraintes de cisaillement plan et hors-plan les plus importantes sont situées en périphérie du défaut de perçage. Ces zones d'endommagement sont néanmoins moins importantes que celles du pli à 45° en raison de leur position interne au stratifié (et non à l'extérieur comme le pli à 45°). Pour le modèle avec défauts, on observe une zone endommagée en cisaillements plan et hors plan (Figure 136f et Figure 136 g) correspondant à la localisation du défaut du pli inférieur à 90° ($+45^\circ$ par rapport à l'axe du chargement comme on peut le voir sur la Figure 137a)

La Figure 137 montre la position du défaut de perçage sur le pli à 90° ainsi que l'état d'endommagement dans les plis à 90° à l'effort maximal (pic de matage).

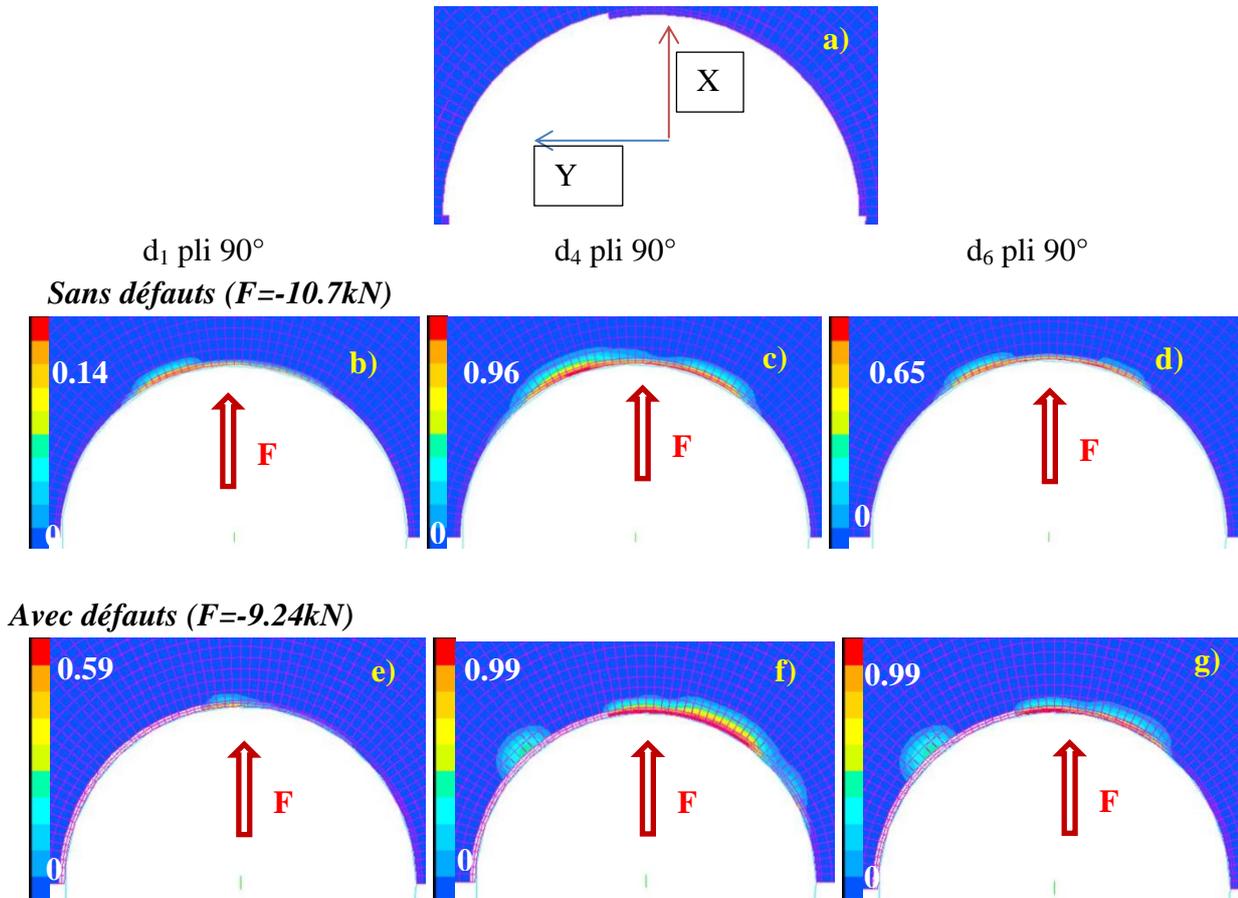


Figure 137 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou au pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Le pli à 90° est le pli le moins endommagé car reprenant le moins la charge globale. Pour le modèle avec défauts, l'endommagement est localisé à la périphérie du défaut comme il a pu être constaté pour les autres plis.

La Figure 138 montre une comparaison à déplacement identique, de la rupture sens fibres des plis à 0° pour les deux types de modèles numériques (avec et sans défauts de perçage).

Endommagement en bord de trou après le pic de matage

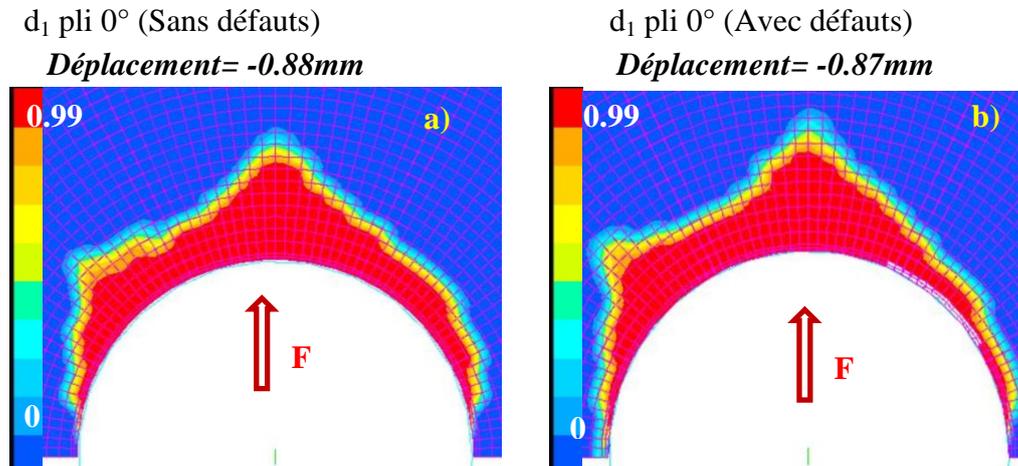


Figure 138 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou après le pic de matage pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

On peut observer que les zones endommagées sont quasiment identiques (comme cela a été constaté lors des essais).

Pour résumer les scénarios d'endommagement décrits ci-dessus, on peut parler de deux étapes :

Pour les éprouvettes sans défauts, on constate :

- Dans un premier temps, une initiation de l'endommagement par matage liée au cisaillement plan des plis à 45° et 0° .
- Dans un second temps, au pic de matage, le pli à 45° situé à l'extérieur du stratifié s'endommage dans l'axe du chargement. Les contraintes de cisaillement plan et hors-plan sont très importantes dans cette zone (plusieurs éléments sont complètement endommagés). Le cisaillement du pli à 45° est lié à la rupture des fibres à 0° situées en dessous. On retrouve la même zone endommagée pour ces dernières. Le pli à -45° situé en dessous du pli à 0° présente des ruptures sens fibres dans l'axe principal du pli. Ce pli est soumis à des contraintes de cisaillement assez importantes non seulement dans l'axe principal du pli mais aussi dans l'axe du chargement. Ceci est lié à la proximité avec le pli à 0° qui subit un flambement localisé en bord de trou dans l'axe du chargement. La conséquence en est le cisaillement important du pli situé en dessous (pli à -45°). Le pli à 90° quant à lui transfère peu de charge (pour une sollicitation uniaxiale N_x). La zone endommagée reste relativement faible par rapport aux autres plis. C'est le pli le moins endommagé sens fibres (d_1). L'endommagement en cisaillement de ce pli est essentiellement dû à la flexion locale des fibres sous la pression de contact du boulon.

Pour les éprouvettes avec des défauts de perçage, on constate que :

Le scénario d'endommagement est quasiment identique à celui des éprouvettes sans défauts. Cependant, la présence de défauts décale les différentes zones d'endommagement (en bord des défauts) et crée des contraintes de cisaillement très élevées dans les plis adjacents, contribuant à la rupture prématurée de l'éprouvette. La présence des défauts de perçage crée des surcontraintes locales initiant prématurément la rupture en matage (ou l'écrasement local de la surface portante).

Les courbes de la Figure 139 montrent la comparaison essais-calculs du comportement effort-déplacement des éprouvettes fortement orienté.

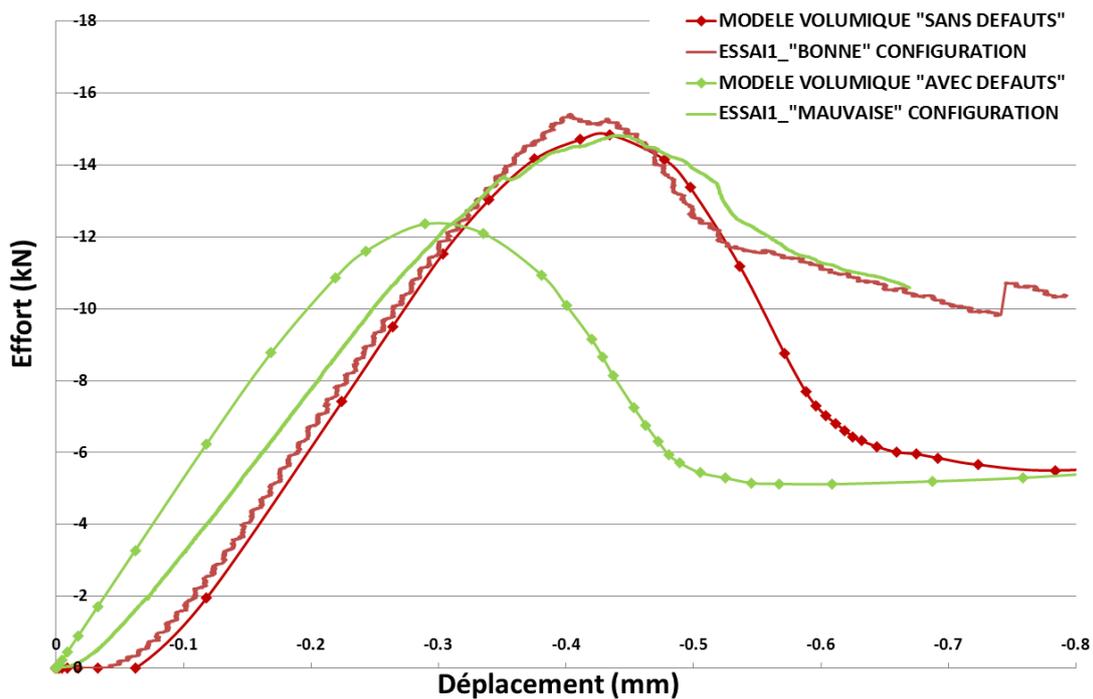


Figure 139 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de matage pur pour le stratifié fortement orienté

La cinétique d'endommagement pour ces éprouvettes reste assez proche de celle des éprouvettes quasi-isotrope. Néanmoins, en raison de la présence des plis à 0° doublés, les plis adjacents sont moins chargés et leur endommagement en cisaillement reste faible.

Le comportement effort-déplacement obtenu numériquement est proche du comportement expérimental pour une configuration sans défaut. Par contre le modèle sous-estime les efforts à rupture dans le cas du comportement avec défauts. Le mode de rupture en présence de défaut n'est pas correctement modélisé.

Le Tableau 22 récapitule les différents résultats des calculs et des essais en termes d'effort maximum (effort au pic de matage).

Tableau 22 Récapitulatif des résultats d'essais et des modèles numériques de matage pur

	Configuration « Sans » défauts Stratifié quasi- isotrope	Configuration « Avec » défauts Stratifié quasi- isotrope	Configuration « Sans » défauts Stratifié fortement orienté	Configuration « Avec » défauts Stratifié fortement orienté
Moyenne des efforts au pic expérimentaux (kN)	-11.1	-9.78	-15.05	-15.28
Dispersion sur l'effort au pic expérimental (%)	1.87	0.83	1.9	0.95
Modèles numériques (kN)	-10.78	-9.24	-14.8	-12.4
Ecart essais/modèles (%)	2.88	5.52	1.66	18.68

La différence la plus importante se situe au niveau de l'effort au pic de matage pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté avec défauts de perçage. En effet, il a été observé expérimentalement que les éprouvettes du stratifié fortement orienté ne semblent pas être influencées par l'état de surface du trou, alors que numériquement cela semble être le cas.

III.4 Conclusion

A l'issue de ce chapitre, la cinétique d'endommagement par matage a été établie. L'influence des défauts de paroi sur ce mode de rupture a été évaluée.

L'analyse expérimentale a montré que :

- La présence de défauts de paroi surcharge localement le pli adjacent et entraîne l'apparition prématurée de délaminages entre ces plis.
- Les essais de matage demi-trou ont permis de constater que :
 - Les éprouvettes quasi-isotropes de la mauvaise configuration (surface portante=85% en moyenne) ont un effort à rupture en matage moyen inférieur à celui des éprouvettes des deux autres configurations.
 - Les défauts de paroi, en fonction de leur localisation, peuvent influencer ou pas la tenue mécanique. C'est donc un paramètre à prendre en compte lors de la définition d'un nouveau critère de qualité de paroi de trou.

L'analyse numérique a permis de :

- Corroborer les conclusions expérimentales en mettant en lumière de manière plus détaillée les phénomènes qui sont à l'origine de la rupture en matage liée à la présence de défauts de paroi.
- Valider la fiabilité des modèles. Les écarts essais/calculs globalement observés sont assez faibles.

IV. CHAPITRE IV

COMPORTEMENT MECANIQUE EN COMPRESSION

IV.1 Introduction

Le chapitre précédent a permis d'expliquer la cinétique d'endommagement par matage liée à la présence de défauts de paroi. Le but de ce chapitre est d'élargir la compréhension de l'influence des défauts de paroi à des applications plus industrielles. Pour ce faire, une analyse expérimentale du comportement mécanique en statique et en fatigue des éprouvettes carbone/époxy trouées sera réalisée. Dans la première partie de ce chapitre, trois types d'essais de compression quasi-statiques seront réalisés : des essais de compression trou non habité (OHC), des essais de compression trou habité sans serrage du boulon et des essais de compression trou habité avec serrage du boulon (FHC). Les résultats de ces essais seront présentés et comparés en termes de critères de qualité de trou. Dans la seconde partie de ce chapitre, une analyse numérique par éléments finis de ces trois types d'essais sera réalisée afin d'améliorer la compréhension des phénomènes d'endommagement. Dans la troisième et dernière partie de ce chapitre, une analyse expérimentale du comportement en fatigue en traction/compression sera réalisée afin d'évaluer l'impact des défauts de paroi sur le cycle de vie d'un avion.

IV.2 Analyse expérimentale du comportement mécanique quasi-statique des stratifiés en compression trouée

Des essais de compression ont été réalisés afin d'évaluer l'influence de l'état de surface sur ce type de sollicitation mécanique. Les géométries de ces éprouvettes sont données en annexe 3.

IV.2.1 Méthodologie expérimentale

Les essais de compression ont été globalement réalisés sur deux types de machines d'essais : une machine électromécanique INSTRON 100kN et une machine hydraulique INSTRON de capacité de chargement de 250kN. Ces deux machines ont été choisies d'une part pour leur disponibilité et d'autre part pour leur capacité de chargement (pour certaines éprouvettes, l'effort à rupture est supérieur à 100kN). Trois types d'essais de compression, qui correspondent à des essais normalisés classiques dans les composites ont été réalisés pour chacun des deux stratifiés de cette étude :

- Des essais de compression trou non habité (open hole compression : OHC), c'est-à-dire sans boulon dans le trou.

- Des essais de compression trou habité (filled hole compression : FHC) c'est-à-dire avec un boulon dans le trou. Les essais FHC sont subdivisés en deux types :
 - Des essais de compression trou habité sans serrage, c'est-à-dire qu'il y a une fixation dans le trou mais pas d'écrou. Cet essai peut être comparable à un essai de compression avec un pion dans le trou (Figure 140a). Il présente l'intérêt de modifier fortement les champs de contraintes locaux entre les efforts passant dans la fixation et ceux passant dans la section nette de l'éprouvette.
 - Des essais de compression trou habité avec serrage du boulon (Figure 140b). Le couple de serrage appliqué est de 7Nm. Cet essai permet d'évaluer l'influence de l'état de surface du trou sur la tenue mécanique des pièces composites dans un assemblage.



Figure 140. Différents types d'essais de compression troués habités réalisés

IV.2.2 Comportement en compression trou non habité

La démarche de travail appliquée pour ces essais est la même que pour les éprouvettes de matage. Dans un premier temps, l'état de surface de toutes les éprouvettes d'essais a été quantifié via les critères d'état de surface normalisés et par les critères de surface portante. Ensuite, dans un second temps, les essais ont été réalisés et les résultats analysés.

Stratifié quasi-isotrope :

Des graphes (Figure 141) illustrant la répartition polaire du Ra sur la surface du trou ont été tracés afin de voir s'il y a une orientation préférentielle des défauts de perçage :

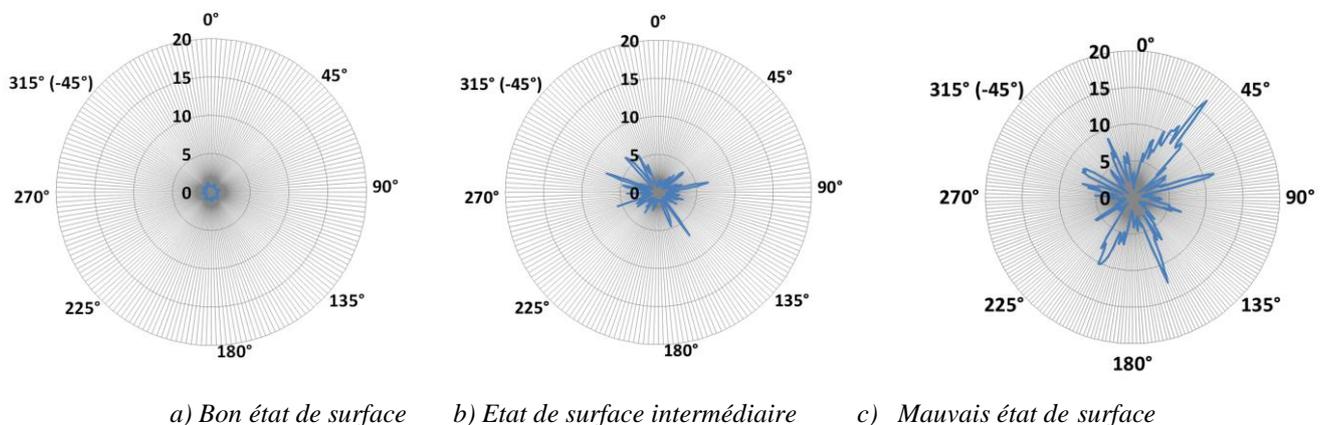


Figure 141. Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration

Comme pour les éprouvettes de matage, aucune orientation préférentielle du Ra_{max} n'a été détectée. La Figure 142 représente les cartographies du rugosimètre d'une éprouvette de chaque configuration. On constate que l'état de surface de la paroi du trou de la mauvaise configuration est beaucoup plus dégradé que celui des autres éprouvettes.

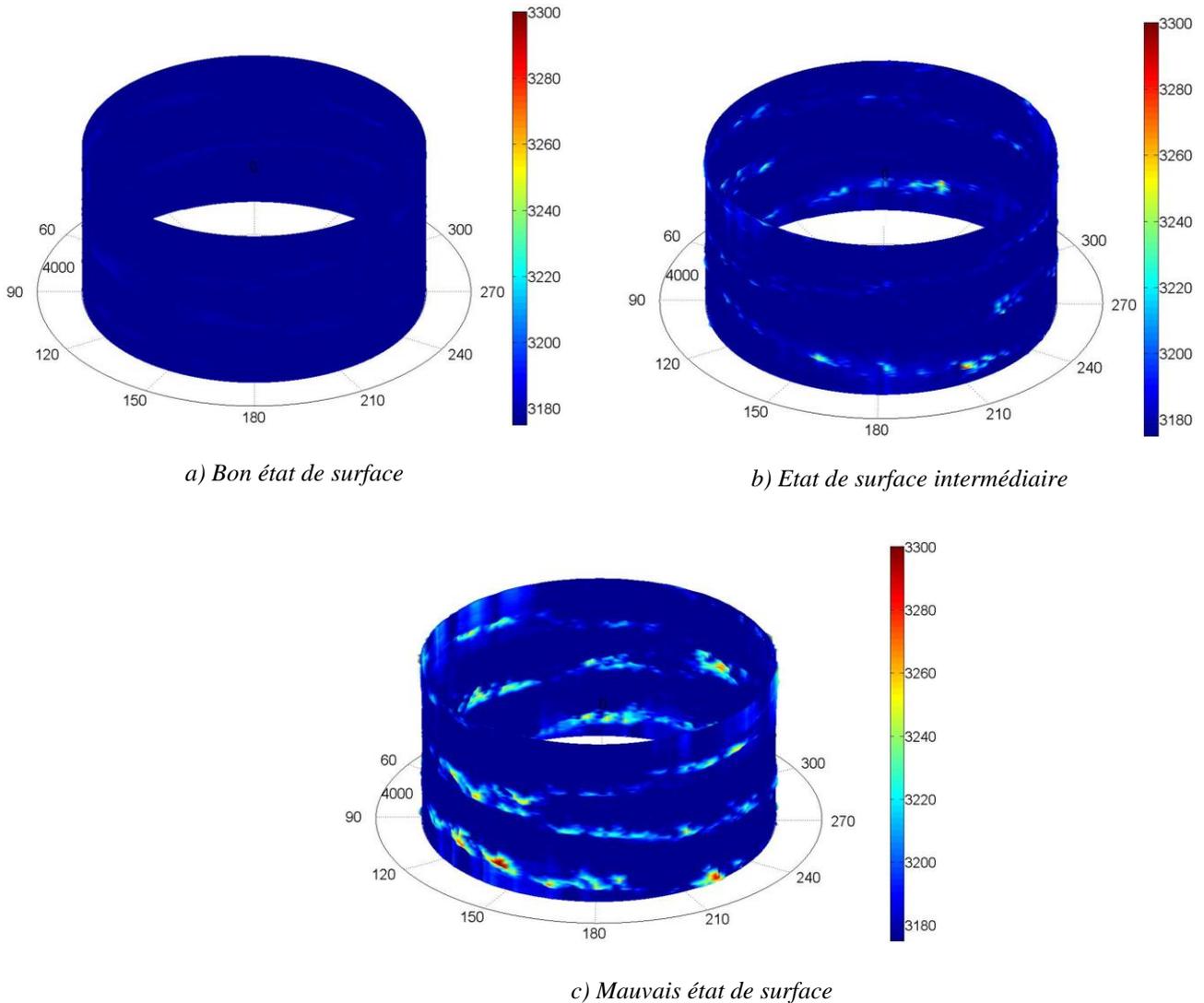


Figure 142. Cartographie de la paroi d'un trou de chaque configuration

La Figure 143 présente l'influence de l'état de surface quantifié par les paramètres normalisés sur la tenue mécanique en compression trou non habité.

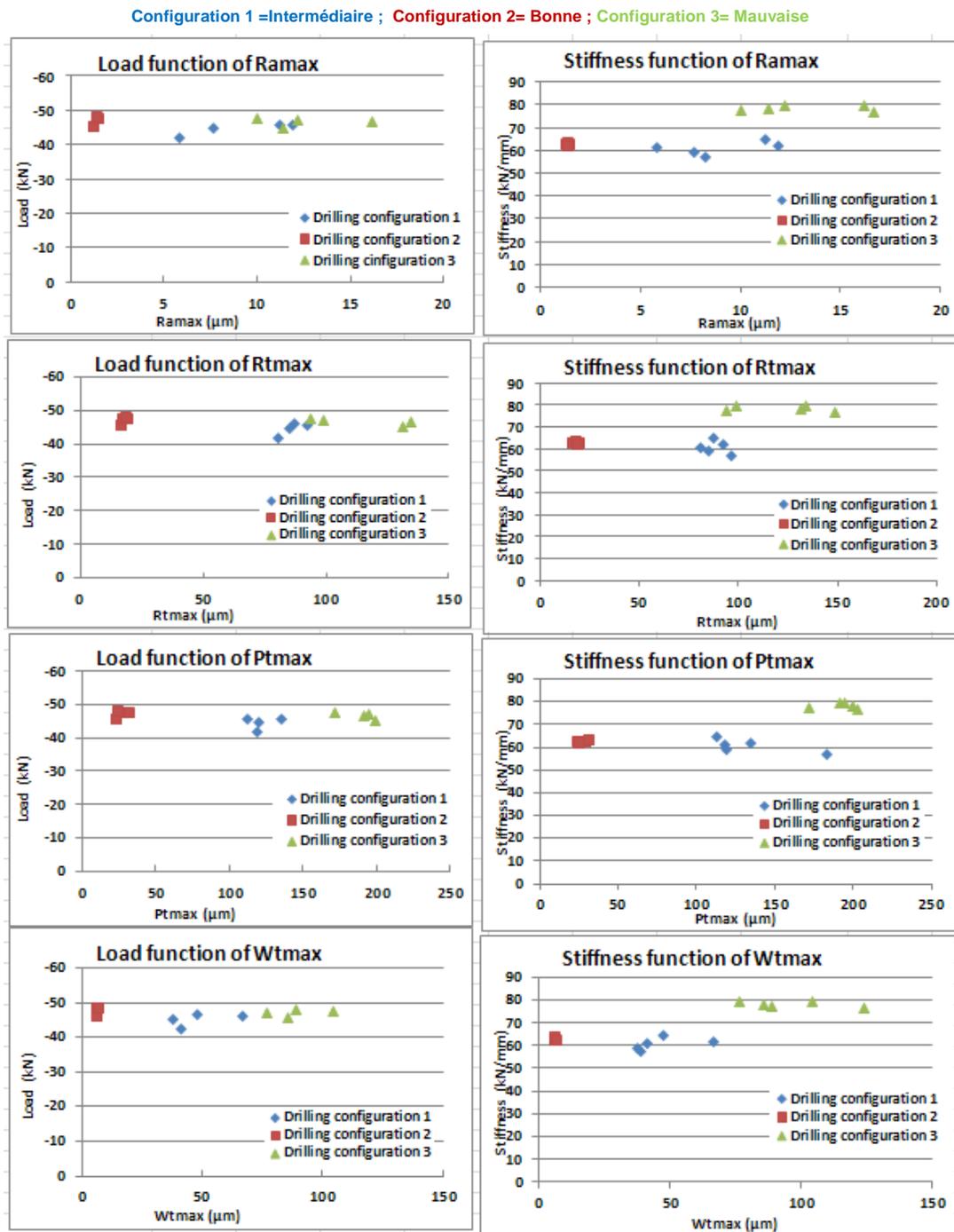


Figure 143. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction des paramètres normalisés d'état de surface.

Les configurations « intermédiaire » et « mauvaise » produisent des Ra relativement proches. Néanmoins l'étude des cartographies de ces éprouvettes a montré que les surfaces portantes de ces mêmes éprouvettes sont assez différentes. C'est ce que l'on peut constater sur la figure qui représente les résultats de ces mêmes essais en termes de critères de portance (Figure 144):

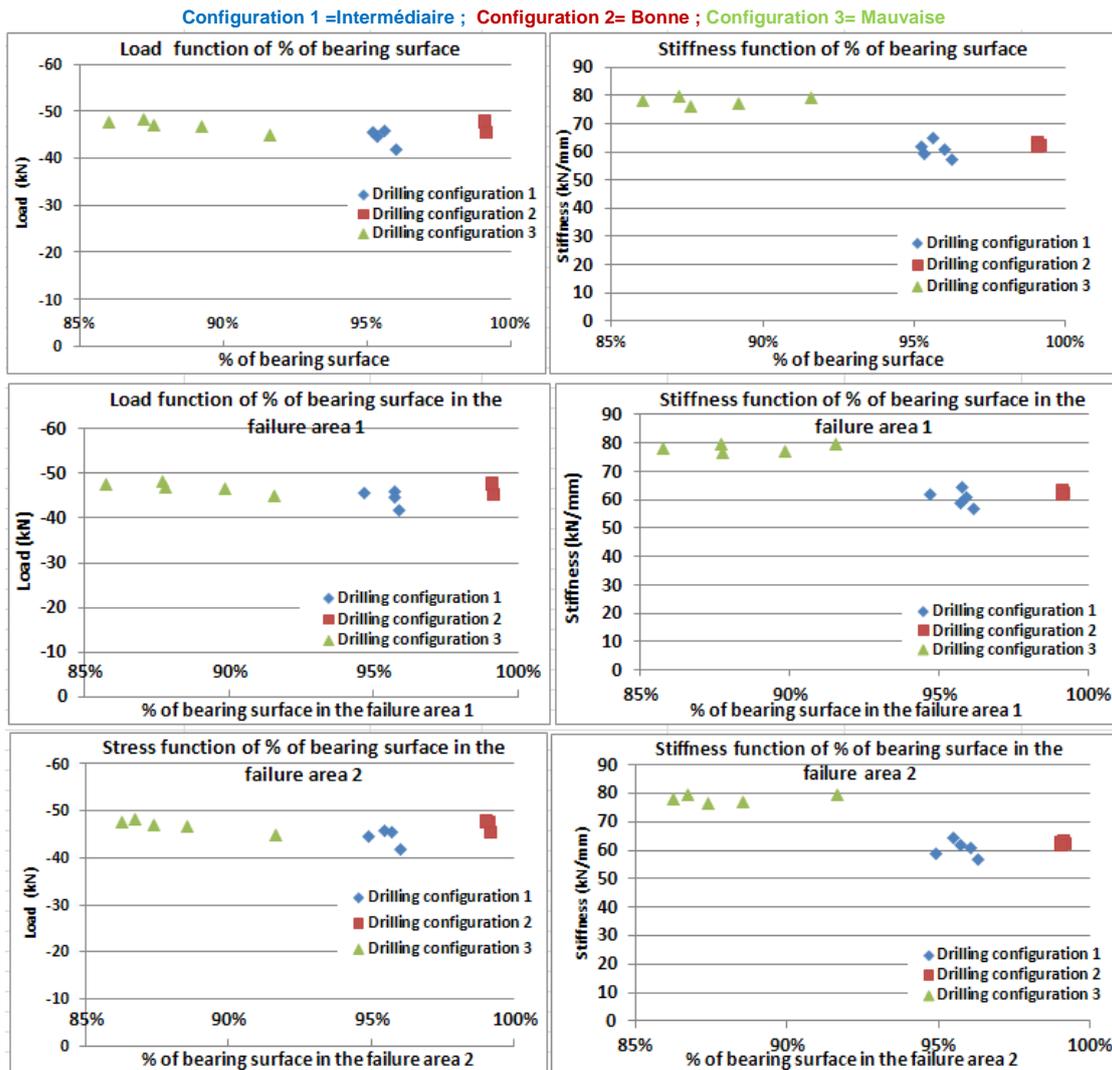


Figure 144. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante

L'état de surface des éprouvettes de la configuration « intermédiaire » est plus proche de celui de la « bonne » configuration que de celui de la « mauvaise » configuration.

Les courbes d'essais des éprouvettes de compression trou non habité sont présentées sur la Figure 145. La représentation est volontairement différenciée entre la « mauvaise » configuration et les autres car ces essais ont été faits à partir de nouvelles fabrications d'éprouvettes et sur une machine différente. Il s'agit dans tous les cas d'essais de compression.

Les courbes d'essais sont caractéristiques de la compression, avec un comportement non linéaire (comportement non linéaire de la fibre T700 en compression) et une rupture brutale de l'éprouvette caractérisée par la chute de l'effort. On constate que les éprouvettes présentant un mauvais état de surface ont une raideur plus importante que celle des autres éprouvettes. Cette différence de raideur est due au fait que ces éprouvettes ne viennent pas de la même plaque que les éprouvettes des deux autres configurations de perçage et donc que la longueur d'éprouvette serrée dans les mors de la machine d'essai est plus grande pour les éprouvettes de la « mauvaise » configuration que celle des autres éprouvettes.

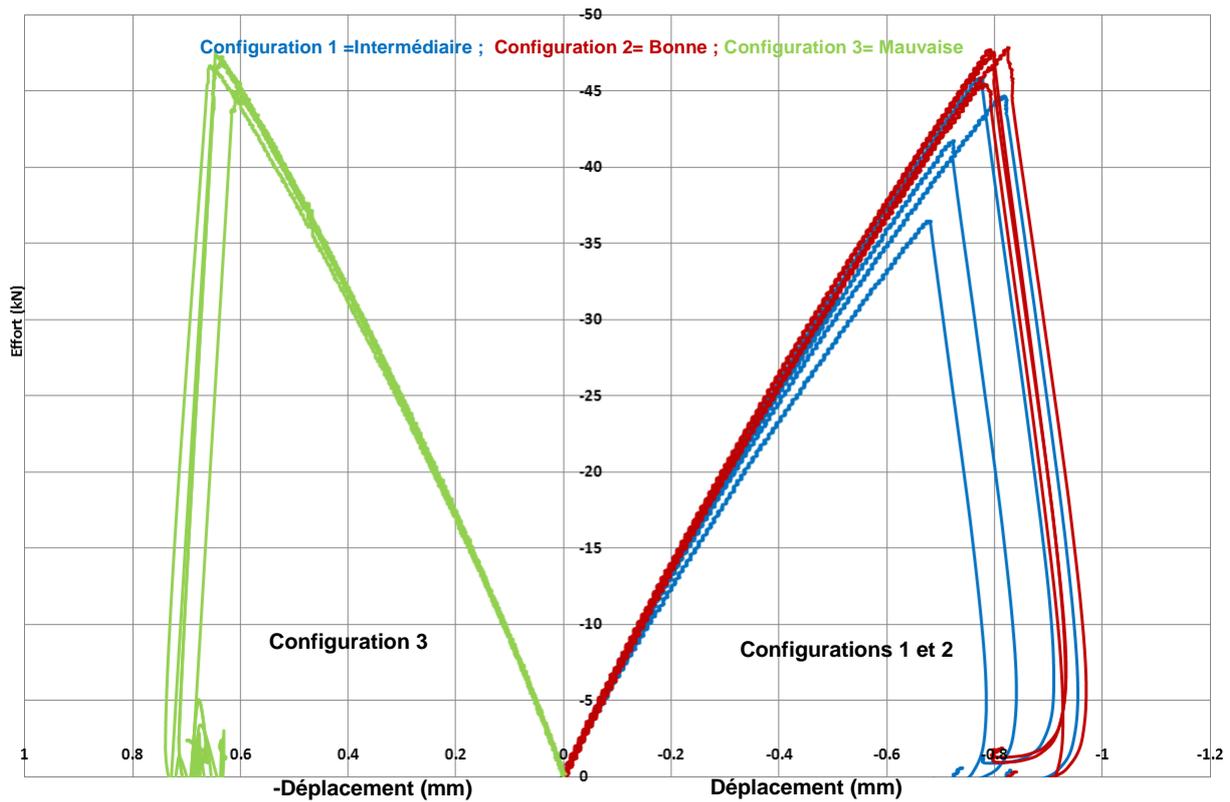
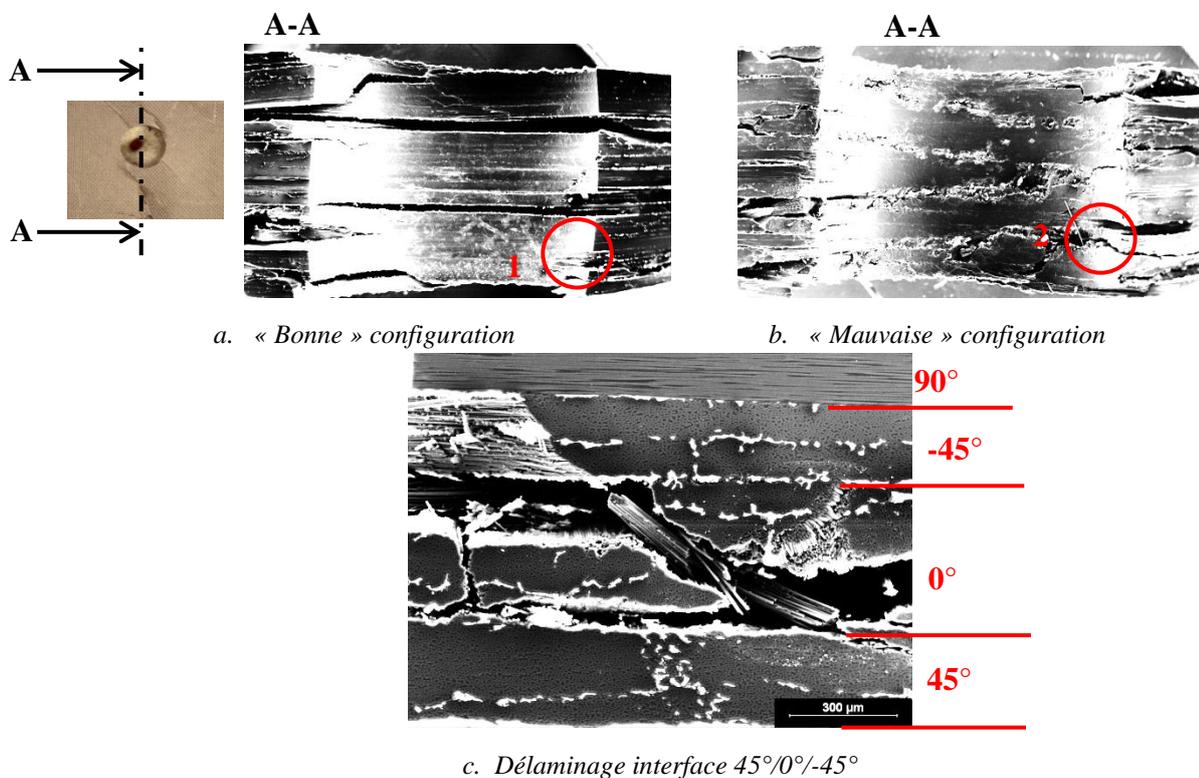


Figure 145 Comportement en compression trou non habité sans serrage des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope

Les faciès de rupture de ces éprouvettes restent néanmoins cohérents avec ce que l'on peut observer pour les autres éprouvettes comme on peut le constater sur la Figure 146.



a. « Bonne » configuration

b. « Mauvaise » configuration

c. Délaminage interface 45°/0°/-45°

Figure 146 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou non habité

La rupture part du bord du trou et se propage jusqu'aux extrémités des éprouvettes. C'est le faciès caractéristique de la rupture en cisaillement avec pour conséquence « l'ouverture » hors plan de l'éprouvette. Il est à noter que pour ce type d'essai, l'emploi du terme « surface portante » est un abus de langage car la surface du trou ne porte rien étant donné qu'il n'y a pas de fixation dans le trou. On peut constater en observant les deux faciès de rupture qu'il n'y a effectivement pas de matage de la paroi du trou. On retrouve pour les deux éprouvettes les mêmes interfaces « délaménées » (repères 1, 2 et Figure 146c délamination interface $45^\circ/0^\circ/-45^\circ$). On remarque la présence de bandes de plissement à 0° caractéristiques du mode de rupture microscopique (kinking) en compression. Les mécanismes d'endommagement ne sont donc pas les mêmes que pour un essai de compression trou habité. La rupture des éprouvettes part du bord du trou et semble se propager vers l'extérieur de l'éprouvette.

L'idée de calculer le pourcentage de surface portante dans les zones de rupture vient du fait que l'on peut penser que lorsqu'il y a un défaut de perçage dans cette zone, il pourrait y avoir des endommagements prématurés des plis adjacents à ce défaut, précipitant ainsi la rupture de l'éprouvette. Apparemment ce n'est pas le cas ici. Les mécanismes d'endommagement en compression semblent prépondérants sur l'état de surface du trou. En effet, la rupture en compression trou non habité est pilotée par la rupture des fibres à 0° dans l'axe perpendiculaire à l'axe du chargement. Ces plis commencent à s'endommager en bord de trou en raison de la forte concentration de contraintes dans cette zone, ensuite, une fois l'endommagement initié, des délaminages apparaissent entre ces plis à 0° et les plis adjacents précipitant ainsi la rupture de l'éprouvette. Il est possible que des défauts de perçage situés en bord de trou sur les plis qui reprennent le plus d'efforts (plis à 0°) aient une influence sur la tenue mécanique des éprouvettes. La raison pour laquelle ce n'est pas le cas pour ces éprouvettes est que ces défauts de perçage ne sont pas localisés en face de l'axe du chargement. Lors des essais de matage, il a été démontré que la localisation des défauts de perçage est importante. Les défauts de perçage situés sur les plis à 0° sont orientés à -45° par rapport à l'axe du chargement. Ces défauts ne peuvent donc pas (ou très peu) influencer les performances mécaniques des éprouvettes (Figure 147). Il semblerait donc que le comportement en compression trou non habité des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope n'est pas influencé par l'état de surface du trou

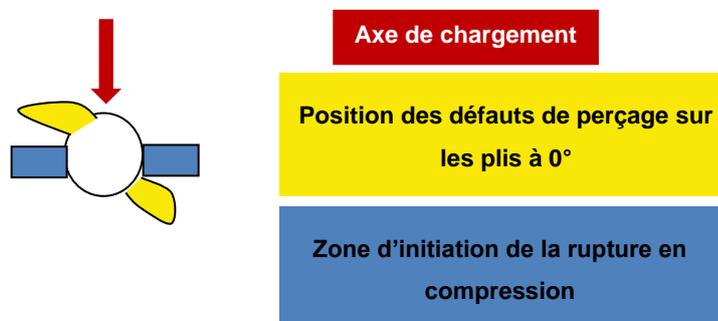


Figure 147. Position des défauts de perçage sur les plis à 0° et des zones d'initiation des ruptures par rapport à l'axe du chargement en compression trou non habité

Stratifié fortement orienté :

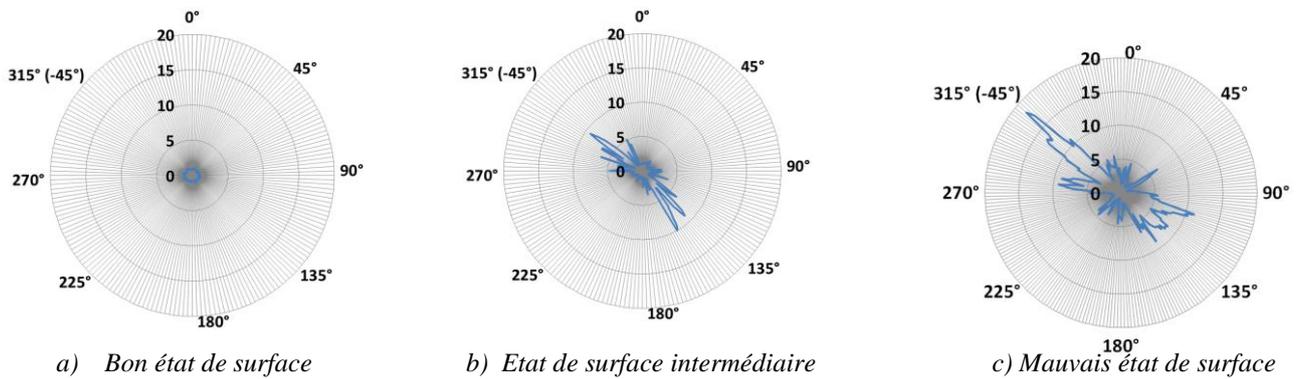


Figure 148 Représentation polaire de la rugosité pour une éprouvette de chaque configuration

Comme pour le stratifié quasi-isotrope, des graphes (Figure 148) illustrant la répartition polaire du Ra sur la surface du trou ont été tracés. Il apparaît cette fois une orientation préférentielle du Ra à -45° et à 135° du fait que pour ce stratifié une majorité de plis à 0° et que pour ces plis à 0° , les défauts de perçage les plus importants sont situés à -45° par rapport à la direction principale des fibres. Les cartographies des trous de la Figure 149 montrent clairement que l'éprouvette de la « mauvaise » configuration a un état de surface beaucoup plus dégradé que celui des autres éprouvettes.

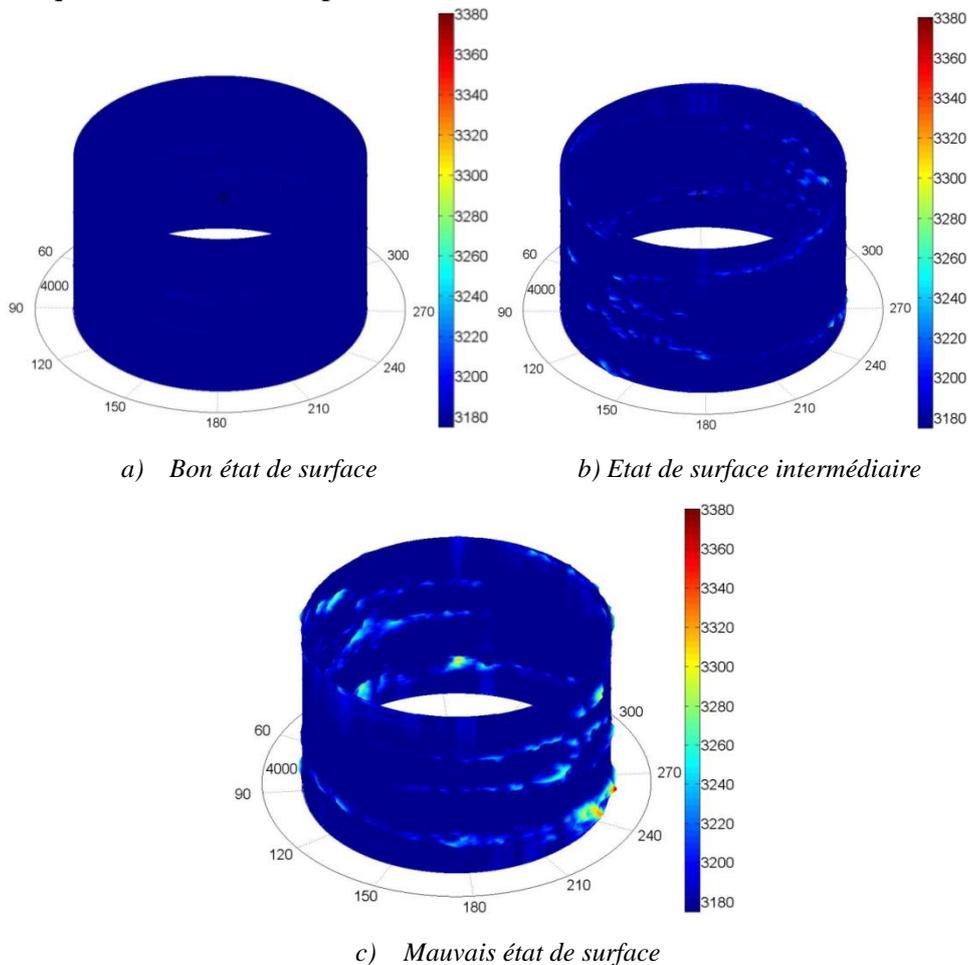


Figure 149. Cartographie de la paroi d'un trou de chaque configuration

La Figure 150 présente l'influence de l'état de surface quantifié par les paramètres normalisés sur la tenue mécanique en compression trou non habité.

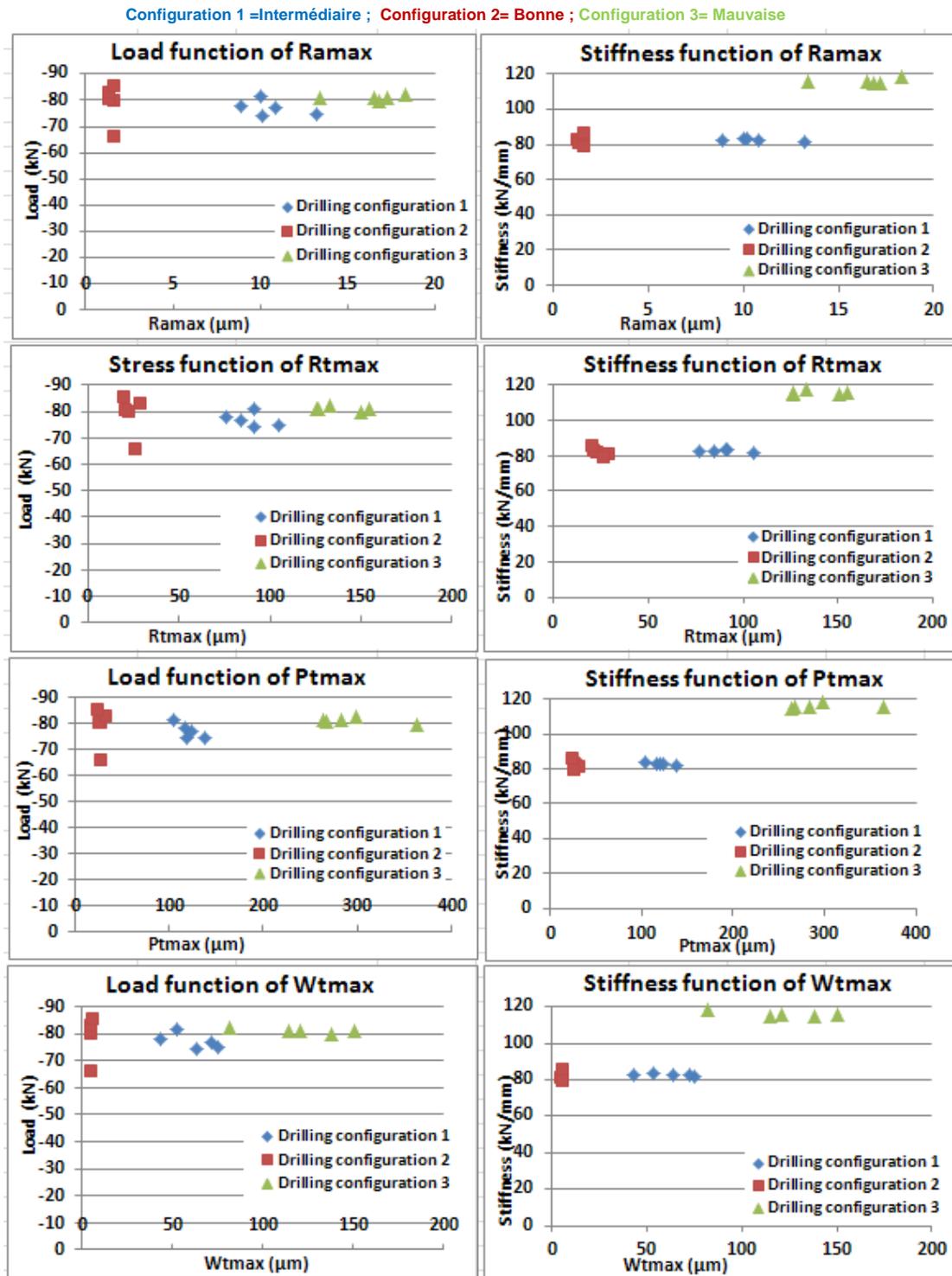


Figure 150. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction des paramètres normalisés d'état de surface

La raideur des éprouvettes de la « mauvaise » configuration est plus importante que celle des éprouvettes des deux autres configurations pour les mêmes raisons évoquées pour le stratifié

quasi-isotrope. Encore une fois, au regard des résultats de mesures d'état de surface, on se rend compte que pour les configurations «intermédiaire» et «mauvaise» certaines éprouvettes ont quasiment la même valeur de $R_{a_{max}}$ ou de Wt_{max} . L'étude des cartographies de ces éprouvettes a montré que les surfaces portantes de ces mêmes éprouvettes sont assez différentes. C'est ce que l'on peut constater sur la Figure 151 qui représente les résultats de ces mêmes essais en termes de critères de portance.

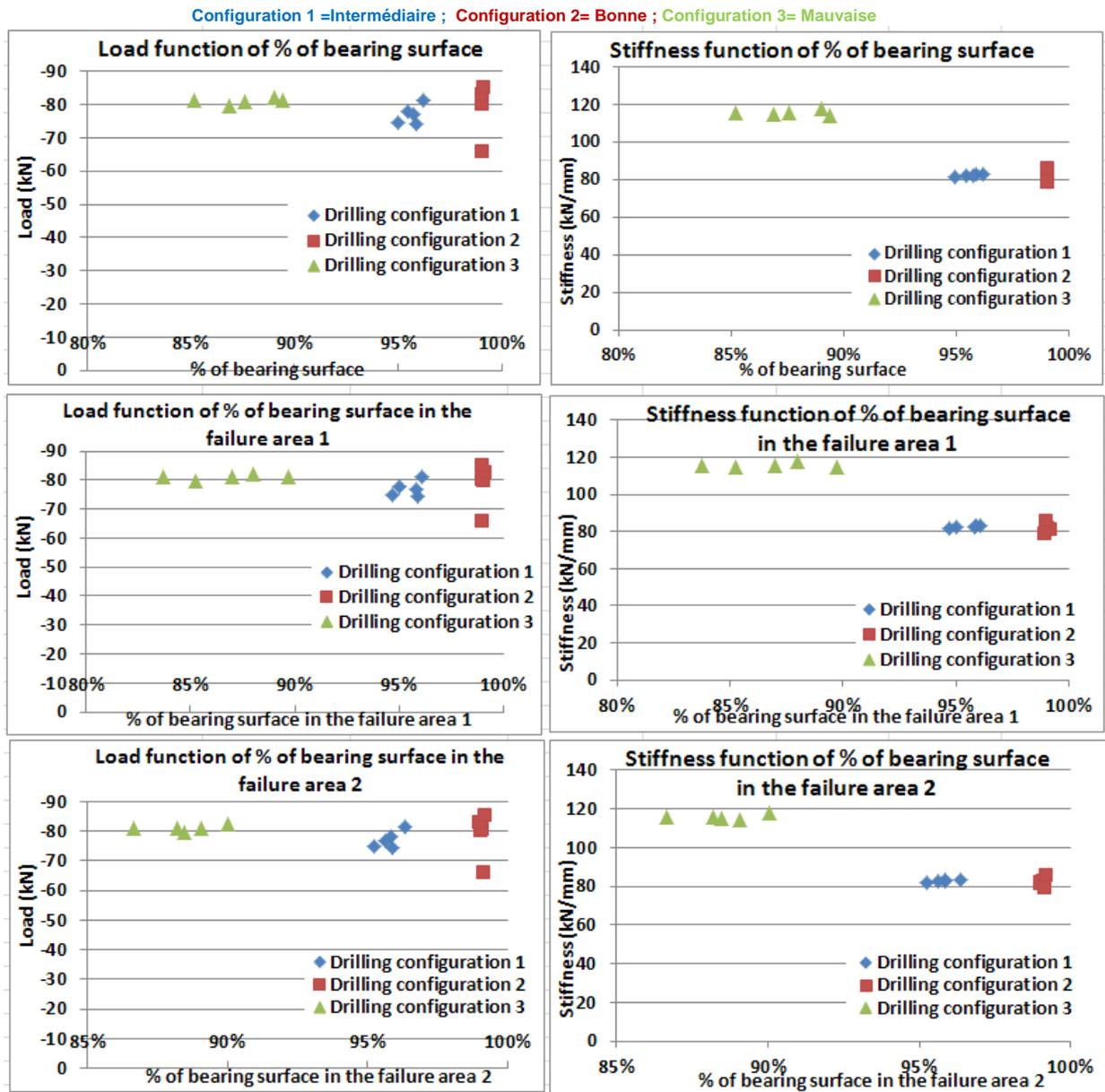


Figure 151 . Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.

L'état de surface des éprouvettes de la configuration «intermédiaire» est plus proche de celui de la «bonne» configuration que de celui de la «mauvaise» configuration. Les courbes des

essais de compression trou non habité pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté sont présentées sur la Figure 152.

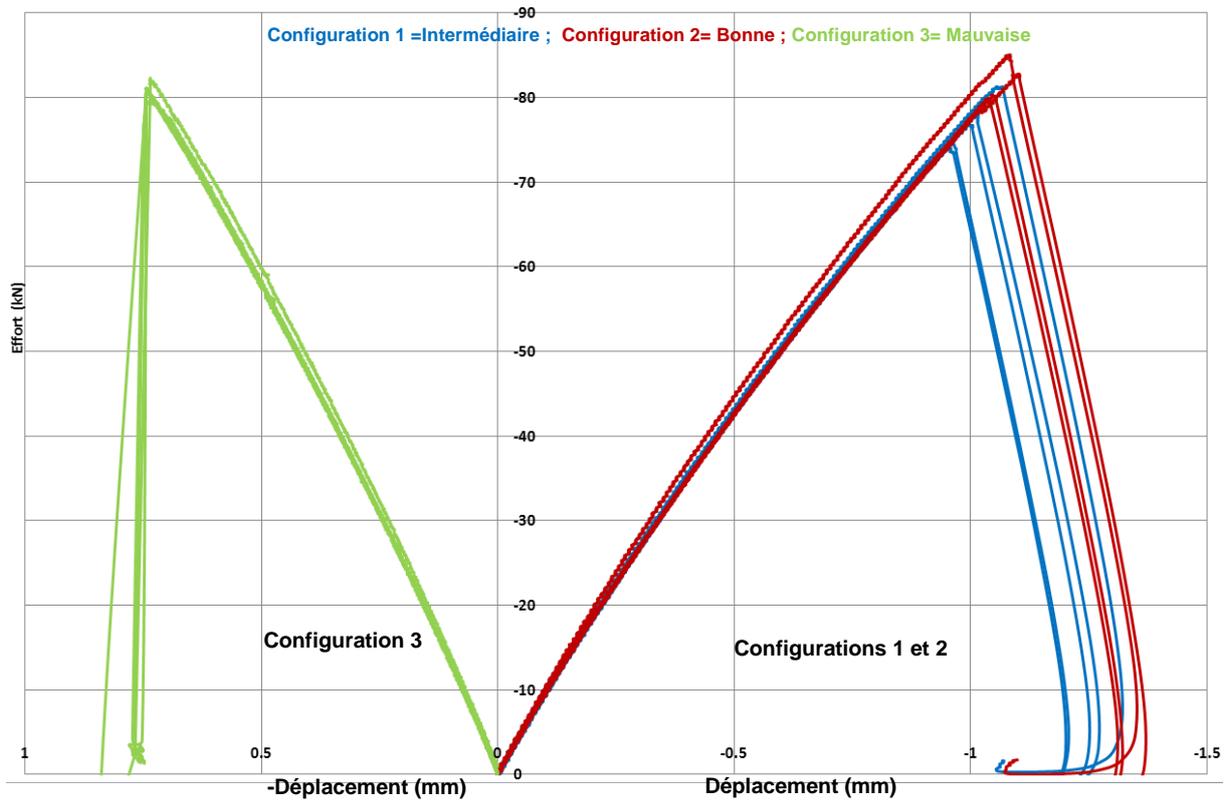


Figure 152 Comportement en compression trou non habité sans serrage des éprouvettes du stratifié fortement orienté

Comme pour le stratifié quasi-isotrope, les éprouvettes du stratifié fortement orienté présentent un comportement non linéaire caractéristique de la compression jusqu'à la rupture brutale des éprouvettes. Les faciès de rupture des éprouvettes sont bien ceux de la rupture en compression comme pour les éprouvettes quasi-isotropes (Figure 153).

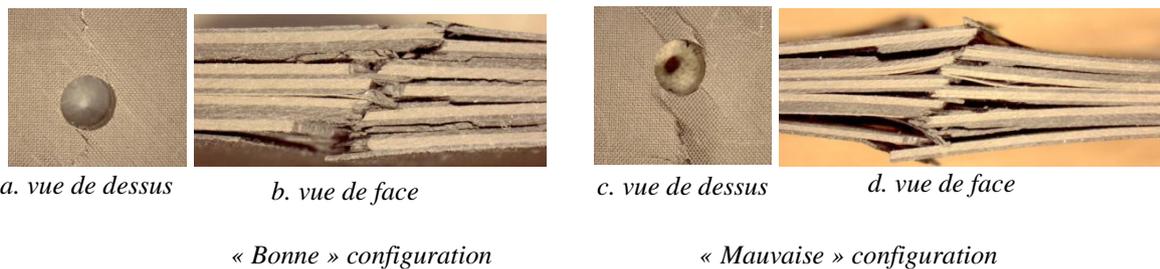


Figure 153 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou non habité

Les mêmes tendances que pour le stratifié quasi-isotrope sont observées. L'état de surface des éprouvettes n'a pas d'influence sur la tenue mécanique des éprouvettes en compression trou non habité.

Au terme de ces essais de compression trou non habité, les principales conclusions que l'on peut en tirer sont :

- La rupture en compression trou non habité est pilotée par la rupture des fibres à 0° dans l'axe perpendiculaire à l'axe du chargement. Ces plis commencent à s'endommager en bord de trou en raison de la forte concentration de contraintes dans cette zone. Ensuite, une fois l'endommagement initié, des délaminages apparaissent entre ces plis à 0° et les plis adjacents précipitant ainsi la rupture de l'éprouvette. La modélisation numérique de ces essais de compression permettra de valider ce scénario de rupture.
- Les défauts de perçage pourraient avoir une influence s'ils sont localisés sur les plis à 0° dans l'axe du chargement. Ces défauts pourraient peut-être avoir une influence sur la tenue mécanique dans le cas d'un chargement bi-axial.

Pour la suite des essais, pour des raisons de concision de ce chapitre, les résultats des essais ne seront présentés qu'en termes d'influence de la surface portante sur la tenue mécanique des éprouvettes.

IV.2.3 Comportement en compression trou habité sans serrage du boulon (avec un pion)

Stratifié quasi-isotrope :

Ces essais n'ont été réalisés que pour deux configurations de perçage « bonne » et « mauvaise », étant donné que la configuration « intermédiaire » est très proche de la « bonne » configuration » en termes de surface portante. La Figure 154 représente l'évolution de l'effort en compression et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante.

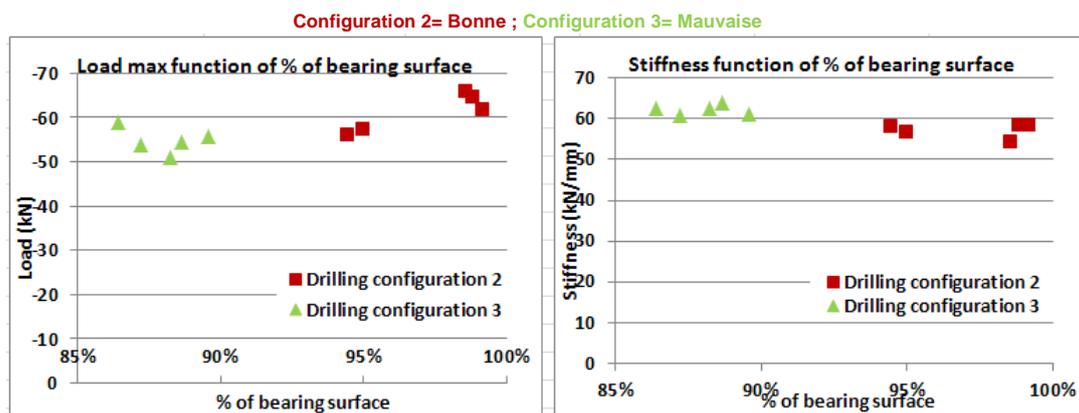


Figure 154. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante

Les valeurs des pourcentages de surface portante de ces éprouvettes sont équivalentes à celles des éprouvettes des essais de compression trou non habité. L'effort à rupture chute d'environ 10% pour les éprouvettes de la « mauvaise » configuration. Aucune influence sur la raideur n'est observée.

Les résultats des essais de compression trou habité avec un pion pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope sont présentés à travers les courbes de la Figure 155.

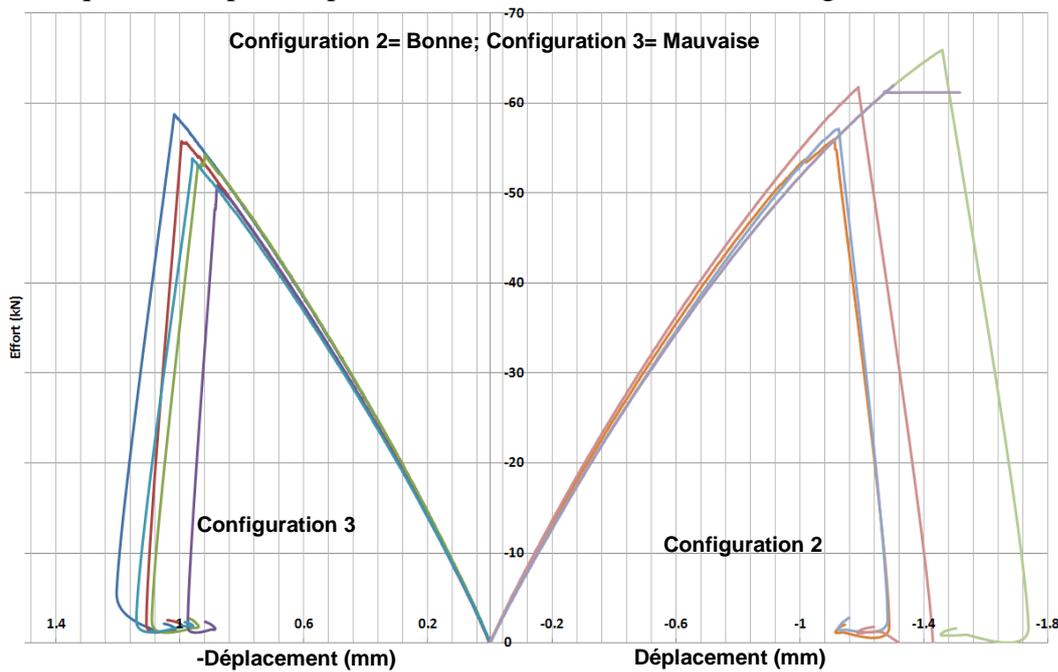


Figure 155 Comportement en compression trou habité sans serrage des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope

Les courbes d'essais présentent un comportement non linéaire plus important que celui observé pour les éprouvettes de compression trou non habité. Il est la conséquence de la combinaison des sollicitations en matage/compression que l'on peut observer dans ce type d'essai. La rupture des éprouvettes est brutale comme pour les éprouvettes de compression trou non habité. Les éprouvettes de la « bonne » configuration présentent un effort à rupture de 11% plus important que celui des éprouvettes de la « mauvaise » configuration. Néanmoins, aucune influence de cet état de surface n'a été observée sur la raideur des éprouvettes.

Les faciès de rupture en compression trou habité avec un pion des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope sont présentés sur la Figure 156:

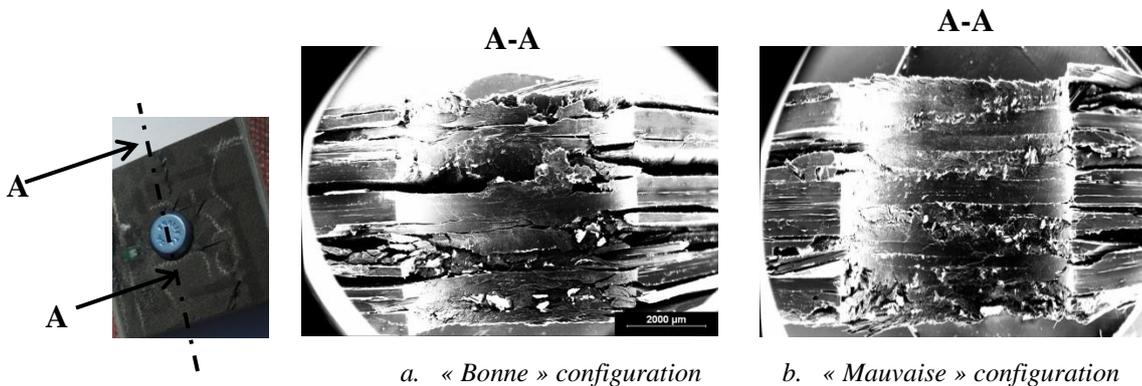


Figure 156 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou habité avec un pion

Contrairement aux éprouvettes de compression trou non habité, on constate que le trou a subi une sollicitation de matage. La rupture des éprouvettes est liée à la combinaison des modes de rupture en matage et en compression. En effet, on observe la présence en bord de trou des

délaminaux aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ en plus de l'écrasement de la surface portante du boulon liée au matage du trou par la fixation.

Stratifié fortement orienté :

La Figure 157 représente l'évolution de l'effort en compression et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté. Les valeurs des pourcentages de surface portante de ces éprouvettes sont équivalentes à celles des éprouvettes des essais de compression trou non habité. L'effort à rupture chute d'environ 10% pour les éprouvettes de la « mauvaise » configuration. Aucune influence sur la raideur n'est observée.

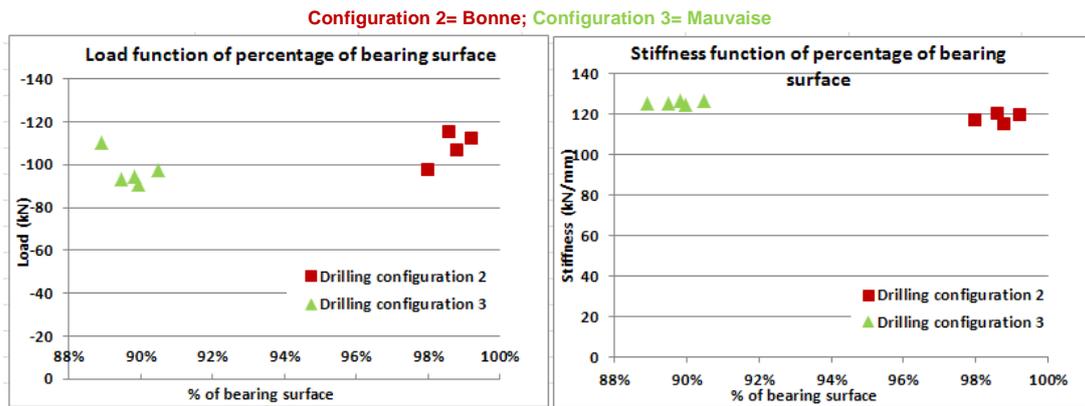


Figure 157 Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante

Les résultats d'essais sont présentés à travers les courbes de la

Figure 158 :

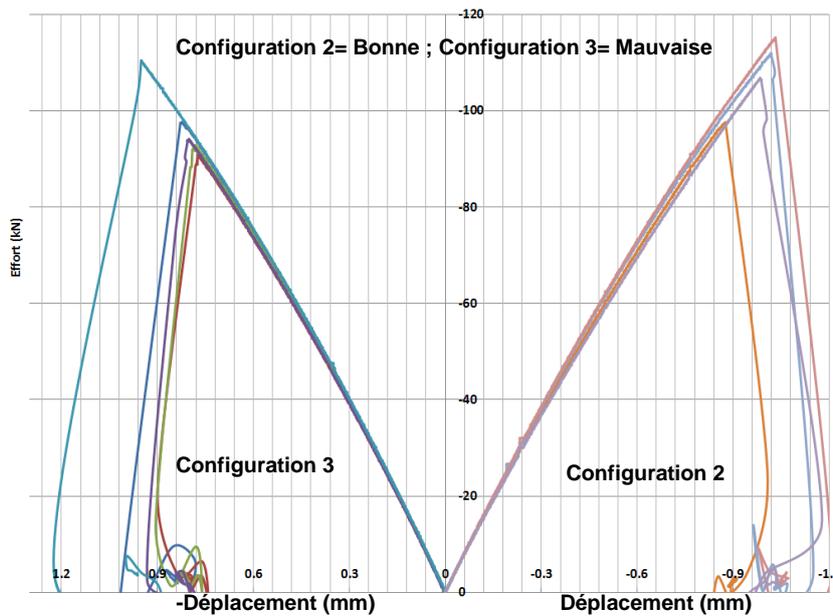


Figure 158 Comportement en compression trou habité sans serrage des éprouvettes du stratifié fortement orientées

Comme pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope, la non-linéarité des courbes est accentuée dans ce type d'essai en comparaison avec les essais de compression trou non habité et la rupture est brutale. Les éprouvettes de la « bonne » configuration semblent avoir une meilleure tenue en compression trou habité sans serrage que les éprouvettes de la « mauvaise » configuration.

Pour ce type d'essai, contrairement aux essais de compression trou non habité, il y a un contact entre la paroi du trou et la fixation. Les mécanismes d'endommagement ne sont donc pas les mêmes. Dans l'axe de la sollicitation mécanique, les principaux défauts de perçage sont situés sur les plis -45° . Pour le stratifié quasi-isotrope, les plis adjacents à ces plis à -45° sont les plis à 0° . Comme on a pu le voir lors des essais sur tranche, les plis à 0° directement en contact avec les défauts de perçage sont les premiers à s'endommager. Pour une éprouvette sans défauts de perçage, tous les plis à 0° du stratifié s'endommagent quasi-simultanément, à des niveaux de charge supérieurs à ceux des plis à 0° en contact avec des défauts dans le cas d'une éprouvette présentant des défauts de perçage. Par la suite des délaminages aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ apparaissent et se propagent le long du stratifié. Etant donné qu'il n'y a pas de serrage pour empêcher ces délaminages de progresser, la rupture en compression arrive plus rapidement pour les éprouvettes ayant d'importants défauts de perçage que pour les autres. Ces phénomènes se produisent de façon très localisée et on peut penser que tous les plis adjacents à des défauts de perçage ont tendance à « casser » prématurément. Les mécanismes conduisant à la rupture des éprouvettes sont bien plus complexes et résultent de la combinaison de tous les endommagements localisés autour des défauts de perçage.

Le fonctionnement « normal » d'un assemblage se fait avec des fixations correctement installées et serrées. Afin de voir l'influence de l'état de surface dans un cas de fonctionnement usuel, des essais de compression avec serrage du boulon ont été réalisés.

IV.2.4 Comportement en compression trou habité avec serrage du boulon

Les essais précédemment réalisés ont permis de voir qu'en compression trou habité avec un pion, l'état de surface des éprouvettes peut avoir une influence sur leur tenue mécanique. Néanmoins, il est important de voir comment se comportent les éprouvettes dans un cas « normal » d'utilisation du boulon.

Stratifié quasi-isotrope :

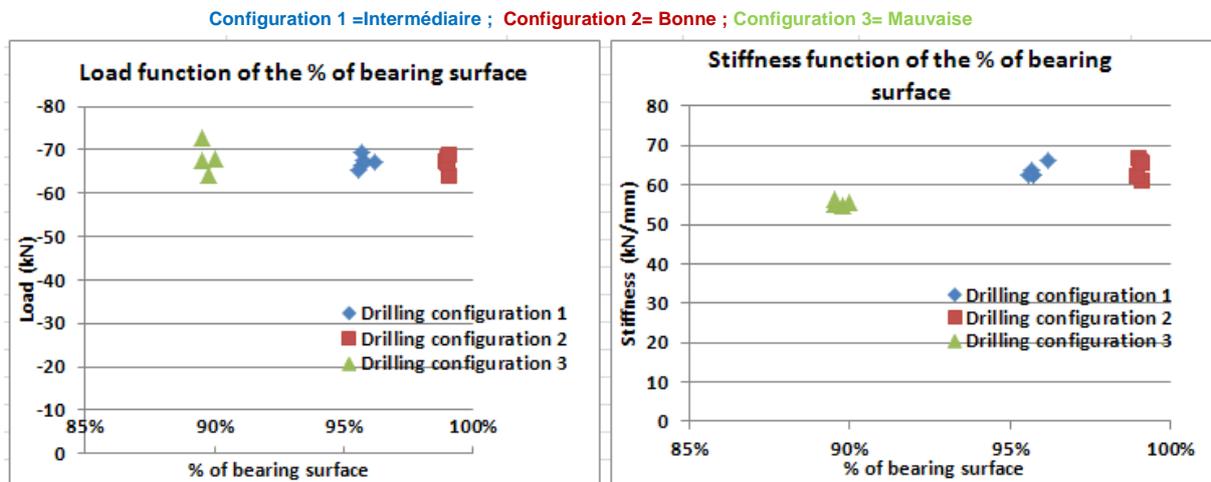


Figure 159. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante

La Figure 159 représente l'évolution de l'effort à rupture et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante. Les courbes de comportement en compression trou habité avec serrage sont présentées dans la Figure 160.

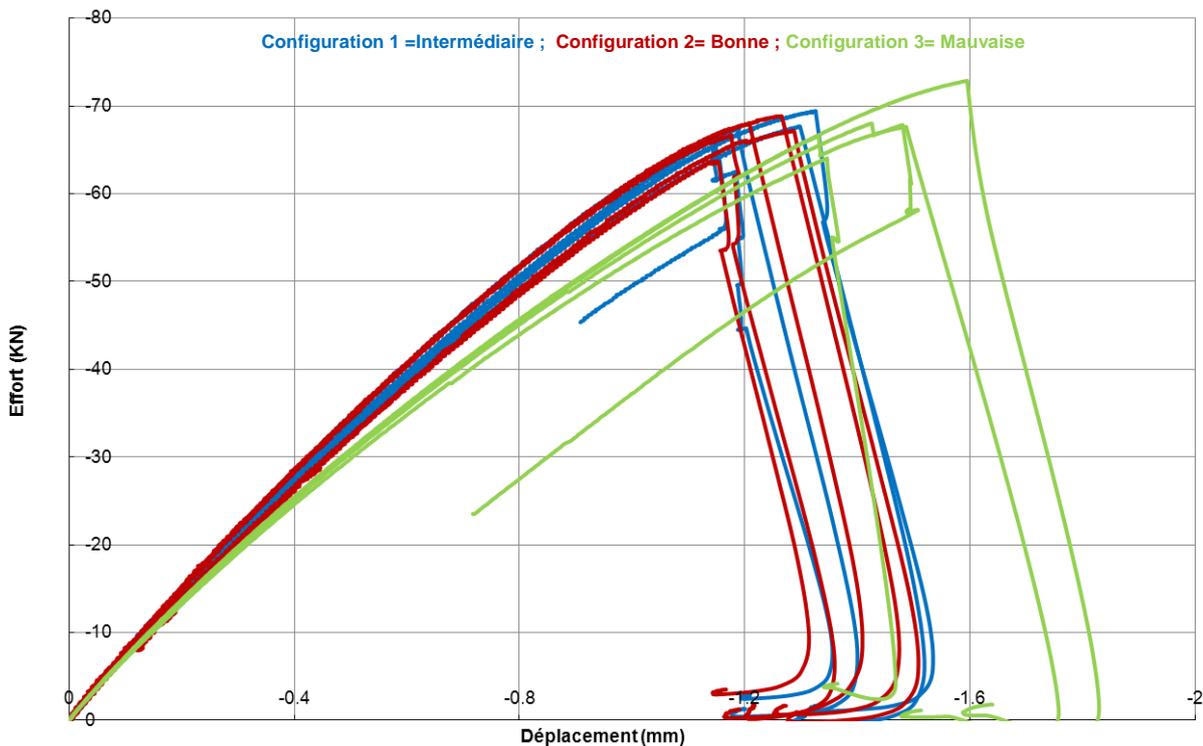


Figure 160 Comportement en compression trou habité avec serrage des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope

Le comportement des éprouvettes en compression trou habité avec serrage est non linéaire (quasiment depuis le début des essais). Ceci résulte du fait que dans ce type d'essai, en plus de

la combinaison entre les phénomènes de compression et de matage, il y a le frottement dans la zone de contact tête de la fixation /éprouvette composite et écrou/éprouvette composite. De plus, le serrage du boulon assure le confinement de la zone sous la tête de la fixation et sous l'écrou. Les délaminages sont retardés et les endommagements sont plus progressifs. La rupture de l'éprouvette est brutale et caractérisée par la chute de l'effort observée sur la courbe. On peut constater qu'il n'y a aucune influence de l'état de surface du trou sur la tenue mécanique en compression trou habité avec serrage du boulon (effort à rupture et raideur). La différence de raideur observée est probablement liée à la légère différence de longueur serrée dans les mors de la machine pour ces éprouvettes.

Les faciès de rupture en compression trou habité avec serrage du boulon des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope sont présentés sur la Figure 161:

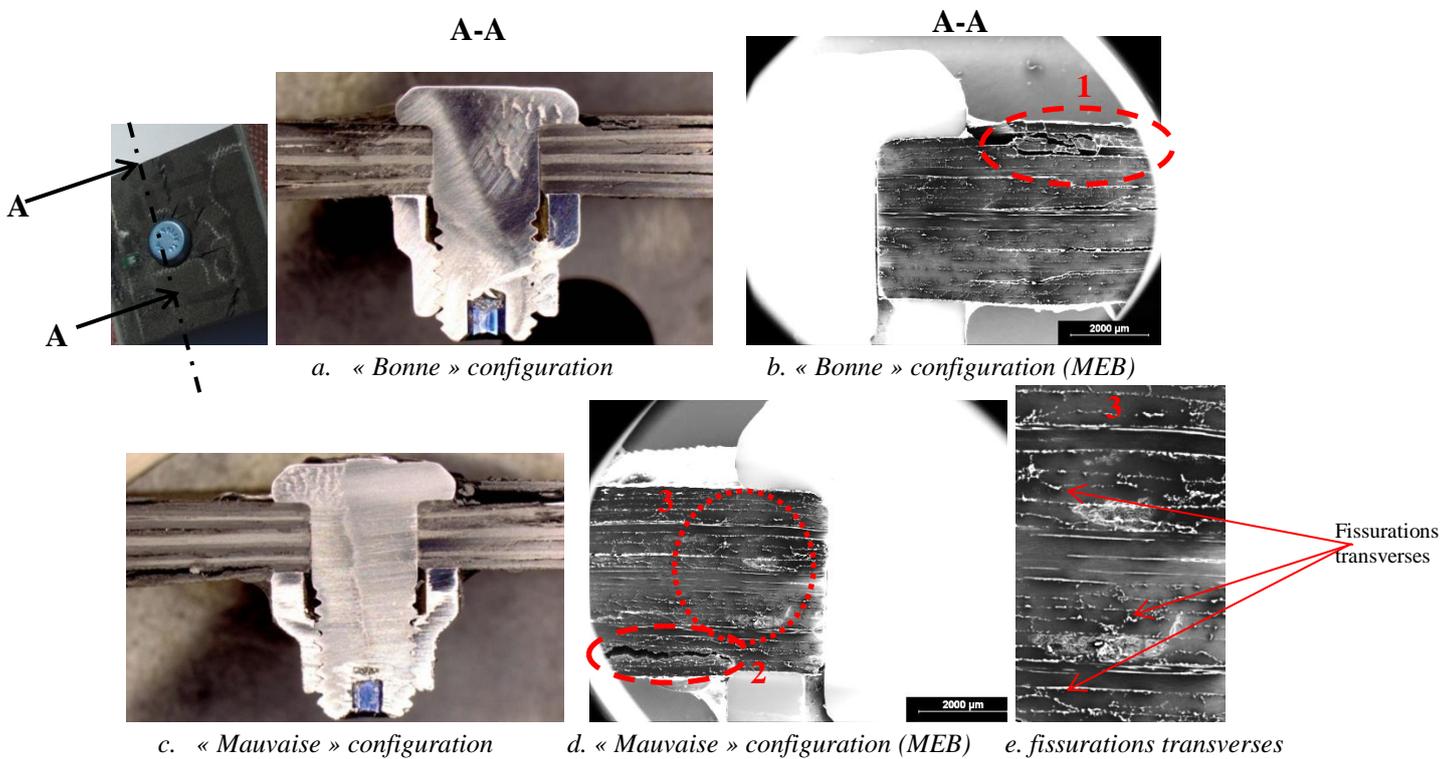


Figure 161 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou habité avec serrage

Les faciès de rupture montrent clairement l'influence du serrage du boulon sur le mode de rupture des éprouvettes. En effet, on peut constater que la zone sous tête et écrou (pour les deux configurations) ne présentent pas de délaminages. Ces derniers apparaissent après la tête de la fixation et l'écrou (repères 1 et 2). Le confinement (σ_{33}) réalisé par le serrage limite les contraintes de cisaillement hors plan (σ_{13} et σ_{23}) responsables du délaminage aux interfaces. La sollicitation de matage pour ce type d'essais est moins importante que pour les essais de compression avec un pion. En effet, l'effort de compression hors-plan lié au serrage réduit le « déplacement » de la fixation dans l'alésage. De plus, pour ces essais, on peut remarquer sur le repère 3 de la fissuration transverse dans les plis principalement localisée dans la zone sous tête et écrou. Etant donné que la création des délaminages est fortement ralentie par le serrage dans cette zone, l'éprouvette continue à s'endommager en cisaillement plan. Ce phénomène

est plus marqué pour les essais de compression trou habité avec serrage que pour les deux autres types d'essais de compression réalisés.

Stratifié fortement orienté :

La Figure 162 représente l'évolution de l'effort à rupture et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante. Les courbes d'essais de compression trou habité avec serrage pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté sont présentées sur la Figure 163.

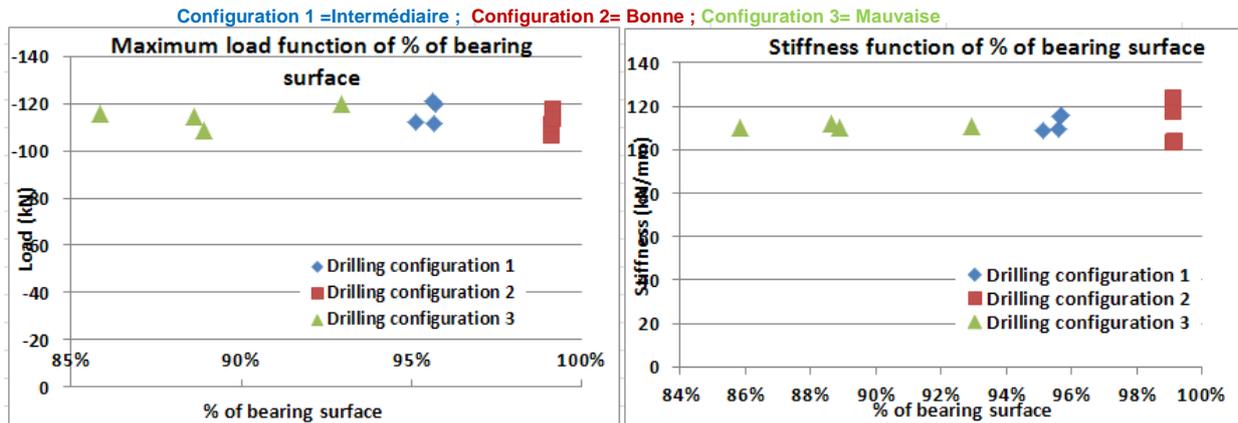


Figure 162. Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante.

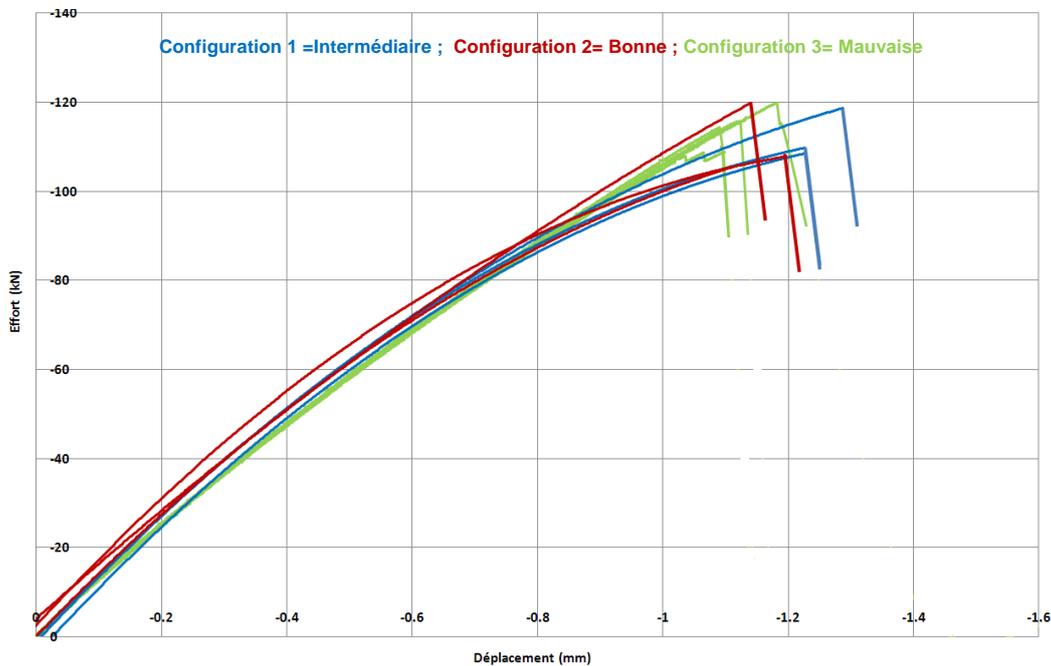


Figure 163 Comportement en compression trou habité avec serrage des éprouvettes du stratifié fortement orienté

Comme pour le stratifié quasi-isotrope, on remarque que la courbe est fortement non linéaire en raison des différents modes d'endommagement menant à la rupture des éprouvettes. Les Figure 164a, b, c, d représentent les faciès de rupture de ces éprouvettes.



Figure 164 Faciès de rupture des éprouvettes de compression trou non habité

Les faciès de rupture sont caractéristiques de la compression trou habité. On observe une rupture non plus perpendiculaire à l'axe du chargement comme pour les éprouvettes des essais de compression trou non habité, mais orientée à -45° environ par rapport à cet axe. Ceci résulte du matage du trou par la fixation. En effet, les plis à 45° dans ce type d'essai reprennent beaucoup d'effort dans cette direction et des délaminages aux interfaces $45^\circ/\theta^\circ$ peuvent arriver consécutivement à la rupture de ces plis. Les mécanismes d'endommagement sont plus complexes et nécessitent un dialogue calcul numérique/essais.

Les scénarios de rupture en matage/compression mis en lumière par les essais sur tranche, permettent d'extrapoler et de proposer un scénario de rupture en compression trou habité avec serrage. Le serrage assure le confinement et ralentit la propagation des délaminages le long du stratifié. Les essais sur tranche ont démontré que l'application d'un effort de compression dans l'épaisseur du stratifié (assimilé au serrage) a permis de ralentir la propagation des délaminages aux interfaces. En effet, pour une éprouvette sans défauts, les plis à 0° du stratifié s'endommagent quasi-simultanément et donc les délaminages aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ apparaissent simultanément. Avec l'application d'un effort de compression dans l'épaisseur, ces délaminages apparaissent plus tard et ont du mal à se propager, la rupture finale arrive dans ce cas lorsque ces délaminages ont progressé et se sont propagés hors de la zone de confinement. Pour une éprouvette avec des défauts de perçage, les plis à 0° adjacents au défaut s'endommagent en premier, néanmoins, l'effort de compression appliqué empêche l'apparition des délaminages aux interfaces entre les plis à 0° et les plis adjacents. Entretemps, les autres plis à 0° commencent à s'endommager et on se retrouve dans la même configuration que pour les éprouvettes sans défauts de perçage. En effet, on observe un endommagement de tous les plis à 0° du stratifié mais pas encore de délaminages aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$. La suite de l'endommagement de l'éprouvette est alors la même pour les éprouvettes avec défauts que pour les éprouvettes sans défauts. C'est la raison pour laquelle il n'y a pas d'influence de l'état de surface sur la tenue mécanique des éprouvettes en compression trou habité avec serrage. Comme on peut le constater en regardant les courbes d'évolution de l'effort et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante (Figure 160 et Figure 163), aucune influence de l'état de surface sur le comportement mécanique en compression trou habité avec serrage n'est observée.

A l'issue des essais de compression, les différentes conclusions que l'on peut en tirer sont :

- Le comportement en compression trou non habité est très peu influencé par la présence des défauts de perçage. La rupture en OHC est très étroitement liée à la rupture des fibres à 0° dans l'axe perpendiculaire à l'axe du chargement. De plus, dans

ce type d'essai la paroi du trou ne porte pas de boulon, donc les mécanismes prépondérants menant à la rupture sont ceux de la compression. Il pourrait éventuellement avoir une influence de l'état de surface dans le cas où d'importants défauts de perçage seraient localisés dans cet axe perpendiculaire à l'axe de chargement. Ceci dépend beaucoup de la séquence d'empilement du stratifié.

- Le comportement en compression trou habité sans serrage du boulon est influencé par l'état de surface. La paroi du trou porte le boulon et donc les mécanismes prépondérants menant à la rupture sont ceux du matage. De plus l'absence du serrage permet la progression rapide des délaminages responsables de la rupture ultime de l'éprouvette. Ces délaminages sont initiés par l'endommagement et le flambement local des plis à 0° adjacents à des défauts de perçage. Pour les éprouvettes sans (avec très peu de défauts) défauts de perçage, ces délaminages sont initiés à des niveaux de charge plus élevés car tous les plis à 0° du stratifié s'endommagent simultanément.
- Le comportement en compression trou habité avec serrage du boulon n'est pas affecté par l'état de surface des éprouvettes. En effet, le serrage confine l'éprouvette et retarde l'apparition des délaminages. Pour les éprouvettes avec défauts, ceux-ci apparaissent une fois que tous les plis à 0° ont commencé à s'endommager et donc la cinétique d'endommagement ressemble à celle des éprouvettes sans défauts.

IV.3 Analyse numérique du comportement mécanique quasi-statique des stratifiés en compression trouée

Cette partie traite de la modélisation numérique par éléments finis, de l'ensemble des essais de compression. L'objectif de cette étude est multiple :

- Améliorer la compréhension de la cinétique d'endommagement par compression dans les composites stratifiés,
- Permettre de prédire numériquement la tenue en compression en présence de défauts d'usinage,
- Valider la fiabilité des modèles numériques.

Pour ce faire, plusieurs modèles numériques ont été développés afin d'expliquer de façon plus fine les résultats d'essais. On trouvera donc dans cette partie, des analyses numériques par éléments finis de :

- Des essais numériques de compression (OHC, FHC et FHC sans serrage) : Deux types de modèles ont été réalisés : un modèle utilisant des éléments finis de coque stratifiés (pour OHC et FHC sans serrage) et un modèle utilisant des éléments finis volumiques stratifiés (pour les trois types d'essais)

IV.3.1 Compression trou non habité

IV.3.1.1 Maillage et conditions limites

Le maillage et les conditions aux limites sont identiques au modèle volumique de matage demi-trou. (Figure 165). La seule différence est au niveau de la modélisation des défauts de perçage. En effet, celle-ci a été enrichie par la modélisation des fissurations autour du trou observées expérimentalement (Figure 56). Un secteur de 5mm de diamètre autour du trou et de 20° d'angle a été sélectionnée où les caractéristiques mécaniques des plis ont été dégradées. Les caractéristiques mécaniques transverses ont été arbitrairement réduites d'un facteur cent.

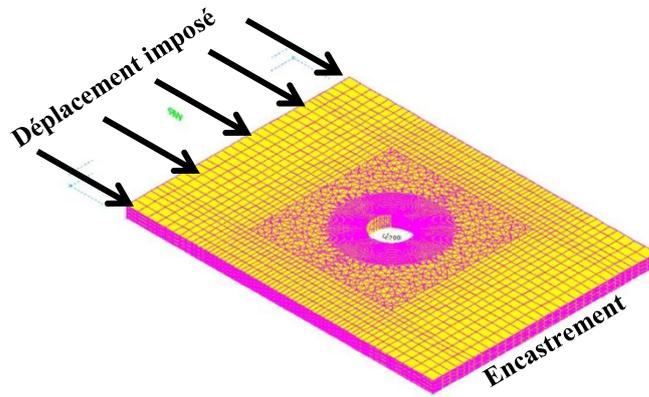


Figure 165 Modèle volumique de compression trou non habité

IV.3.1.2 Influence des défauts de paroi sur la tenue en compression

trou non habité

La Figure 166 montre la comparaison essais-calculs du comportement global effort-déplacement.

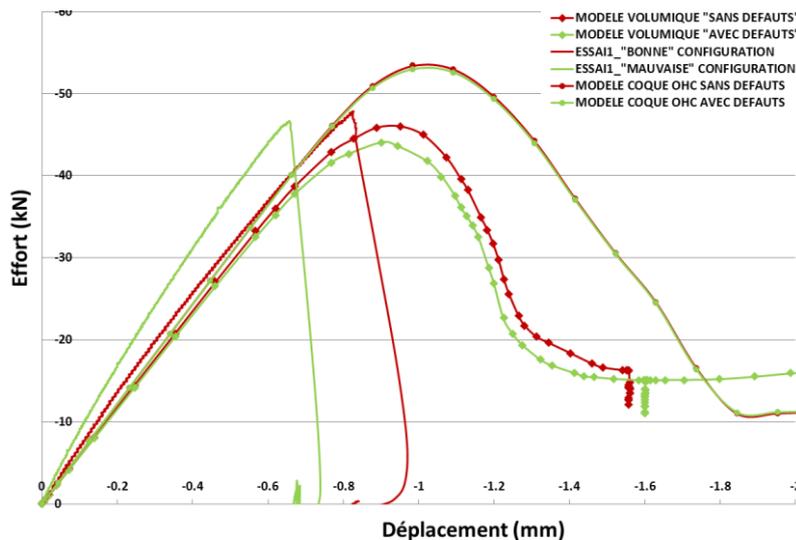


Figure 166 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D et 2D coque de compression trou non habité pour le stratifié quasi-isotrope

Un modèle numérique de compression trou non habité utilisant des éléments de coques stratifiés a aussi été réalisé afin de comparer, sa réponse et les temps de calculs en comparaison au modèle volumique.

On peut remarquer que la rupture en compression prédite par les modèles coque est sur estimée ; l'endommagement hors plan n'étant pas calculé. Cependant le temps de calculs pour ce modèle est fortement réduit de (10 min. pour le modèle utilisant des éléments de coques contre 1 h pour le modèle volumique). Concernant le modèle volumique, la prédiction de la rupture avec ou sans défaut est bien restituée, même si la rupture globale est moins accentuée. Le modèle est réalisé en analyse non linéaire quasi-statique et ne peut pas restituer la rupture brutale (phénomène dynamique). Un modèle explicite sera testé.

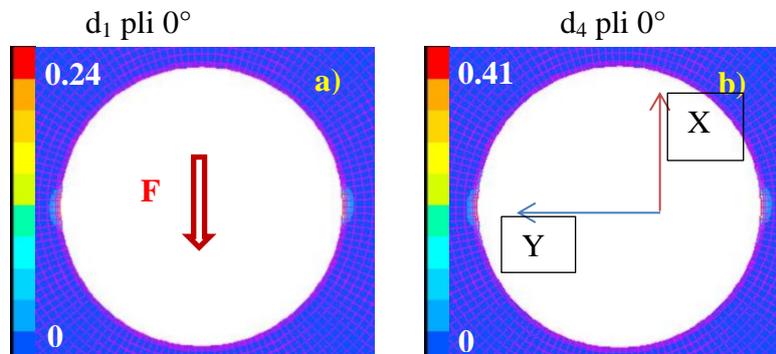
On remarque que le modèle indique une légère influence des défauts initiaux, non relevée (à la dispersion près) expérimentalement.

La cinétique d'endommagement en compression est décrite au travers de différentes phases d'endommagement : à l'initiation de l'endommagement, à l'effort à rupture de l'éprouvette et en fin d'essai pour un déplacement fixé.

La Figure 167 montre les cartographies de dommages pour les éprouvettes avec et sans défauts à l'initiation des endommagements. Cette initiation est détectée pour une perte de raideur de 2%.

Initiation de l'endommagement en bord de trou

Sans défauts ($F=-20.75kN$)



Avec défauts ($F=-20.34kN$)

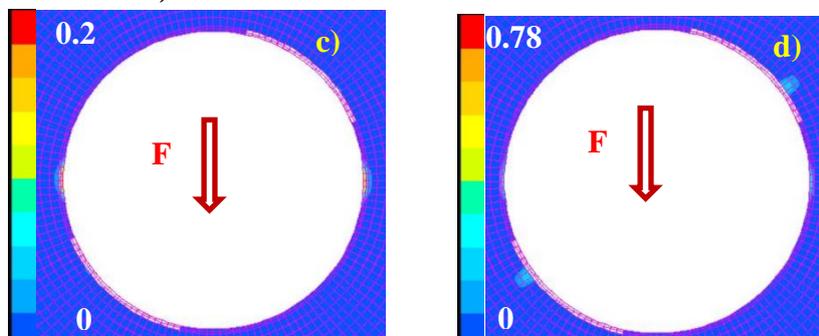


Figure 167 Initiation de l'endommagement en bord de trou en compression trou non habité pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

L'endommagement pour les deux éprouvettes s'initie dans les plis à 0° par cisaillement plan et rupture de fibres simultanément en bord de perçage, perpendiculairement à l'axe de chargement. Le cisaillement en bord de trou des plis à 0° est légèrement accentué par la présence des défauts de paroi. Ceci s'explique par les effets de bords des zones de défauts plus fortement chargés.

Endommagement en bord de trou à l'effort de rupture

Les cartographies d'endommagement des plis à 45° sont données Figure 168. On rappelle Figure 168a la position des défauts relevé dans ces plis.

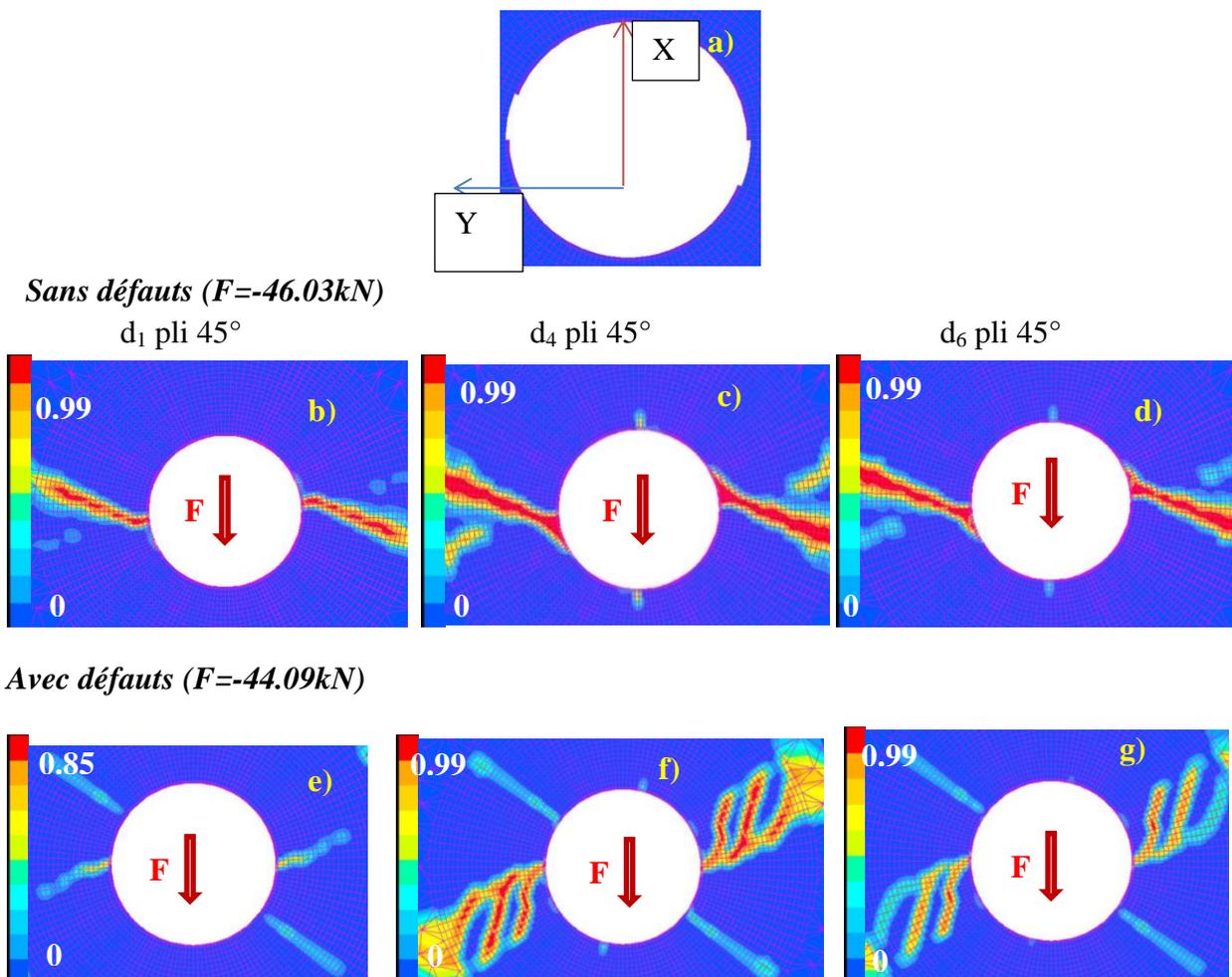


Figure 168 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

On remarque que l'endommagement d₁ dans ce pli pour le modèle sans défauts est quasiment localisé dans l'axe perpendiculaire au chargement puis s'oriente à 45° . La rupture sens fibres est couplée aux endommagements en cisaillement d₄ et d₆ observées sur les Figure 168c et d. Pour l'éprouvette avec défauts, on observe une cartographie d'endommagement très différente. En plus des ruptures sens fibres du pli à 45° situé en bord de trou perpendiculairement à l'axe de chargement (Figure 168e) qui s'oriente à -45° , on observe des

ruptures sens fibres à 45°. La présence des défauts dans ce pli (Figure 168a) surcharge sens fibres ce pli. Le défaut dans le pli à 0° modifie aussi la cartographie d'endommagement en cisaillement (d_4 et d_6) du pli à 45°. En effet, l'orientation des dommages de cisaillement s'initie en bord de trou et s'oriente à 45°. La présence des défauts de parois dans chaque pli interagit avec les plis adjacents sur la position de l'initiation des dommages liés à la rupture sens fibres et aux dommages dans la matrice, changeant ainsi la forme des ruptures.

La Figure 169 montre l'état d'endommagement dans le pli à 0° à l'effort à rupture des éprouvettes.

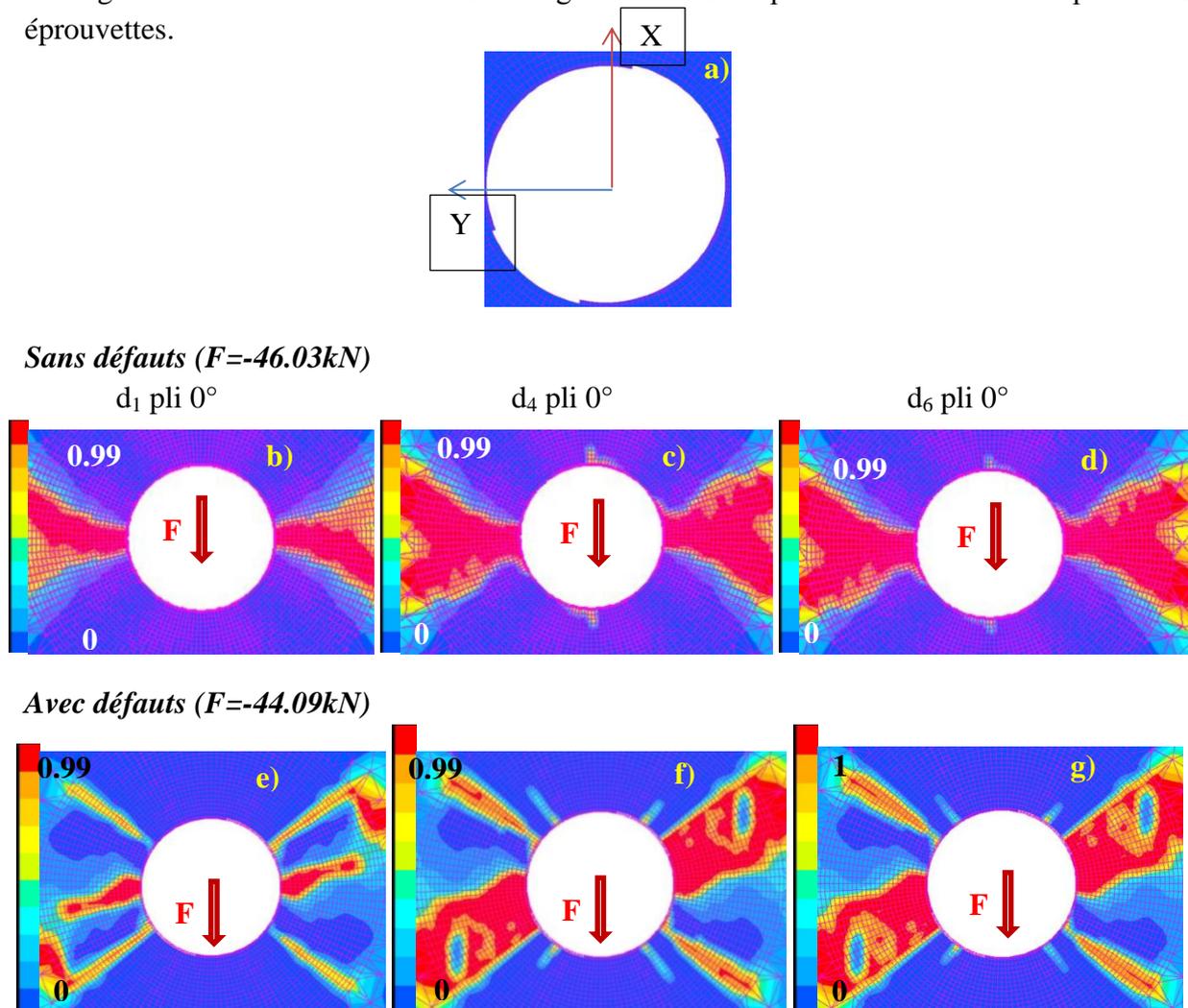


Figure 169 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

La rupture en compression trou non habité est pilotée principalement par la rupture en compression des plis à 0°. Les zones endommagées sont principalement situées autour de l'axe perpendiculaire à celui du chargement. Pour le modèle avec défauts de perçage, on observe des cartographies d'endommagement/rupture très différentes comme vu précédemment dues à l'interaction des défauts dans un pli sur les plis adjacents. L'orientation de la rupture sens fibres en est modifiée (Figure 169e). La rupture sens fibres du pli à 0° est proche des défauts dans ce pli mais aussi proche des défauts dans les plis à 45° et -45° autour

de ce pli. Les endommagements en cisaillement réagissent aussi de la même façon, leur orientation est guidée par les défauts du pli à zéro mais aussi des défauts des deux plis de part et d'autre (Figure 169f et Figure 169g).

La Figure 170 illustre l'endommagement dans le pli à -45° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

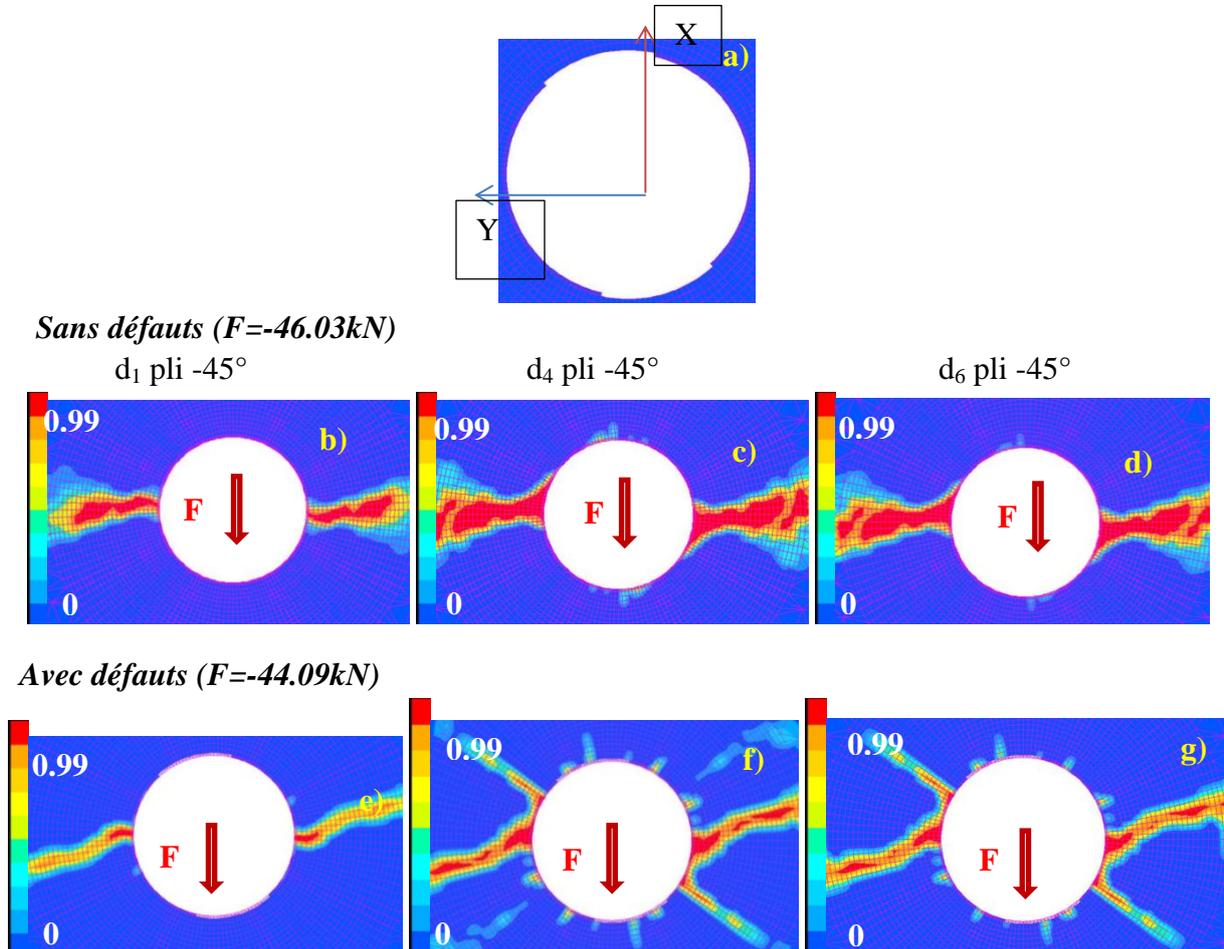


Figure 170 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Pour l'éprouvette sans défauts, comme pour le pli à 45° , on observe de l'endommagement essentiellement localisé dans l'axe perpendiculaire au chargement. L'endommagement en cisaillement plan et hors-plan est légèrement plus important pour ce pli que pour le pli à 45° , car le pli adjacent est un pli à 90° , de raideur locale plus faible (donc surcharge locale du pli à -45°). Pour l'éprouvette avec des défauts de perçage, la rupture sans fibres n'est pas influencée par les défauts en raison de la position qu'ils occupent sur ce pli (dans l'axe du chargement) et aussi de la position des défauts sur les plis adjacents (aucun de ces défauts n'est situé dans la zone perpendiculaire au chargement). Néanmoins, les endommagements en cisaillement plan et hors-plan sont modifiés par la présence de défauts de perçage. La zone occupée par les défauts ne supportant pas de charge, cette dernière est reprise en cisaillement par les plis adjacents dans cette même zone. Les plis adjacents sont d'une part le pli à 0° et d'autre part le pli à 90° .

La Figure 171 représente les cartographies d'endommagement des plis à 90° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

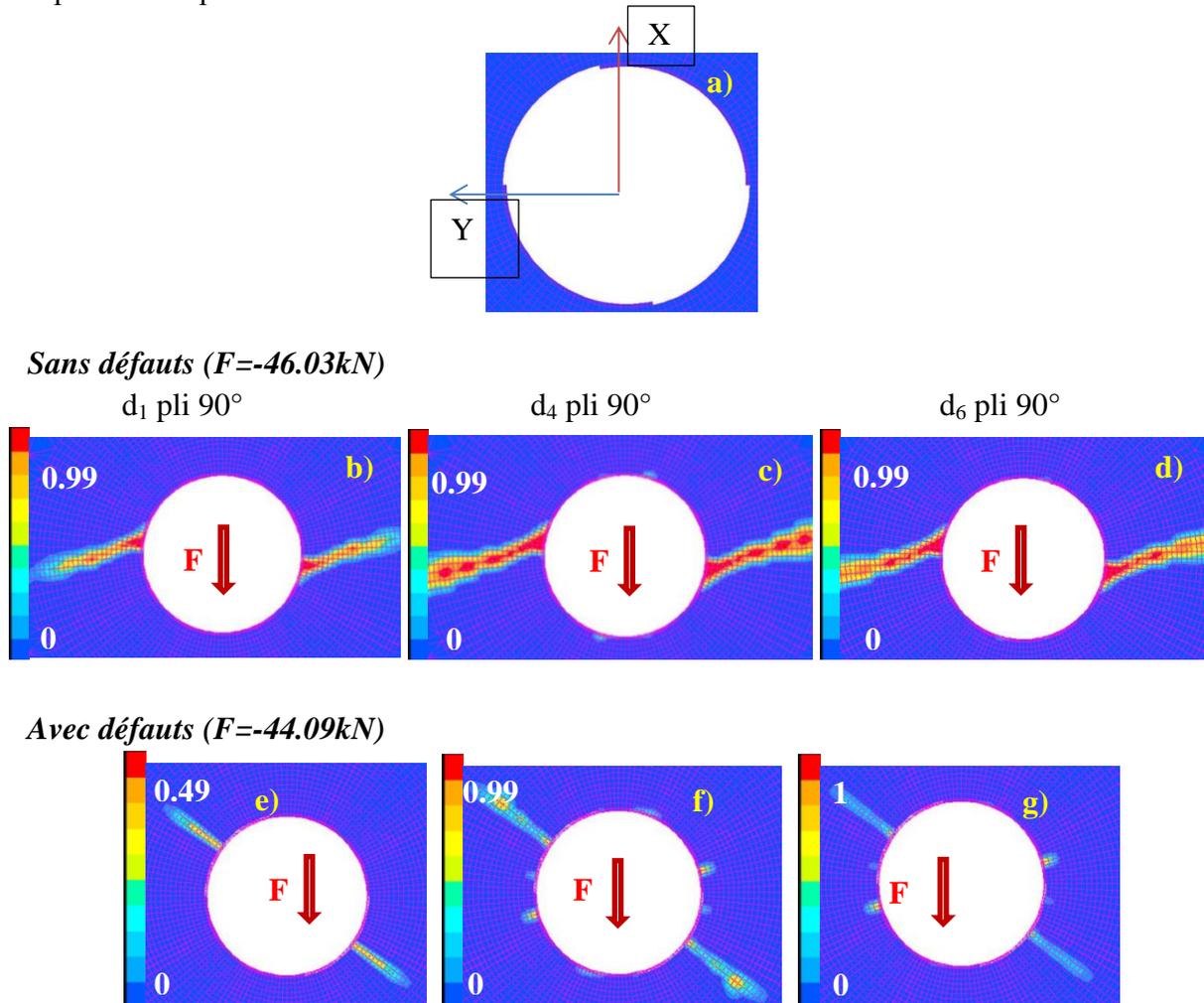


Figure 171 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

L'éprouvette sans défauts présente de la rupture sens fibres dans l'axe perpendiculaire au chargement. Les endommagements en cisaillement plan et hors-plan sont situés dans la même zone. Pour les éprouvettes avec défauts, la rupture des fibres à 90° (d_1) apparaît à la périphérie des défauts de perçage. On observe de l'endommagement en cisaillement plan et hors-plan dans cette même zone en raison de la reprise d'effort du pli à -45° situé au-dessus. On observe aussi un endommagement en cisaillement plan dans une zone située à environ -15° par rapport à la direction du chargement, endommagement dû au défaut dans le pli à -45°.

La Figure 172 représente les cartographies d'endommagement des plis à 0° après l'effort à rupture et à déplacement identique pour les deux modèles numériques (avec et sans défauts).

Endommagement en bord de trou après l'effort à rupture

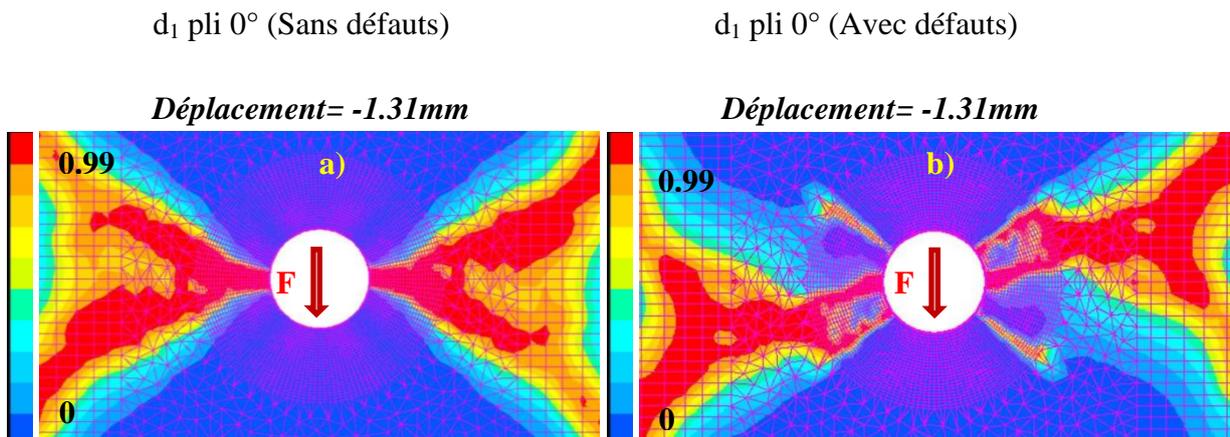


Figure 172 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou après la rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

A déplacement identique, en fin d'essai, on observe des faciès de rupture du pli à 0° différents. En effet, pour l'éprouvette sans défauts, la rupture des fibres débute du bord du trou et s'étend perpendiculaire à l'axe du chargement, puis s'oriente à +/-45°. Pour les éprouvettes avec défauts, la rupture des fibres s'initie en bord de trou en suivant directement des directions situées principalement à -45 mais aussi légèrement à 45° (orientation correspondant aux zones de défauts de perçage sur ce pli).

La rupture des éprouvettes en compression trou non habité peut être résumée comme suit :

- L'initiation des endommagements s'initie en cisaillement dans le pli à 0°, en bord de trou, et suivant l'axe perpendiculaire au chargement. Lorsqu'il y a présence de défauts de paroi, on observe en plus l'apparition d'une zone endommagée en cisaillement en périphérie des défauts de paroi.
- Au pic d'effort (effort à rupture), le pli à 45° présente une zone endommagée perpendiculaire au chargement. Lorsqu'il y a des défauts de paroi, on observe en plus de cette zone une autre zone endommagée en cisaillement correspondant à la localisation des défauts situés sur le pli à 0° adjacent. Le pli à 0° est aussi endommagé dans l'axe perpendiculaire au chargement. Avec la présence des défauts de paroi, on observe un décalage de la zone endommagée en cisaillement par rapport au modèle sans défaut. Cette zone correspond à la localisation des défauts sur le pli à 0° et sur le pli à 45° adjacent. Cette même zone est observée sur les cartographies d'endommagement en cisaillement du pli à 45° (Figure 168f et Figure 168g). Le pli à 45° reprend les efforts qui ne peuvent être repris par le pli à 0° dans cette zone et il en va de même pour le pli à 0° dans la zone où sont localisés les défauts de paroi du pli à 45°. L'endommagement du pli à -45° est similaire à celui du pli à 45°. Néanmoins avec la présence de défauts de paroi, la rupture en cisaillement de ce pli arrive dans une zone où sont localisés les défauts sur les plis adjacents. Le pli à 90° est endommagé dans l'axe perpendiculaire au chargement. Ce sont les plis les moins

endommagés car ce sont ceux qui reprennent le moins d'efforts en compression. Avec la présence des défauts, la zone endommagée est décalée à proximité des défauts de perçage.

- Après le pic d'effort, à déplacement identique, le faciès de rupture du pli à 0° est légèrement différent. Pour le modèle sans défauts, la rupture des fibres part du bord du trou et est perpendiculaire à l'axe du chargement, et ensuite, cette zone s'étend autour des axes situés à $\pm 45^\circ$ par rapport à l'axe du chargement. Pour le modèle avec défauts, la rupture des fibres part du bord du trou en suivant directement des directions situées autour de -45° et 135° (qui correspondent aux zones d'apparition des défauts de perçage sur ce pli) par rapport à l'axe du chargement.

On observe néanmoins très peu d'influence sur le pic d'effort à rupture car l'endommagement en compression trou non habité est piloté principalement par la rupture des fibres à 0° dans l'axe perpendiculaire au chargement.

Les courbes de la Figure 173 représentent la comparaison essais/calculs pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté. Comme les éprouvettes quasi-isotropes, on remarque que le modèle prédit un effort à rupture cohérent avec celui qui observé expérimentalement. Néanmoins, comme pour les essais, les modèles numériques montrent qu'il y a très peu d'influence des défauts de paroi de trou sur la tenue mécanique des éprouvettes.

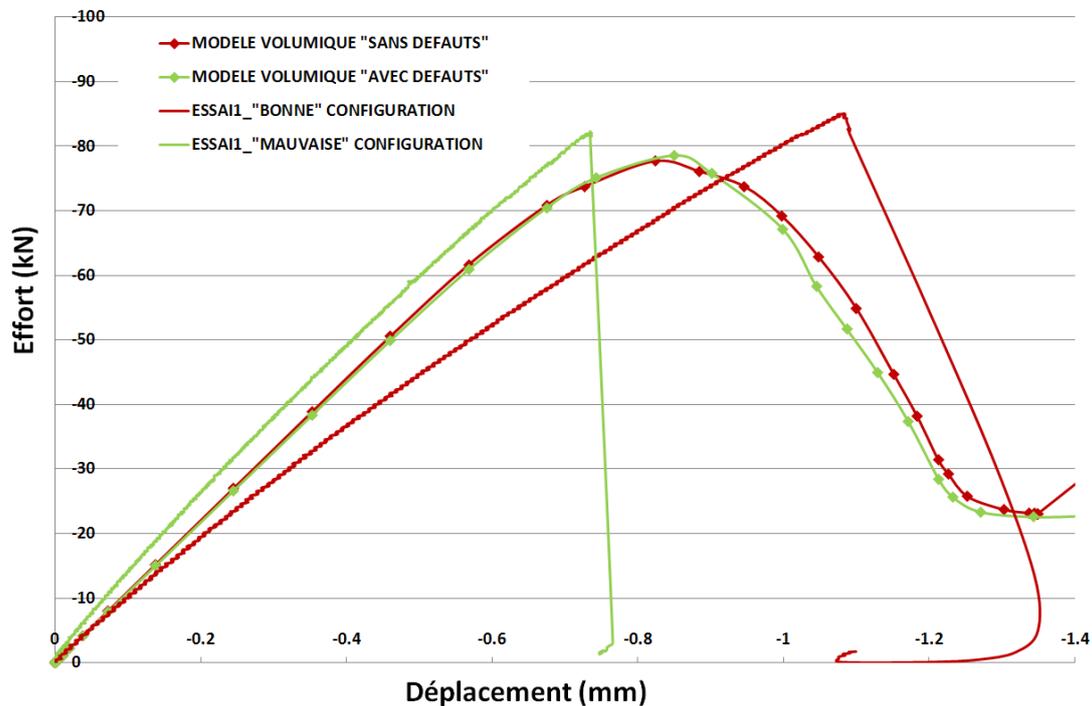


Figure 173 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou non habité pour le stratifié fortement orienté

Le même scénario de rupture est observé pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté. La différence sur l'effort à rupture numérique entre les éprouvettes avec et sans défauts est

encore plus faible que pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope. Ceci s'explique par la présence dans ce stratifié des doubles couches à 0° ; les deux plis à 0° sont moins sensibles à la présence de part et d'autre des plis à 45 et -45.

Le Tableau 23 donne un récapitulatif des efforts à rupture obtenus numériquement et expérimentalement.

Tableau 23 Récapitulatif des résultats d'essais et des résultats numériques pour la compression trou non habité

	Configuration « Sans » défauts Stratifié quasi-isotrope	Configuration « Avec » défauts Stratifié quasi-isotrope	Configuration « Sans » défauts Stratifié fortement orienté	Configuration « Avec » défauts Stratifié fortement orienté
Moyenne des efforts à rupture expérimentaux (kN)	-47.15	-46.86	-82	-81.02
Dispersion sur l'effort à rupture expérimental (%)	2.4	2.5	2.8	1.15
Modèles numériques (kN)	-46.03	-44.09	-77.7	-78.6
Ecart essais/modèles (%)	2.27	5.91	5.24	2.98

L'écart le plus important est de l'ordre de 5.91%. Les modèles numériques sont assez cohérents avec les résultats d'essais en termes d'effort à rupture. Les phénomènes conduisant à la rupture des éprouvettes semblent bien restitués numériquement.

Le paragraphe suivant détaille les résultats des modèles numériques pour des éprouvettes sollicitées en compression trou habité sans serrage.

IV.3.2 Compression trou habité avec un pion

Le maillage et les conditions aux limites du modèle numérique de l'essai de compression trou habité sans serrage sont les mêmes que pour le modèle de compression trou non habité. Seule diffère la présence d'un pion (ou boulon non serré) modélisé par un cylindre rigide.

Les courbes de la Figure 174 montrent la comparaison essais-calculs du comportement effort-déplacement pour le stratifié quasi-isotrope.

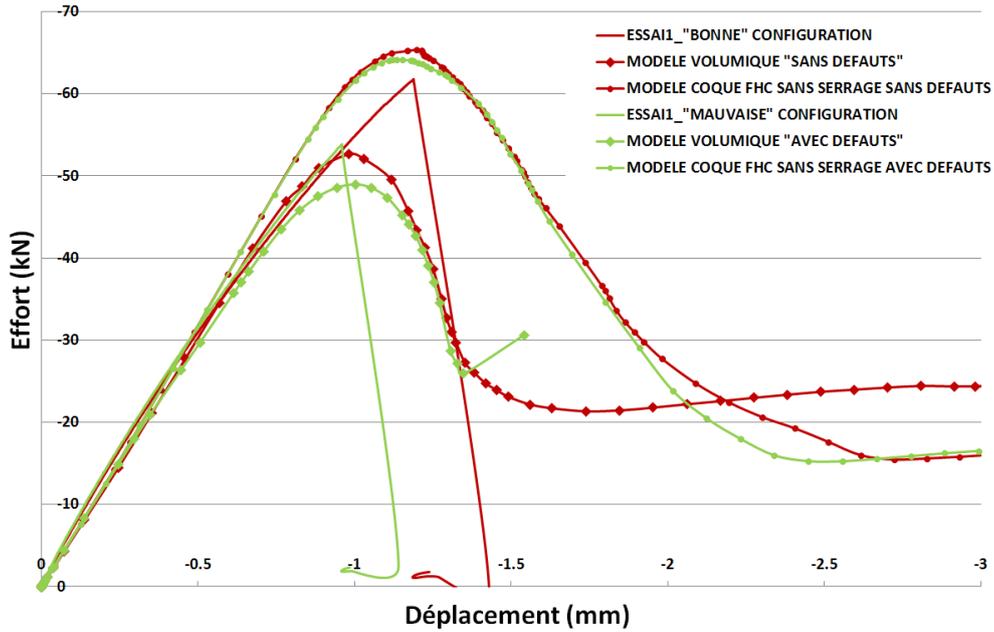


Figure 174 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D et 2D coque de compression trou habité avec un pion pour le stratifié quasi-isotrope

Par comparaison avec le modèle éléments finis 3D, les résultats effort-déplacement d'un modèle éléments finis de coques stratifiées a aussi été tracé. Le modèle coque surestime les efforts à rupture.

Le modèle volumique retranscrit bien le comportement des essais tout en étant prédictif.

La cinétique d'endommagement en compression trou habité avec un pion est développée par la suite, au travers des cartographies d'endommagement dans les plis à différents stades d'avancement de l'endommagement.

L'initiation de l'endommagement en bord de trou est détectée lorsque la raideur de l'éprouvette chute de 2%. La Figure 175 représente les cartographies de dommages pour les éprouvettes avec et sans défauts à l'initiation des endommagements.

Initiation de l'endommagement en bord de trou

Sans défauts ($F = -21.09 \text{ kN}$) Avec défauts ($F = -17.94 \text{ kN}$)

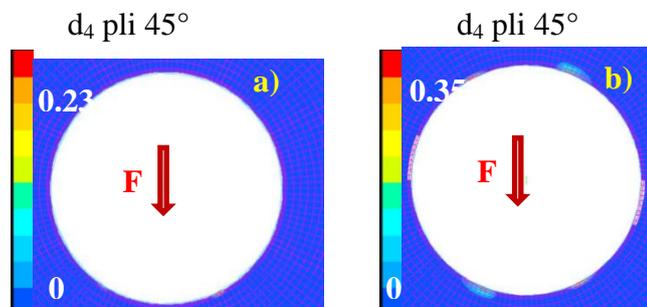


Figure 175 Initiation de l'endommagement en bord de trou en compression trou habité avec un pion pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi pli

On constate que cette fois-ci l'endommagement débute par le cisaillement plan des plis à 45°. Cet endommagement s'initie plus tôt pour les modèles avec défauts que sans. On observe une zone endommagée à -45° et 135° par rapport à l'axe du chargement pour l'éprouvette avec défauts. Cette zone est très faible (réduite ici à quelques éléments). Cette zone correspond à la présence des défauts dans le pli adjacent c'est-à-dire le pli à 0°. Ce pli à 45° est donc plus sollicité

La Figure 176 représente les cartographies d'endommagement des plis à 45° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

Endommagement en bord de trou à l'effort à rupture

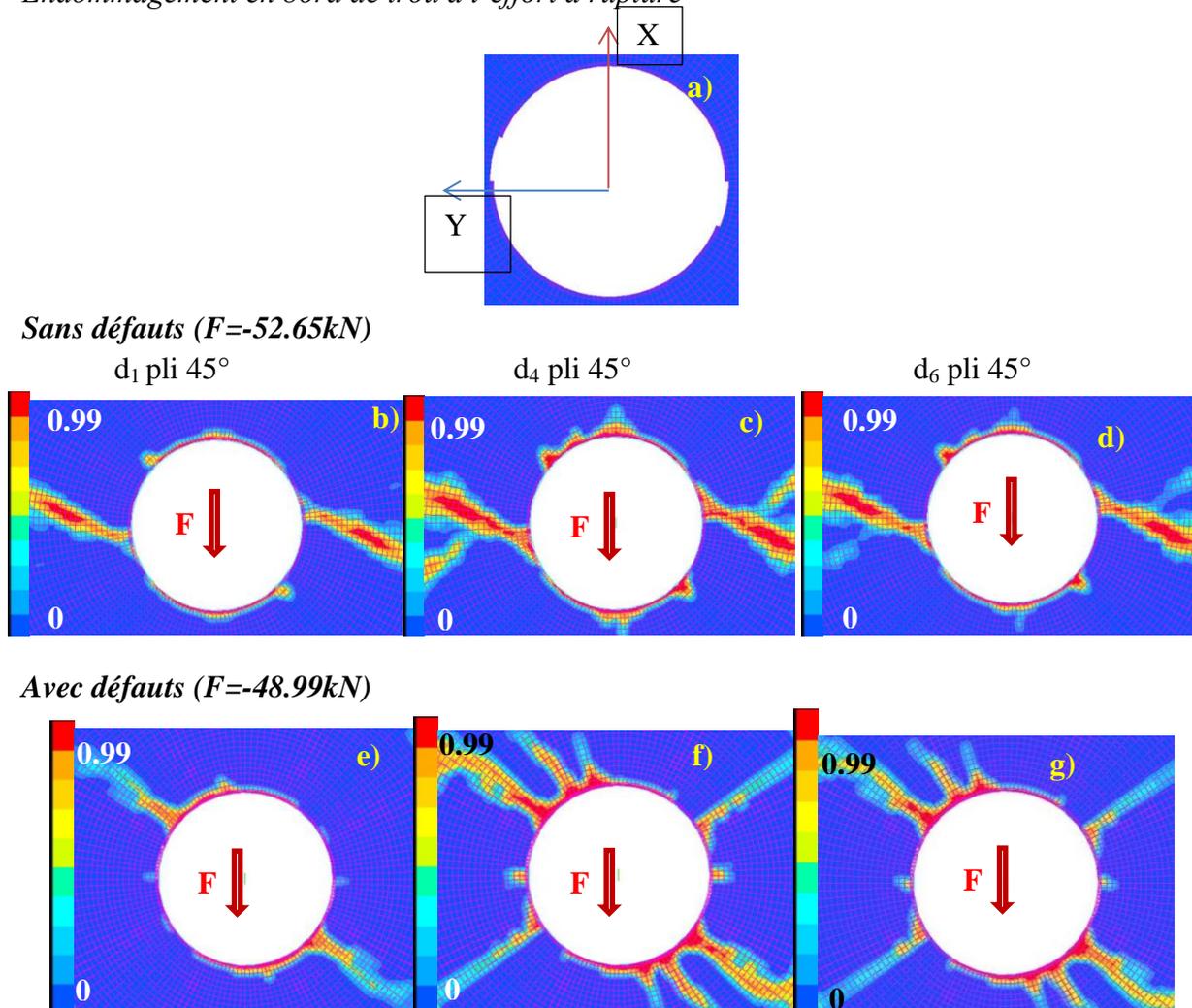


Figure 176 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Lorsqu'on atteint l'effort à rupture des éprouvettes, on constate que pour l'éprouvette sans défauts, l'endommagement du pli est localisé principalement dans les zones de contact paroi du trou/boulon situées dans l'axe du chargement (matage) mais aussi dans la zone perpendiculaire à la direction du chargement. Ces endommagements sont liés à la rupture en compression locale sens fibres en contact avec le boulon dans l'axe de chargement et au

microflambement de ces fibres associé au cisaillement entre le pli à 45° et le pli à 0° adjacent dans l'axe perpendiculaire au chargement.

Les modèles avec défauts de perçage présentent sur le pli à 45° une cinétique d'endommagement différente. En effet, la zone de rupture sens fibres est localisée en périphérie du défaut de perçage. De plus, on remarque l'apparition d'une zone endommagée en cisaillement située à -45° et 135° par rapport à l'axe de chargement correspondant à la localisation des défauts sur le pli à 0° adjacent. La zone endommagée (sens fibres et cisaillement) est plus importante que pour éprouvette sans défauts et pour des niveaux de charge inférieurs.

La Figure 177 représente les cartographies d'endommagement des plis à 0° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

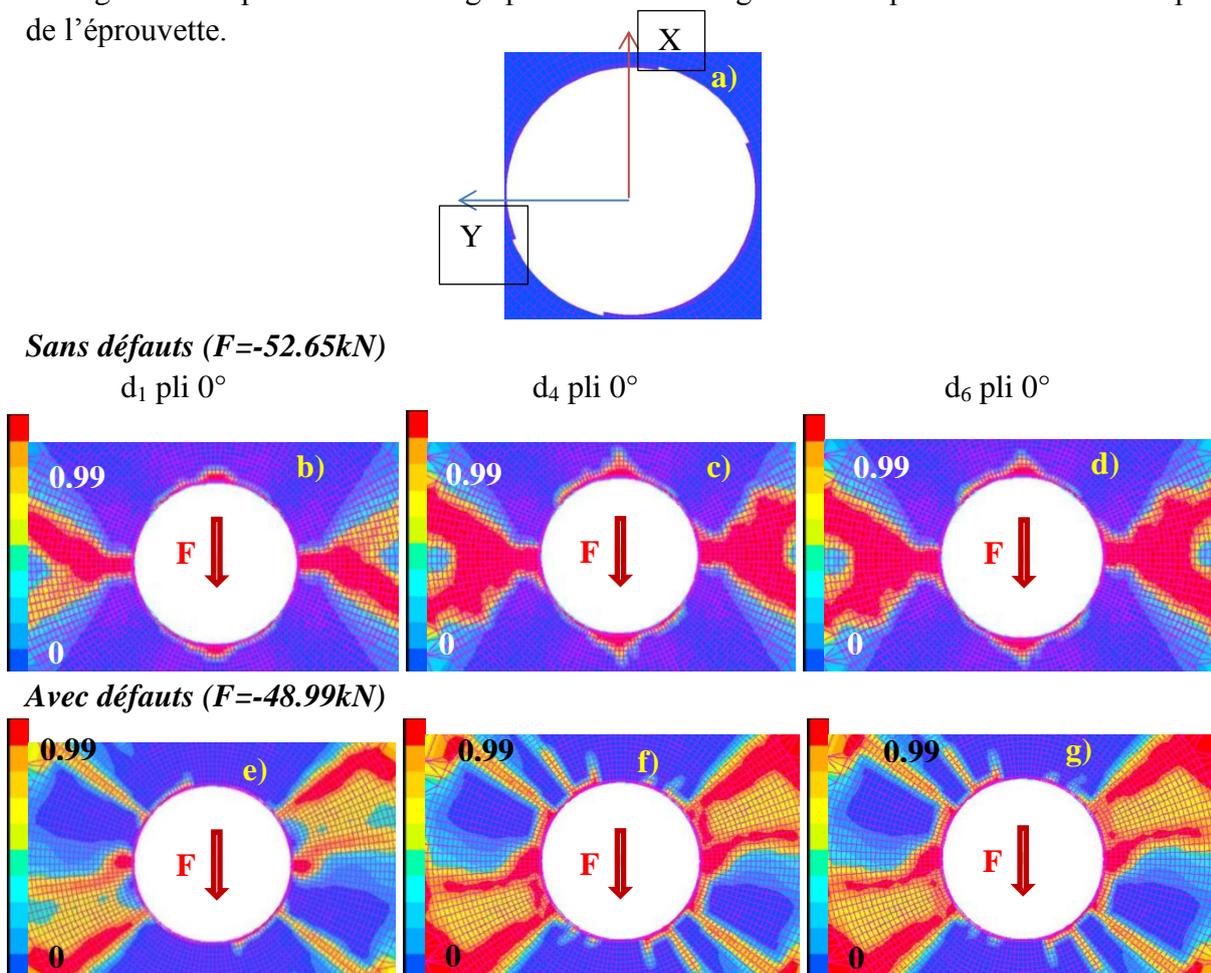


Figure 177 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

La rupture sens fibres des plis à 0° est localisée non seulement dans les zones de contact paroi du trou/boulon dans l'axe du chargement, mais aussi dans l'axe perpendiculaire au chargement (Figure 177b). A la différence du comportement en compression sans boulon, on remarque donc des ruptures en matage suivant l'axe de sollicitation. Cependant, au vu de leur étendue, ces ruptures ne sont pas à l'origine de la rupture finale de l'éprouvette. Pour le modèle avec défauts, les zones de rupture sens fibres s'étendent de la périphérie des défauts

à l'axe perpendiculaire au chargement. La zone de cisaillement hors-plan étant plus importante pour les éprouvettes avec défauts, il est probable qu'on observe des délaminages assez étendus aux interfaces $0^\circ/\theta^\circ$.

La Figure 178 représente les cartographies d'endommagement des plis à -45° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

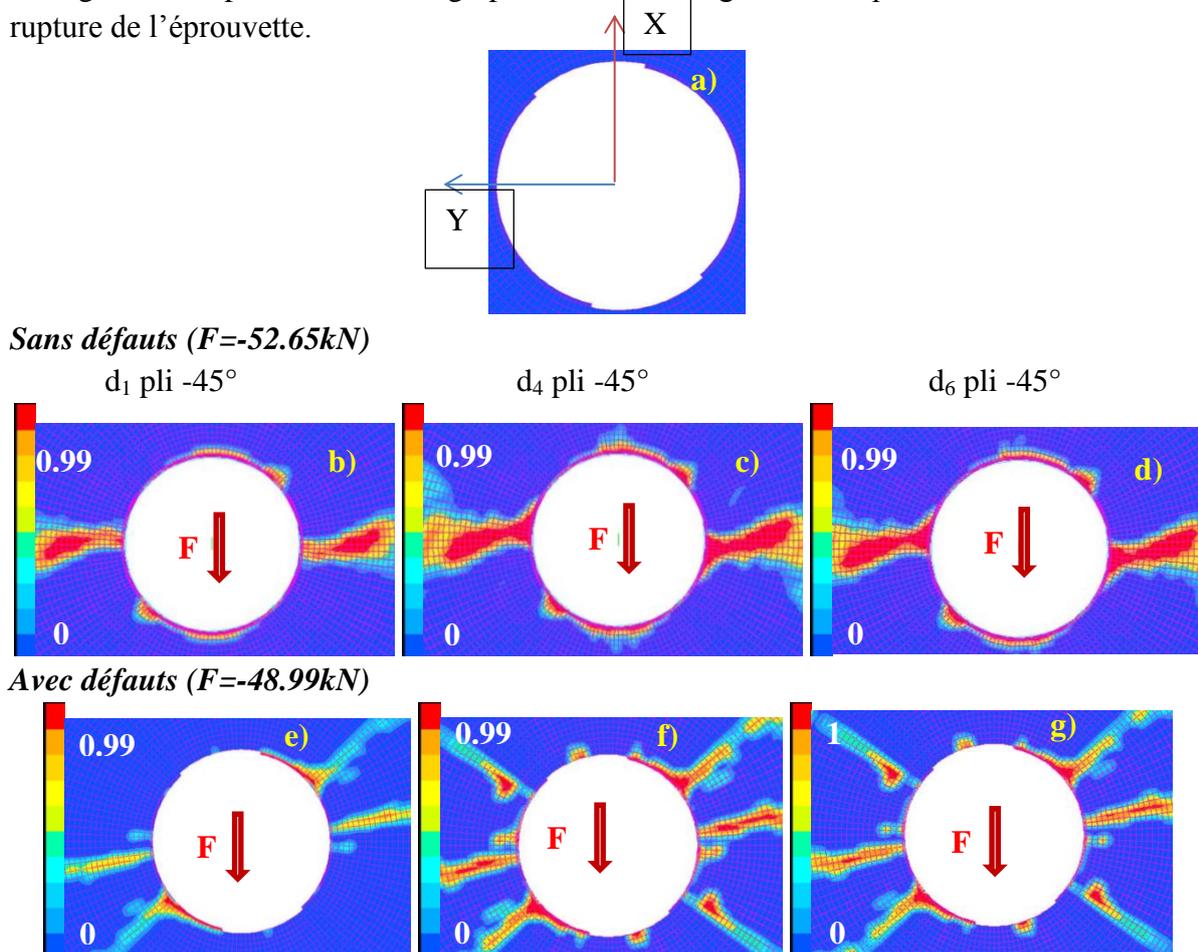


Figure 178 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Le pli à -45° présente le même comportement que le pli à 45° pour les modèles sans défauts. Pour les modèles avec défauts, la rupture des premières fibres est localisée en périphérie des défauts de perçage. La rupture en cisaillement de ce pli est localisée dans cette même zone mais aussi dans la zone dans laquelle sont localisés les défauts sur le pli à 90° adjacent (zone située autour d'un axe à 45° et 225° par rapport à l'axe de chargement).

La Figure 179 représente les cartographies d'endommagement des plis à 90° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

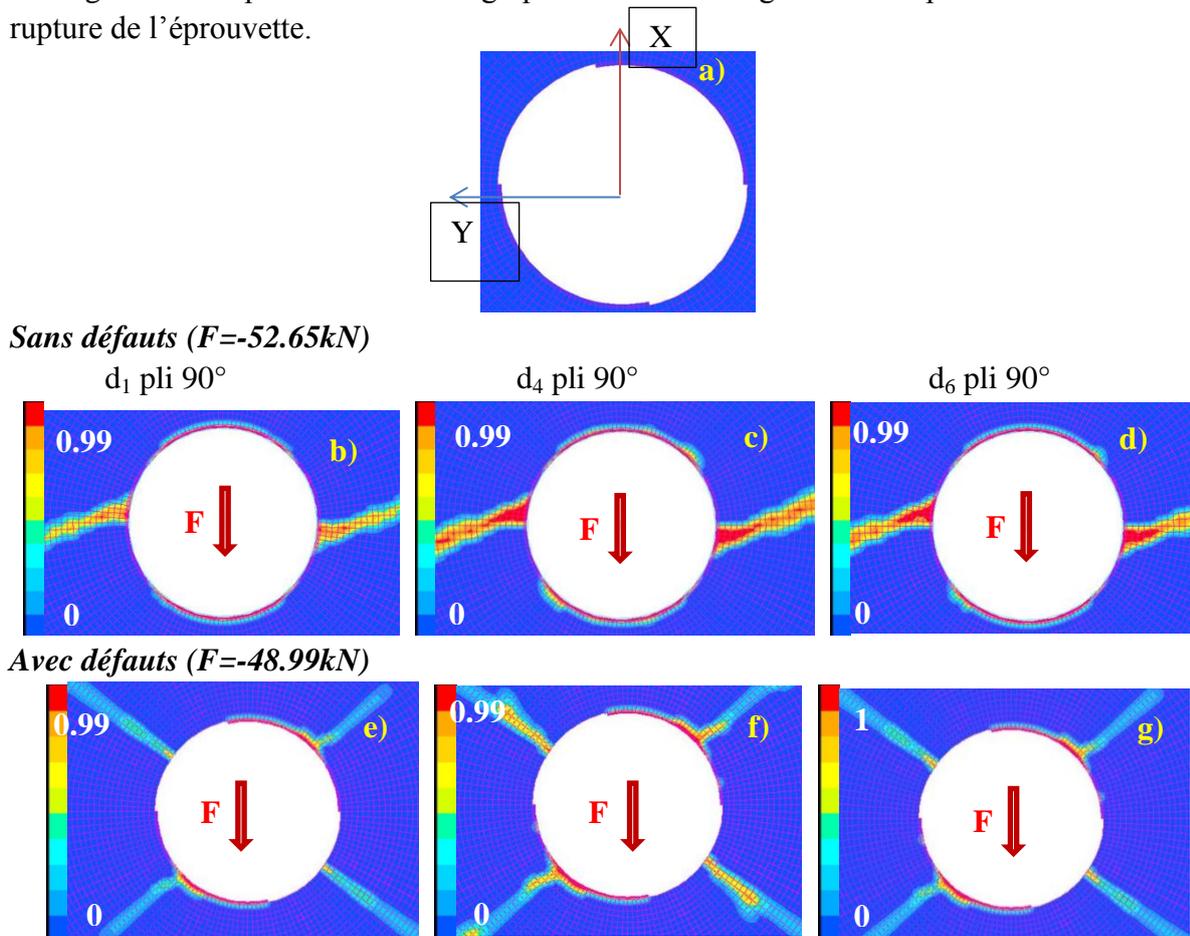


Figure 179 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Le pli à 90° est celui qui présente la zone endommagée la moins importante. Les zones dans lesquelles sont localisés ces endommagements pour le modèle sans défauts sont quasiment les mêmes pour tous les autres plis du modèle.

Lorsque l'éprouvette présente des défauts de perçage, la zone de rupture sens fibres est située à la périphérie du défaut de perçage et est à l'origine du cisaillement entre le pli à 90° et le pli à -45°. De plus on observe aussi une zone endommagée en cisaillement plan à +45°/225° par rapport à l'axe du chargement. Ceci est lié au fait que les extrémités des défauts sur le pli à -45° adjacent se trouvent dans ces zones. Le pli à 90° reprend donc un peu de charge non repris par le pli à -45° dans cette zone.

La Figure 180 représente les cartographies d'endommagement des plis à 0° après l'effort à rupture et à déplacement identique pour les deux modèles numériques (avec et sans défauts).

Endommagement en bord de trou après l'effort à rupture

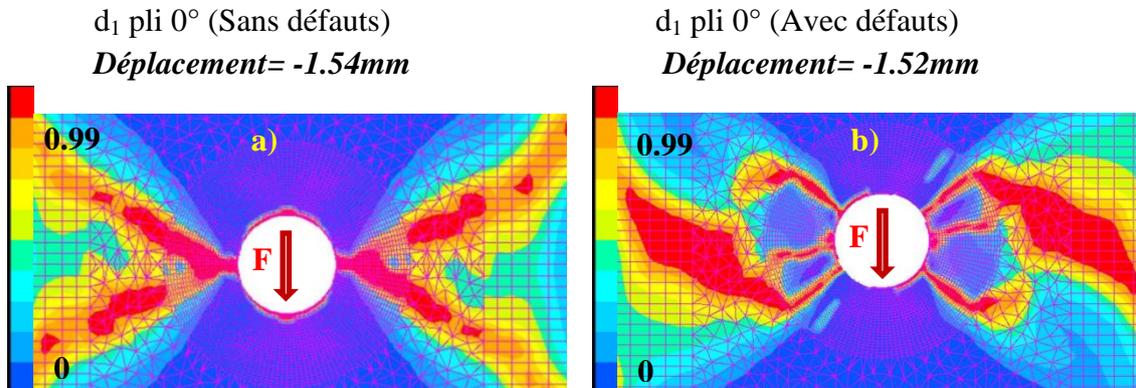


Figure 180 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou après la rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

A déplacement identique, après le pic d'effort, on constate que le modèle sans défauts présente un faciès de rupture plus « régulier » que celui du modèle avec défauts pour le pli à 0°. La cinétique d'endommagement est fortement perturbée par la présence des défauts de paroi qui génèrent un « décalage » des zones endommagées à la périphérie de ces défauts et entraîne la rupture prématurée des éprouvettes.

La cinétique d'endommagement en compression trou habité sans serrage peut être résumée comme suit :

- L'initiation de l'endommagement apparaît par le cisaillement (et traction transverse) du pli à 45°. Pour les modèles avec défauts, elle arrive à des niveaux de charge inférieurs à ceux des modèles sans défauts et dans la zone où sont localisés les défauts sur le pli à 0° adjacent (transfert de charge supérieur).
- Au pic d'effort à rupture, pour le modèle sans défauts, le pli à 45° est endommagé dans l'axe du chargement (compression et écrasement des fibres sur le boulon) et aussi dans l'axe perpendiculaire au chargement (compression sens fibres et cisaillement des fibres à 45°). Pour le modèle avec défauts, la zone de rupture sens fibres est modifiée et est localisée à la périphérie du défaut du pli à 45°. On remarque aussi l'apparition d'une zone endommagée en cisaillement correspondant à la localisation des défauts de paroi du pli à 0° adjacent. Les zones endommagées sur le pli à 0° pour le modèle sans défauts sont quasiment les mêmes que pour le pli à 45°. Pour le modèle avec défauts, le pli à 0° présente des zones de ruptures sens fibres (d_1) localisées à la périphérie des défauts situés sur ce pli. On observe deux zones endommagées en cisaillements plan et hors-plan (d_4 et d_6) pour le pli à 0° avec défauts. La première est la même que la zone de rupture sens fibres décrite précédemment. La seconde est la zone dans laquelle sont

localisés les défauts de paroi sur le pli à 45° adjacent. Le pli à -45° pour les modèles sans défauts présente des zones endommagées quasiment identiques à celles du pli à 45°. le pli à -45° avec défauts de paroi est endommagé en périphérie du défaut de perçage (d_1). Les zones endommagées en cisaillement sur ce pli correspondent à la localisation des défauts dans le pli adjacent (90°). A déplacement identique après la rupture de l'éprouvette, le pli à 0° pour le modèle avec défauts présente un faciès de rupture très axé sur les zones situées à la périphérie des défauts de paroi.

Globalement, la présence des défauts de paroi entraîne la rupture sens fibres (d_1) dans la zone du pli en contact avec le défaut, et la rupture en cisaillement (d_4 et d_6) des zones dans lesquelles sont localisés les défauts de perçage sur les plis adjacents.

Les courbes de la Figure 181 présentent les résultats d'essais et les courbes numériques pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté.

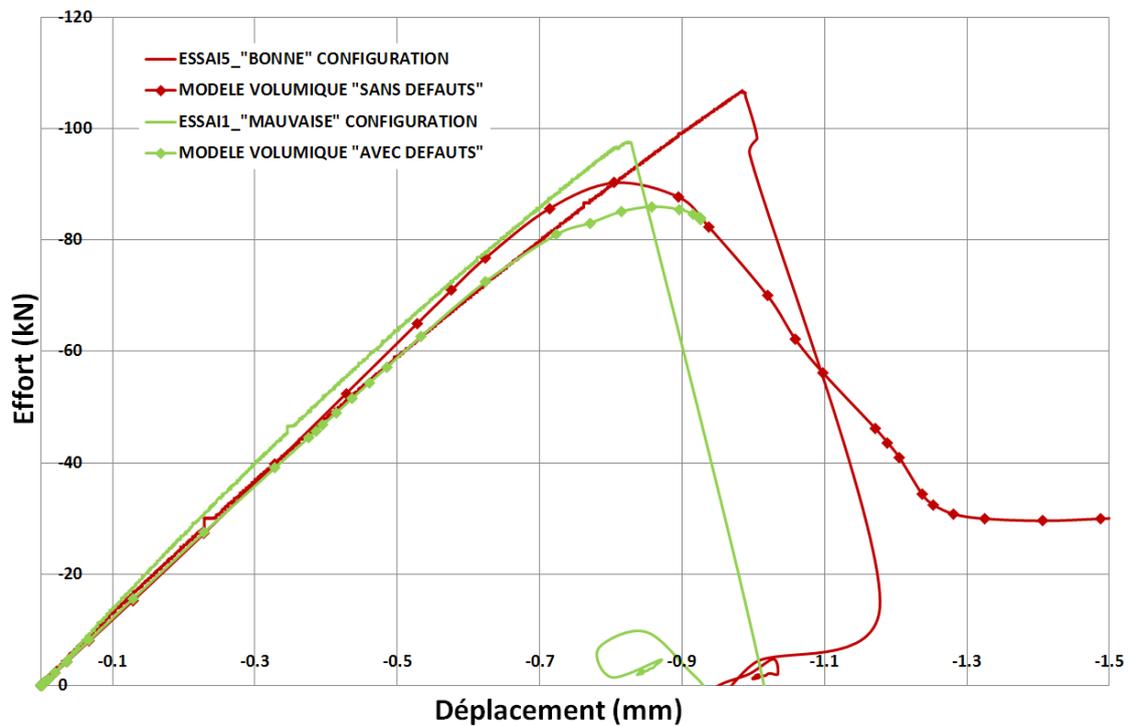


Figure 181 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou habité avec un pion pour le stratifié fortement orienté

Les mécanismes d'endommagement sont similaires à ceux détaillés pour le stratifié quasi-isotrope.

Le Tableau 24 présente la comparaison de valeurs d'efforts à rupture entre les essais et le calcul numérique.

Tableau 24 Récapitulatif des résultats d'essais et des résultats numériques pour la compression trou habité avec un pion

	Configuration « Sans » défauts Stratifié quasi- isotrope	Configuration « Avec » défauts Stratifié quasi- isotrope	Configuration « Sans » défauts Stratifié fortement orienté	Configuration « Avec » défauts Stratifié fortement orienté
Moyenne des efforts à rupture expérimentaux (kN)	-61.09	-54.7	-107.92	-97.2
Dispersion sur l'effort à rupture expérimental (%)	7.2	5.2	7.1	8.04
Modèles numériques (kN)	-52.7	-49	-90.3	-86
Ecart essais/modèles (%)	13.73	10.42	16.3	11.52

On peut remarquer que la corrélation essais/calculs pour le modèle de compression trou habité sans serrage est moins bonne que celle du modèle de compression trou non habité. Plusieurs explications peuvent être avancées pour expliquer ces résultats. Le choix a été fait de modéliser boulon par un solide indéformable ; un modèle de boulon déformable peut modifier l'état de contrainte en bord de trou. La modélisation des défauts de perçage ne restitue pas exactement l'état de surface réel des éprouvettes. Le modèle de couplage des endommagements intra-inter laminaire n'a pas été utilisé dans ces modèles. Or, l'observation des mécanismes d'endommagements/ruptures observés lors des essais expérimentaux montre une interaction entre rupture des plis sens fibres et délaminage.

IV.3.3 Compression trou habité avec serrage du boulon

IV.3.3.1 Maillage et conditions aux limites

La géométrie du modèle est similaire à celle des éprouvettes d'essais présentée en annexe 3. Le modèle éléments finis de la Figure 182 est caractérisé par :

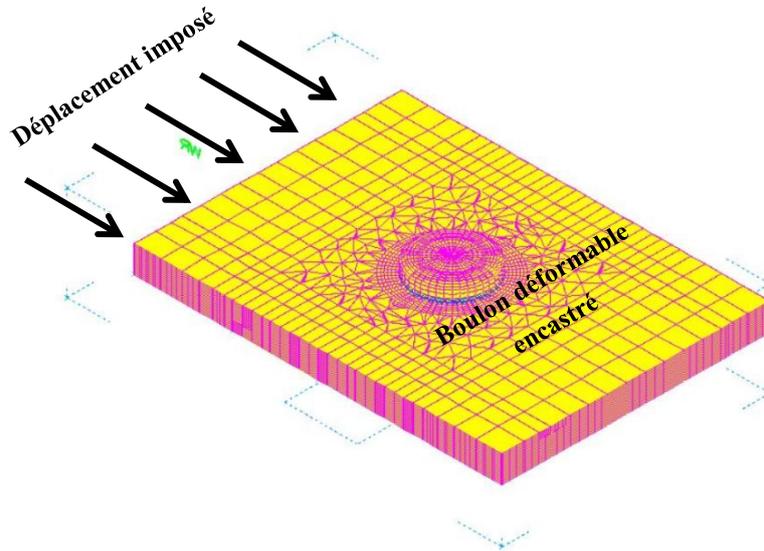


Figure 182 Modèle numérique de compression trou habité avec serrage du boulon

- Deux éléments volumiques de degré 1 par pli,
- Un coefficient de frottement entre toutes les surfaces en contact de 0.1

Afin de modéliser le couple de serrage de 7Nm, l'effort de tension du boulon est calculé selon la formule de Kellerman et Klein ((AUBLIN, et al., 1992) (GUILLOT, 1988))

$$C_s = F_0 \left(\frac{p}{2\pi} + \mu_f r_m + \mu_t \rho_m \right)$$

avec C_s - couple de serrage

F_0 - effort de serrage des pièces

p - pas du filet

μ_f - coefficient de frottement vis/écrou (frottement au niveau du filetage)

r_m - rayon moyen du filet

μ_t - coefficient de frottement pièces / écrou (frottement au niveau de la tête du boulon)

ρ_m - rayon moyen de la surface d'appui de l'écrou

Dans le cadre de cette étude, le serrage a été réalisé avec une machine FABRICOM du laboratoire d' AIRBUS avec une dispersion inférieure à 5%.

Afin de modéliser numériquement l'essai de compression avec serrage, deux cas de charge numériques sont réalisés:

- Un premier cas de charge à effort imposé correspondant au serrage
- Un second cas de charge correspondant à la compression de l'ensemble (à déplacement imposé)

IV.3.3.2 Influence des défauts de paroi sur la tenue en compression

trou habité avec serrage

Les courbes de la Figure 183 montrent la comparaison essais-calculs du comportement effort-déplacement de l'essai de compression pour une stratification quasi-isotrope.

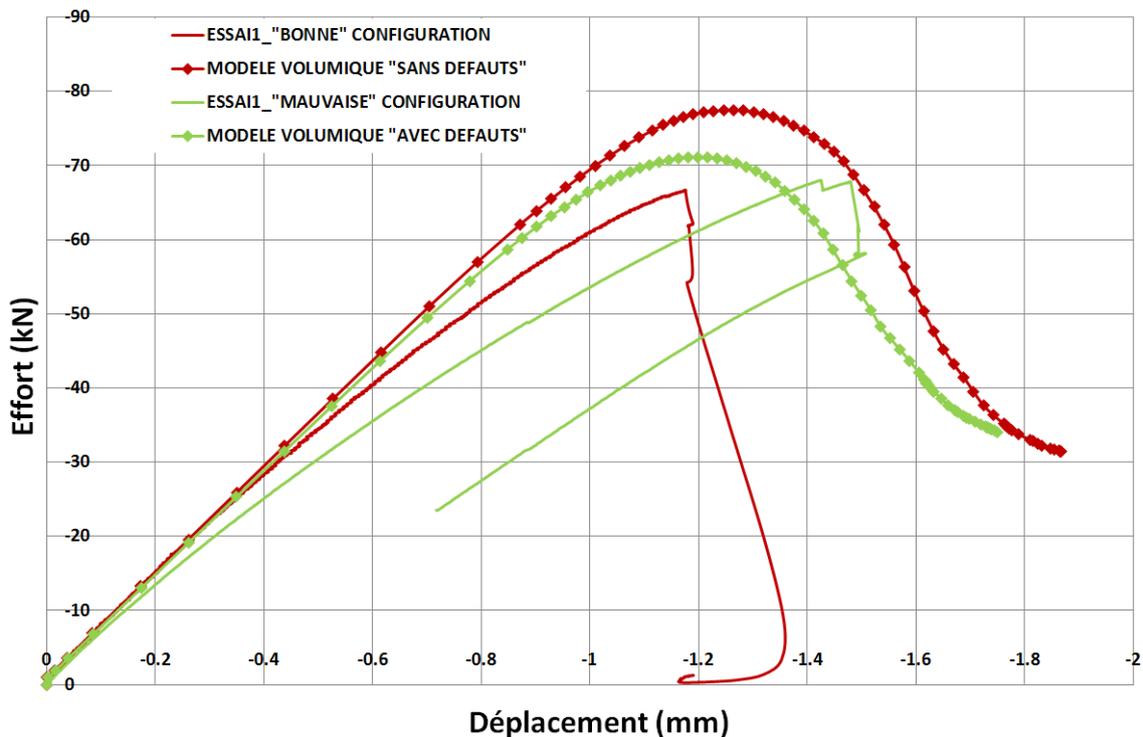


Figure 183 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou habité avec serrage pour le stratifié quasi-isotrope

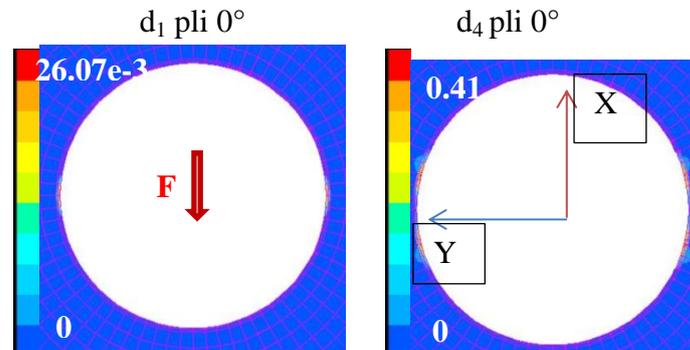
Les premières constatations qui peuvent être faites sont que :

- Le modèle numérique est légèrement plus « optimiste » que les essais pour les deux configurations.
- Le modèle numérique ne restitue pas la perte de raideur observée pour les éprouvettes avec des défauts de perçage.
- Les défauts de perçage semblent avoir une influence sur la tenue mécanique numérique alors que ce n'est pas le cas expérimentalement. Ceci est pourrait être lié au fait que le taux de fissuration modélisé numériquement est supérieur à celui des éprouvettes testées.

La Figure 184 montre la position du défaut de perçage sur le pli à 0° ainsi que des cartographies d'endommagement à l'initiation des dommages. Cette initiation de l'endommagement est observée pour une perte de raideur de 2%.

Initiation de l'endommagement en bord de trou

Sans défauts ($F=-25.91kN$)



Avec défauts ($F=-25.32kN$)

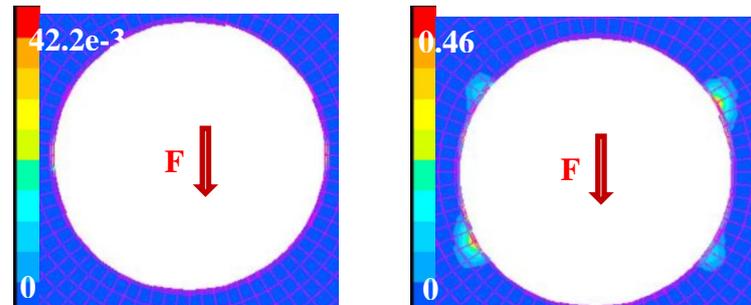


Figure 184 Initiation de l'endommagement en bord de trou en compression trou habité avec serrage du boulon pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

La zone endommagée sens fibres est perpendiculaire à l'axe du chargement pour les modèles sans défauts. Il en est de même pour l'endommagement en cisaillement plan. Pour les modèles avec défauts, la zone endommagée en cisaillement est légèrement plus étendue et se situe en périphérie du défaut de perçage. La chute de raideur observée serait liée à la rupture sens fibres et en cisaillement des fibres à 0° et des fibres à 45° adjacentes.

La Figure 185 donne les cartographies d'endommagement à l'effort à rupture dans les plis à 45° .

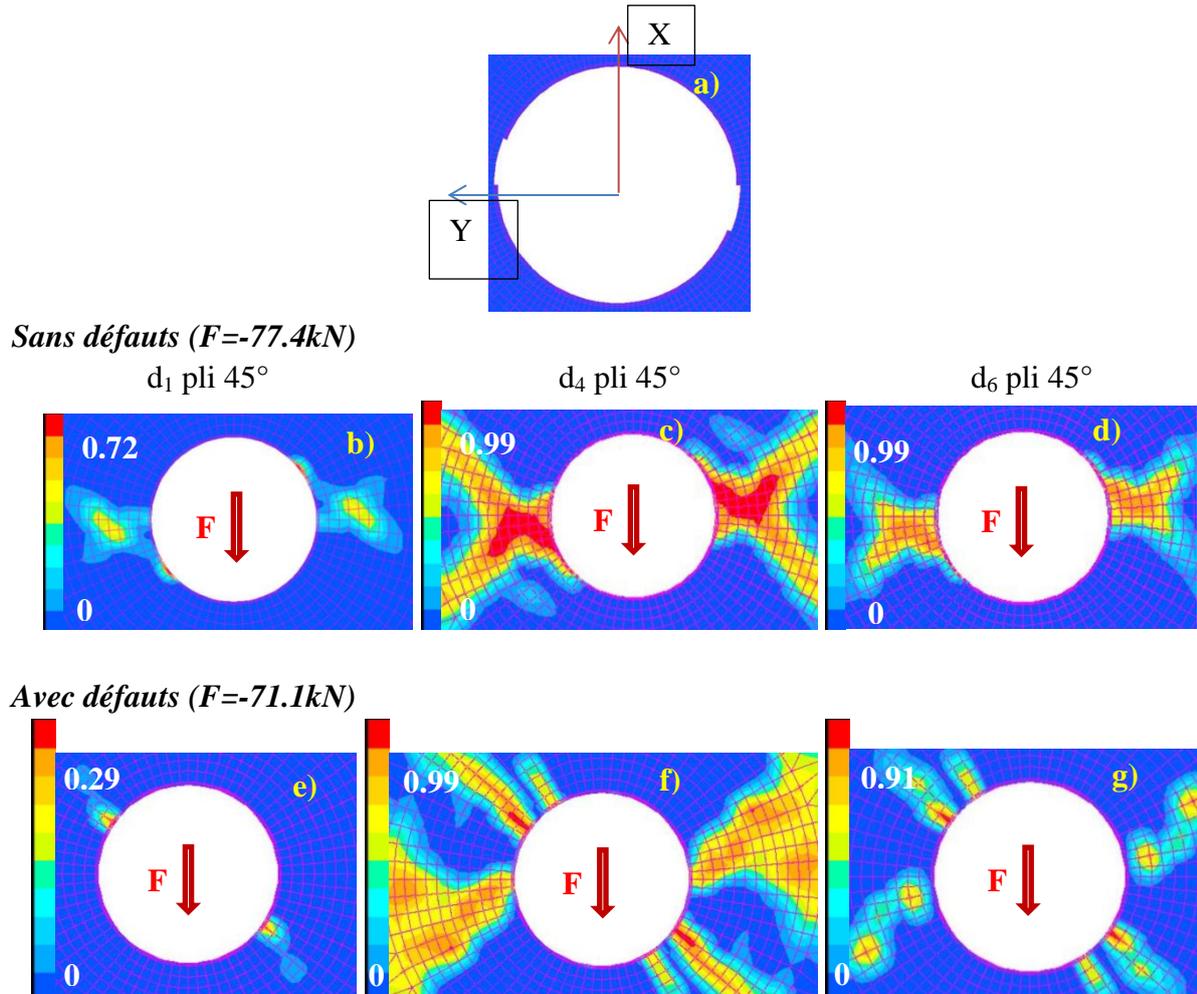


Figure 185 Etat d'endommagement dans les plis à 45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Pour le modèle sans défauts, la zone de rupture sens fibres du pli à 45° est perpendiculaire à l'axe de chargement. Cette zone n'est pas très différente de celle observée pour les modèles sans serrage. Néanmoins, les cartographies d'endommagement en cisaillements plan et hors-plan sont assez différentes de celles des éprouvettes sans serrage (Figure 176c et d). Ceci est lié au fait que le serrage limite les effets hors-plan qui sont à l'origine du délaminage. Le cisaillement (notamment hors-plan σ_{13}) est fortement réduit sous la tête de la fixation en raison de l'effort de compression hors-plan créé par le serrage (les modèles d'endommagement inter et intra laminaire tiennent compte de cet effet). L'effort de compression hors plan lié au serrage limite l'ouverture entre les plis de l'éprouvette. Les plis continuent donc à s'endommager en cisaillement plan et en compression sens fibres tout en étant confinés (d'où les niveaux d'efforts et les déplacements plus importants que pour les modèles sans serrage) jusqu'à la fin de cette zone de compression (zone sous la tête de la fixation) imposée par le serrage.

Pour le modèle avec défauts, les mêmes constatations relatives à l'influence du serrage peuvent être faites. La présence de défauts de paroi décale la rupture des fibres dans la zone située à la périphérie des défauts de paroi. La rupture sens fibres des plis à 45° (d_1) se produit en périphérie des défauts pour des niveaux de charge plus faibles que ceux des modèles sans

défauts. Les zones endommagées en cisaillement (d_4) communes aux deux modèles (dans l'axe perpendiculaire au chargement) sont liées à la présence du pli adjacent à 0° , qui est soumis à des contraintes de compression beaucoup plus importantes que celles auxquelles est soumis le pli à 45° . Par ailleurs en dehors de cette zone commune aux deux modèles, on constate l'apparition d'une zone endommagée en périphérie des défauts de paroi. Ceci est lié au fait que dans cette zone, le pli à 0° situé en dessous, reprend les efforts qui ne peuvent l'être par le pli à 45° en raison de la présence des défauts de paroi.

La Figure 186 donne les cartographies d'endommagement des plis à 0° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

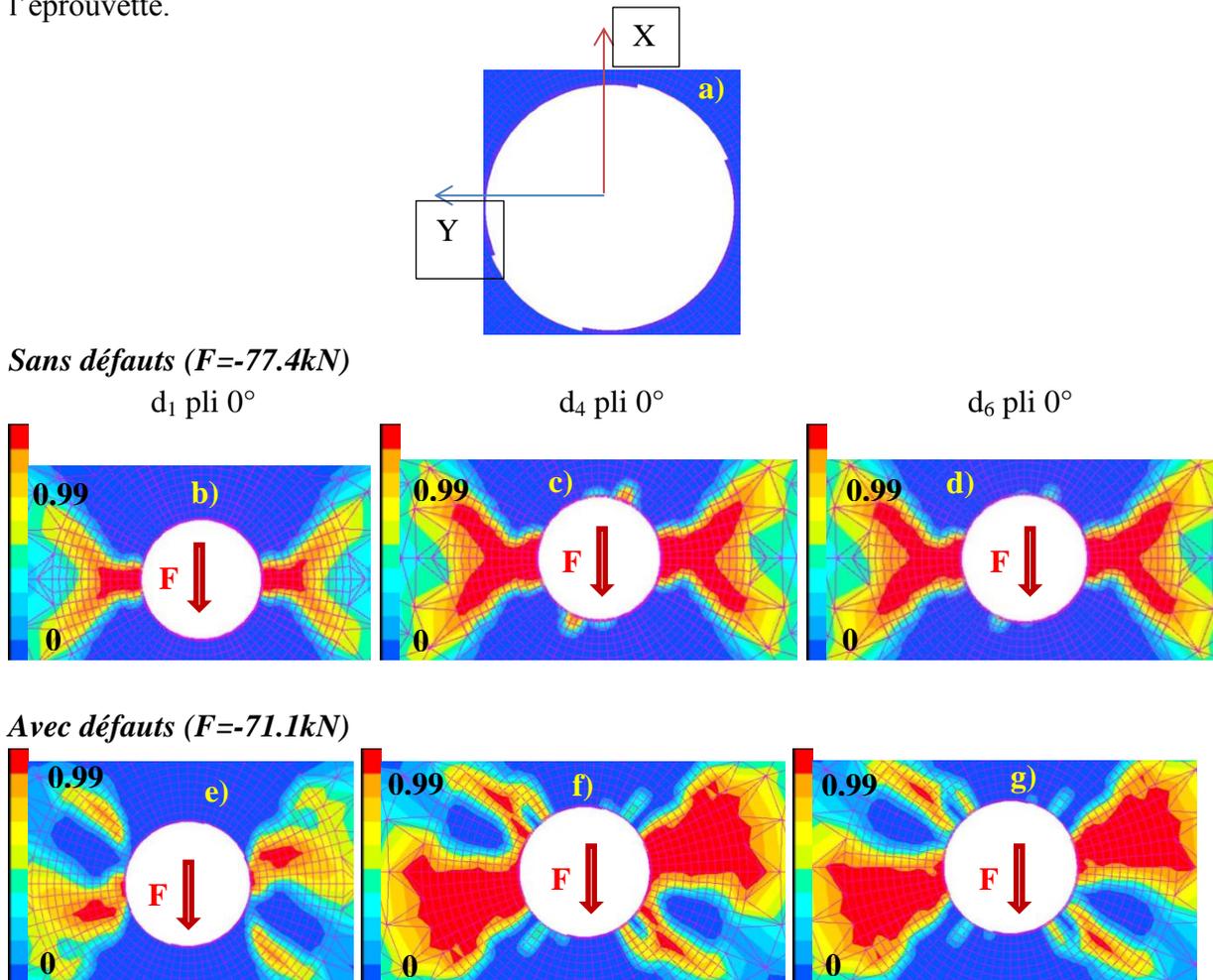


Figure 186 État d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Le pli à 0° est endommagé principalement dans l'axe perpendiculaire à la direction du chargement pour les modèles sans défauts. On remarque la présence de petites zones endommagées en cisaillement et localisées à -45° par rapport à la direction du chargement. Ceci est lié à l'endommagement du pli à -45° situé en-dessous du pli à 0° .

Pour les modèles avec défauts, la zone endommagée sens fibres est légèrement décalée par rapport à celle des modèles sans défauts. La rupture sens fibres des plis à 0° se produit à la périphérie des défauts de perçage dans une zone correspondant à la localisation des défauts

situés sur le pli à 45° adjacent (zone dans laquelle le pli à 0° reprend l'effort ne pouvant être repris par le pli à 45° en raison des défauts de paroi situés sur de dernier). Les endommagements en cisaillements plan et hors-plan suivent la même tendance que la rupture sens fibres (zone endommagée à la périphérie du défaut + zone endommagée en cisaillement liée à la présence de défauts de perçage sur le pli à 45° adjacent).

La Figure 187 représente les cartographies d'endommagement des plis à -45° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

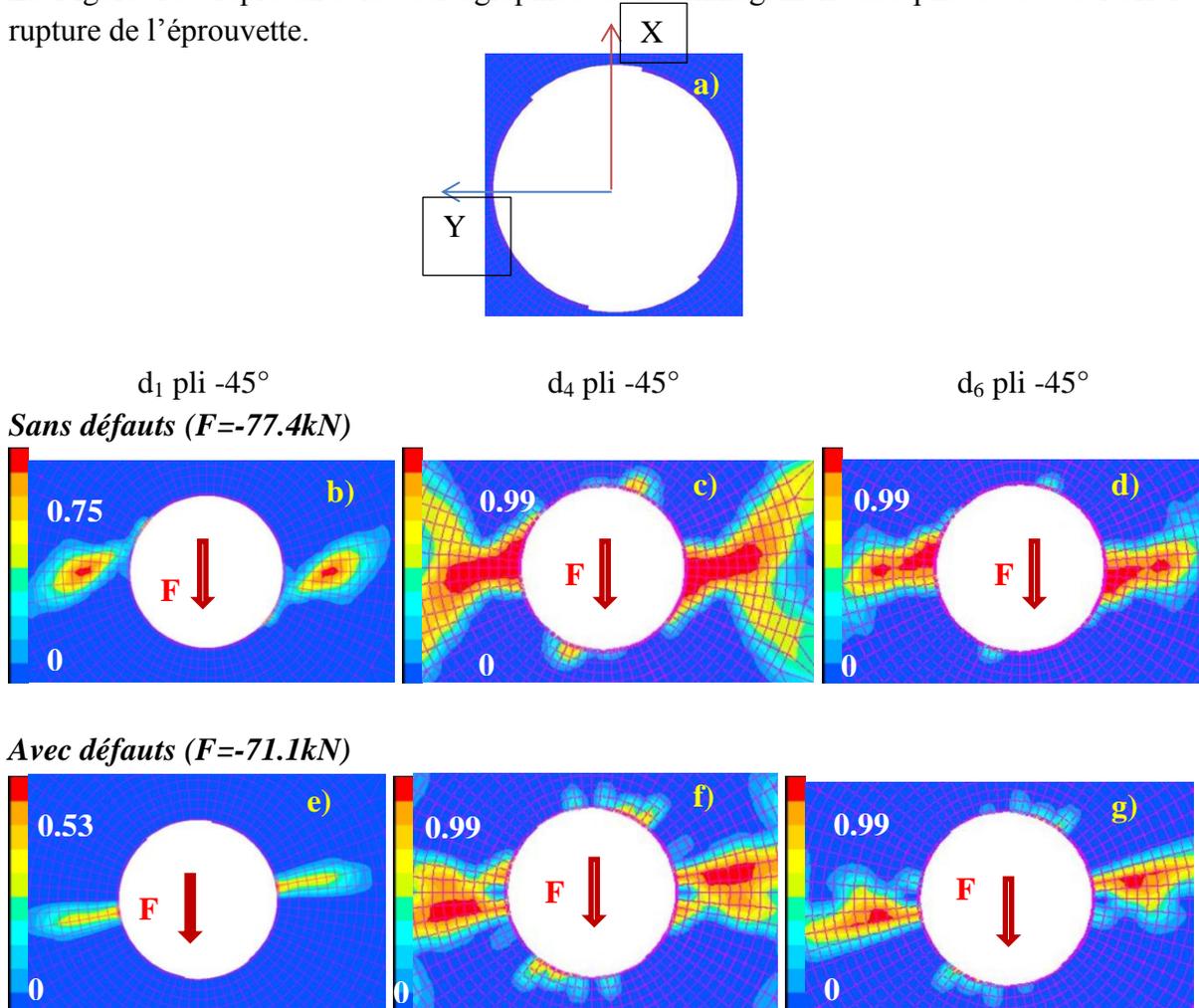


Figure 187 Etat d'endommagement dans les plis à -45° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

L'endommagement dans le pli à -45° pour les modèles sans défauts est principalement localisé dans l'axe perpendiculaire à la direction du chargement. Pour les éprouvettes sans serrage, la présence d'une zone endommagée sens fibres située dans la direction du chargement a été notée (Figure 178b). Ces endommagements sont liés au contact entre la paroi du trou et le boulon dans cette zone. On constate que cette zone est absente pour le modèle avec serrage. Il semblerait que le serrage réduise la rupture des fibres à -45° dans l'axe du chargement. On retrouve néanmoins cette zone endommagée en cisaillement plan et très peu en cisaillement hors-plan. Cela signifierait que le serrage réduit la rupture des fibres à -45° dans cette zone, et étant donné que l'effort de compression hors-plan induit par le serrage

retarde l'apparition des délaminages, l'éprouvette continue à s'endommager en cisaillement plan.

Pour les modèles avec défauts, la rupture du pli à -45° est aussi localisée dans l'axe perpendiculaire à la direction du chargement. On constate l'apparition d'une zone endommagée en cisaillement à la périphérie du défaut de perçage. Cette zone est légèrement plus étendue que pour les modèles sans défauts en raison du fait que le pli à -45° porte le boulon dans la zone où sont situés les défauts de perçage sur le pli à 0° (-45° par rapport à la direction du chargement).

La Figure 188 montre les cartographies d'endommagement des plis à 90° à l'effort à rupture de l'éprouvette.

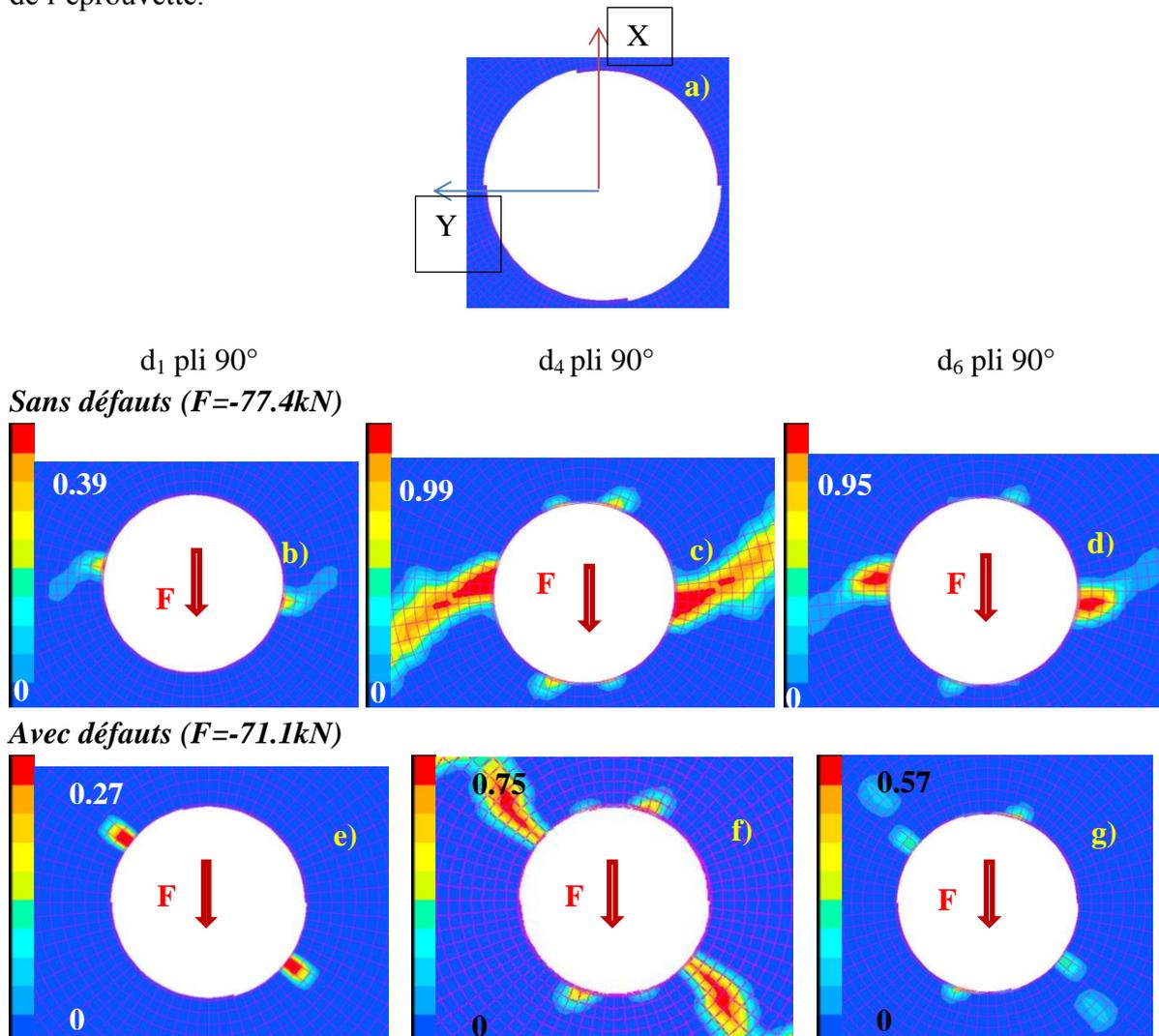


Figure 188 Etat d'endommagement dans les plis à 90° en bord de trou à l'effort à rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

Le pli à 90° est le pli le moins endommagé du stratifié.

Pour les modèles sans défauts, la rupture des fibres est localisée dans l'axe perpendiculaire à la direction du chargement et très peu étendue. La rupture en cisaillement est fortement liée à la présence du pli à -45° situé au-dessus du pli à 90° .

Pour les modèles avec défauts, la rupture des fibres à 90° est principalement localisée dans une zone proche des défauts de perçage. De plus, cette zone correspond aussi à la zone située en périphérie du défaut de paroi du pli à -45°, d'où la rupture des fibres à cet endroit-là. Les zones d'endommagement en cisaillements plan et hors-plan correspondent aussi aux zones occupées par les défauts de perçage sur le pli à -45° adjacent. Ce qui induit une cinétique d'endommagement du pli à 90° avec défauts différente de celle du pli à 90° sans défauts.

La Figure 189 représente les cartographies d'endommagement des plis à 0° après l'effort à rupture et à déplacement identique pour les deux modèles numériques (avec et sans défauts).

Endommagement en bord de trou après l'effort à rupture

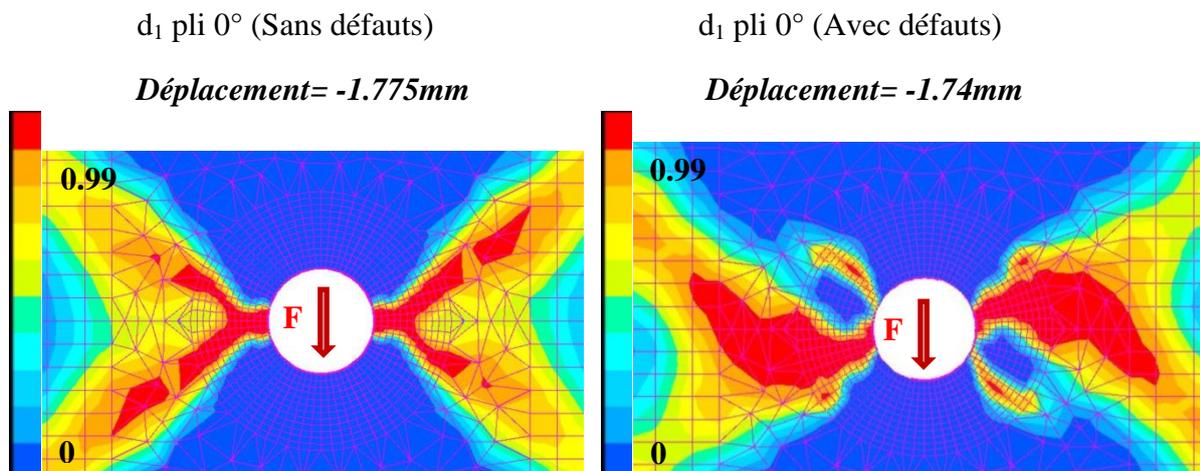


Figure 189 Etat d'endommagement dans les plis à 0° en bord de trou à la rupture pour le stratifié quasi-isotrope avec et sans défauts de paroi

A déplacement identique, après l'effort à rupture, l'observation des cartographies d'endommagement des plis à 0° montre que le modèle avec défauts présente deux zones qui n'apparaissent pas sur la cartographie du modèle sans défauts. Ces deux zones sont liées à la reprise d'efforts du pli à 0° dans la zone où le pli à 45° adjacent présente des défauts de paroi.

Pour résumer la cinétique d'endommagement en compression trou habité avec serrage, on peut noter plusieurs différences par rapport aux modèles avec serrage :

- L'initiation de l'endommagement : la différence réside au niveau du premier pli endommagé. En effet, pour les modèles sans serrage, le premier pli endommagé est le pli à 45° situé à l'extrémité du stratifié. Pour les modèles avec serrage, il s'agit du pli à 0°. L'effort de compression induit par le serrage retarde donc l'endommagement des plis situés aux extrémités du stratifié. Les modèles avec et sans défauts présentent quasiment les mêmes cartographies d'endommagement à la seule différence que la zone endommagée en cisaillement plan est plus étendue au bord du défaut de perçage pour les modèles avec défauts.

- A la rupture de l'éprouvette : la cinétique d'endommagement des modèles avec défauts est « décalée » dans les zones situées près des défauts de perçage. Ces zones s'endommagent plus vite pour les modèles avec défauts que pour les modèles sans défauts. Néanmoins, dans un cas général, le serrage tend à limiter les endommagements sens fibres (ruptures de fibres) et par conséquent, les zones endommagées en cisaillement plan sont globalement plus importantes.
- Après la rupture de l'éprouvette : L'observation des cartographies d'endommagement des plis à 0° montre l'apparition d'une zone endommagée (sens fibres) correspondant à la localisation des défauts de paroi sur le pli à 45° adjacent.

Les mêmes modèles ont été réalisés pour le stratifié fortement orienté. La Figure 190 montre une comparaison du comportement effort-déplacement en compression avec serrage du boulon.

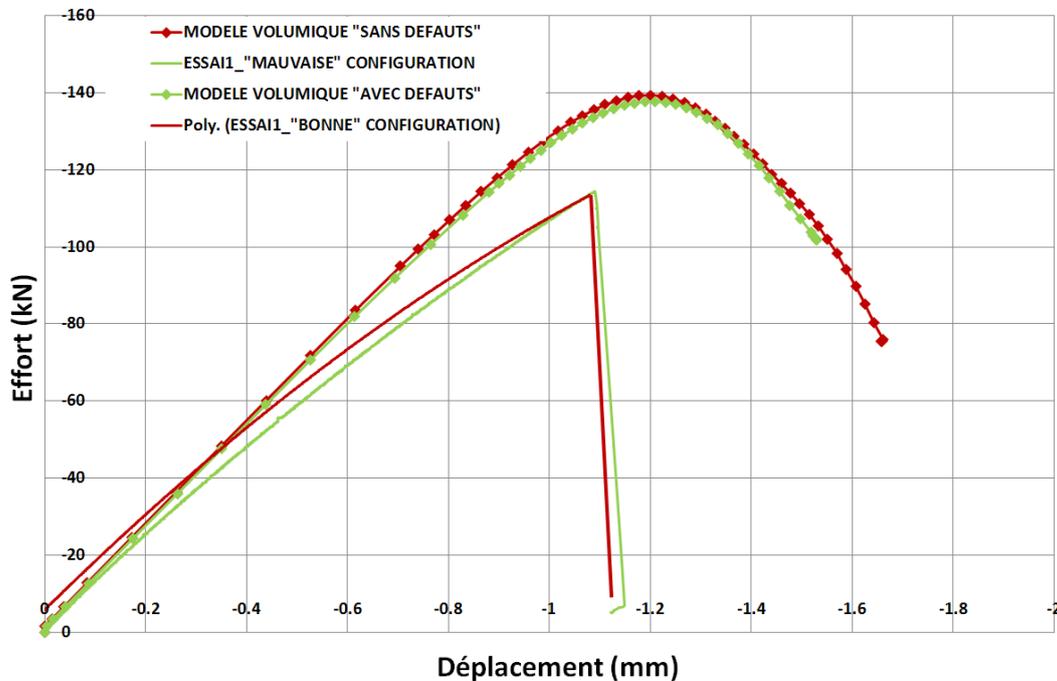


Figure 190 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques des modèles 3D de compression trou habité avec serrage pour le stratifié fortement orienté

Les courbes numériques sont plus « optimistes » que les résultats d'essais.

La cinétique d'endommagement pour ces éprouvettes reste assez proches de celle des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope. Néanmoins, en raison des doubles plis à 0° présents dans la stratification fortement orienté, les plis adjacents aux plis à 0° reprennent moins d'efforts et s'endommagent moins en cisaillement que pour le stratifié quasi-isotrope. C'est pour cette raison qu'il y a moins de différence au niveau de l'effort à rupture entre les modèles avec défauts et les modèles sans défauts.

Le Tableau 25 donne les valeurs des résultats d'essais ainsi que ceux des modèles numériques et dresse une comparaison entre ces derniers.

Tableau 25 Récapitulatif des résultats d'essais et des résultats numériques pour la compression trou habité avec serrage du boulon

	Configuration « Sans » défauts Stratifié quasi-isotrope	Configuration « Avec » défauts Stratifié quasi-isotrope	Configuration « Sans » défauts Stratifié fortement orienté	Configuration « Avec » défauts Stratifié fortement orienté
Moyenne des efforts à rupture expérimentaux (kN)	-66.89	-68.13	-112.82	-114.71
Dispersion sur l'effort à rupture expérimental (%)	2.9	5.3	4.22	3.97
Modèles numériques (kN)	-77.46	-71.12	-139	-138
Ecart essais/modèles (%)	-13.64	-4.2	-18.83	-16.87

Les modèles numériques surestiment l'effort à rupture des éprouvettes testées. De plus, numériquement, pour le stratifié quasi-isotrope, il semblerait qu'il y a une influence des défauts de paroi sur la tenue en compression trou habité avec serrage. Plusieurs explications peuvent être avancées pour expliquer ces résultats. La modélisation des défauts de perçage ne restitue pas exactement l'état de surface réel des éprouvettes. Les coefficients de frottement numériques ne correspondent pas aux coefficients expérimentaux, ce qui pourrait entraîner un effort de serrage trop important.

IV.4 Analyse expérimentale du comportement mécanique en fatigue et tenue résiduelle des stratifiés en compression trouée

IV.4.1 Méthodologie expérimentale des essais de fatigue

Des essais exploratoires de fatigue ont été réalisés afin d'évaluer l'influence de l'état de surface sur la durée de vie des éprouvettes. Ces essais ont été réalisés sur une machine hydraulique de capacité 250kN. Le rapport du chargement en fatigue est $R=-1$. Ces essais sont effectués à effort imposé. La géométrie de ces éprouvettes est la même que celle des éprouvettes de compression trouées habité avec serrage. La charge appliquée correspond à 60% de la charge maximale en compression. Un couple de serrage de 7Nm a été appliqué. Les résultats de ces essais sont présentés dans la partie suivante.

IV.4.2 Comportement en fatigue

Stratifié quasi-isotrope :

Des essais de fatigue ont été réalisés pour des éprouvettes des configurations « bonne » et « mauvaise ». Il a été constaté que la rupture finale des éprouvettes n'est pas liée à l'état de surface de la paroi des trous mais plutôt à des délaminages partant des bords des éprouvettes comme on peut le constater sur les cartographies ultrasons de la Figure 191.

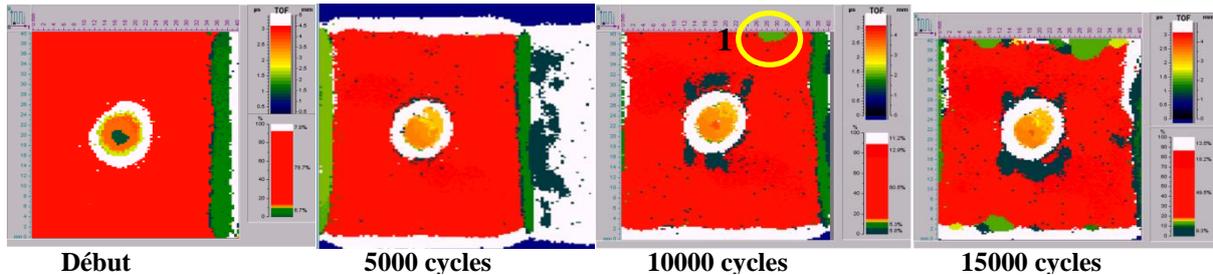


Figure 191. Suivi de l'endommagement en fatigue d'une éprouvette quasi-isotrope par ultrasons.

En effet, les endommagements commencent en bord de trou à environ 5000 cycles de fatigue. C'est un délaminage localisé à l'interface $90^\circ/-45^\circ$. Pour toutes les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope, quelles que soient les configurations de perçage, on observe le même délaminage avec quasiment la même étendue à 5000 cycles de fatigue. A 10000 cycles, ces endommagements ont progressé mais on observe cependant l'apparition d'un délaminage en bord d'éprouvette (repère 1). Cinq mille cycles plus tard, le délaminage en bord de trou a progressé mais pas autant que ceux qui sont situés en bords d'éprouvette. Les délaminages en bords d'éprouvettes deviennent donc prépondérants sur l'endommagement en bord de trou et sont responsables de la rupture ultime de l'éprouvette. Il est donc difficile de savoir si l'état de surface du trou a une influence sur la rupture finale des éprouvettes et donc sur leur durée de vie. Les essais ont été arrêtés pour certaines éprouvettes à 15000 cycles, le boulon a été démonté afin de réaliser des clichés aux rayons X (Figure 192b et Figure 192c).

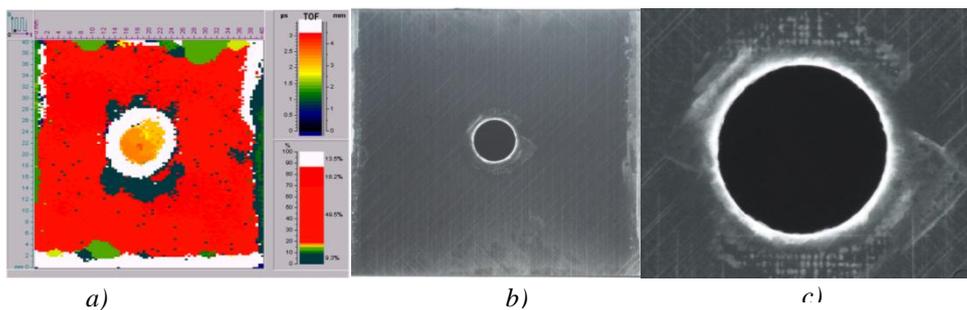


Figure 192 Comparaison entre les cartographies ultrasons et les clichés rayons X

Sur ces clichés de la Figure 192, on peut remarquer les similitudes au niveau de la forme et l'étendue du délaminage en bord de trou. En plus de ce délaminage en bord de trou et des délaminages en bord d'éprouvette, on observe des endommagements dans les plis liés au cisaillement de la matrice qui se présentent sur les photos sous la forme de stries plus claires dans la direction principale du pli.

Stratifié fortement orienté :

Comme pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope des essais de fatigue ont été réalisés pour des éprouvettes des configurations « bonne » et « mauvaise ». La rupture finale des éprouvettes n'est pas liée à l'état de surface de la paroi des trous mais plutôt à des délaminages partant des bords des éprouvettes comme pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope. Les cartographies ultrasons de la Figure 193 montrent la localisation des délaminages à différents stades de l'essai de fatigue

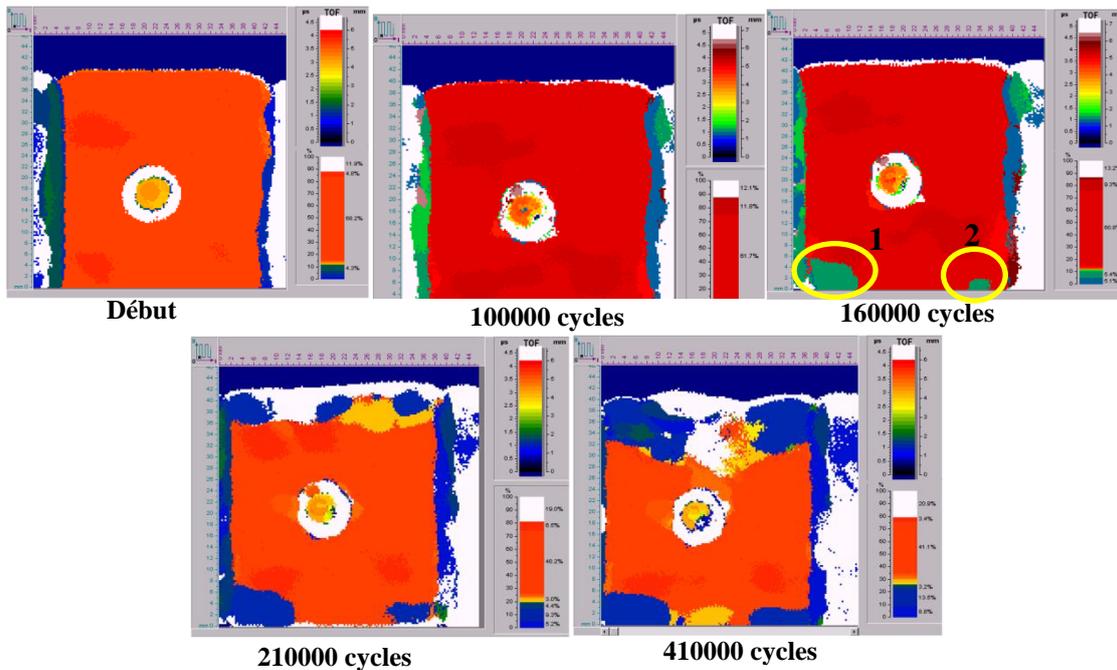


Figure 193. Suivi de l'endommagement en fatigue des éprouvettes fortement orientées par ultrasons

On observe sur ces cartographies l'apparition d'un délaminage en bord d'écrou à partir de 100000 cycles de fatigue. Ce délaminage progresse très lentement et à 160000 cycles de fatigue, commencent à apparaître des délaminages dus aux contraintes interlaminaires en bord d'éprouvette (repères 1 et 2). La propagation de ces délaminages en bord d'éprouvette est très rapide et devient prépondérante sur le délaminage en bord de trou. Les clichés rayons X de la Figure 194b réalisés à 410000 cycles permettent d'observer certains endommagements qui n'ont pas été révélés par les ultrasons, notamment les fissurations matricielles.

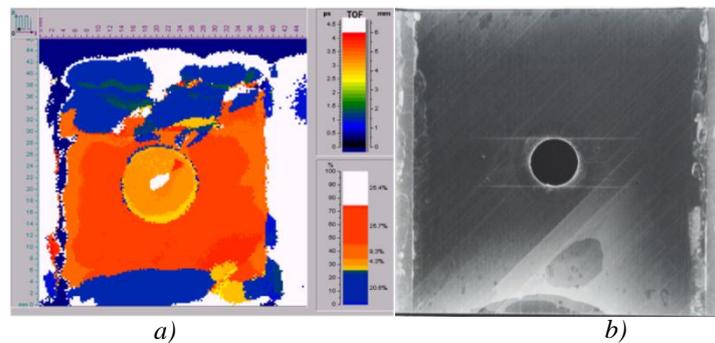


Figure 194. Comparaison entre les cartographies ultrasons et les clichés rayons X

On remarque la présence de deux fissures tangentes au trou et parallèles à l'axe du chargement. Les mêmes observations ont été faites par (HAMDOUN, et al., 2006). C'est le « splitting ». Il s'agit de fissurations matricielles localisées le long des fibres. On observe ce type de phénomène pour des stratifiés fortement orientés et dont l'orientation principale se trouve dans la même direction que le chargement. C'est le cas pour le stratifié fortement orienté dont l'orientation principale est à 0°. Il s'avère néanmoins que la géométrie des éprouvettes (présentée en annexe 3) ne permet pas d'évaluer l'influence de l'état de surface sur la tenue en fatigue. En effet, les effets de bords (délaminages en bord d'éprouvettes) parasitent les résultats et ne permettent pas d'obtenir des résultats exploitables en fatigue. L'alternative qui est proposée afin de pallier à ces problèmes est de réaliser des essais de tenue résiduelle en compression.

IV.4.3 Méthodologie des essais de tenue résiduelle en compression trou habité avec serrage

Ces essais consistent en la réalisation d'un essai de fatigue sur des éprouvettes (trouées habitées avec serrage du boulon de 7Nm) jusqu'à un certain nombre de cycles, puis de faire un essai statique. L'idée proposée ici est de réaliser des essais de fatigue ($R=-1$ et $F=60\%$ de F_{statique}) jusqu'à ce qu'apparaissent les délaminages en bord de trou mais avant que n'apparaissent les délaminages en bord d'éprouvettes. Ensuite, des essais de compression sont réalisés afin de voir quelle est la tenue en compression de l'éprouvette « fatiguée » liée à la progression de l'endommagement en bord de trou. Ceci part du postulat que l'apparition et la progression du délaminage en bord de trou sont liées à l'état de surface initial de ce trou. Pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope, le nombre de cycles de fatigue choisi est de 5000 cycles car des cartographies ultrasons et des clichés rayons X ont permis de constater qu'à 5000 cycles de fatigue, l'endommagement en bord de trou est initié mais pas les délaminages en bord d'éprouvettes. Pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté le nombre de cycles de fatigue choisi est de 150000 cycles.

IV.4.4 Comportement en tenue résiduelle en compression

IV.4.4.1 Comportement des éprouvettes en fatigue

Stratifié quasi-isotrope :

La Figure 195 présente les résultats des essais de fatigue (évolution de la raideur en traction en fonction du nombre de cycles) préalablement réalisés sur cinq éprouvettes de chacune des configurations (« bonne » et « mauvaise »). Toutes les courbes présentées dans cette partie représentent des moyennes mobiles des 5 courbes de chacune des deux configurations testées.

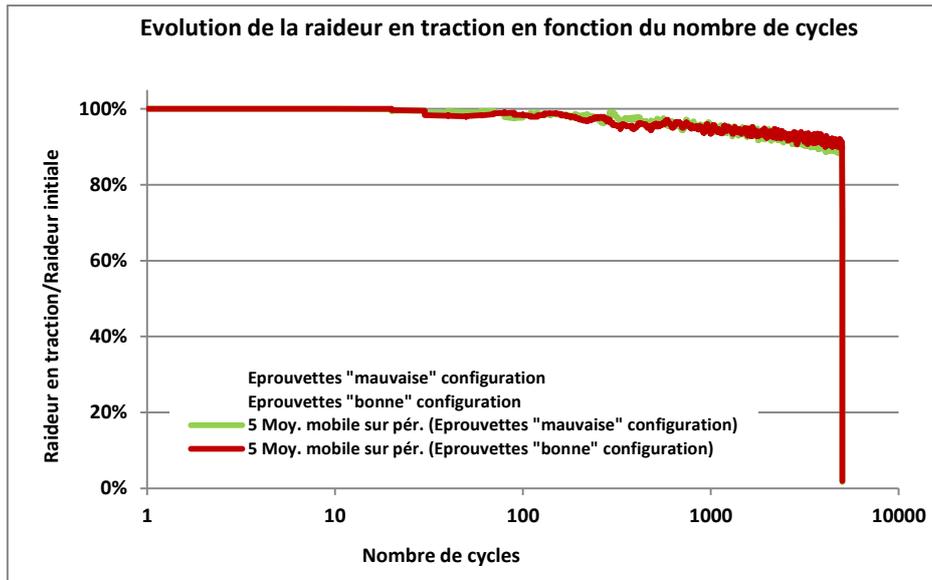


Figure 195 Evolution de la raideur en traction en fonction du nombre cycles pour éprovettes QI

On constate que la raideur en traction diminue avec l'augmentation du nombre de cycles de fatigue. On constate qu'il n'y a pas d'influence de l'état de surface sur le comportement en traction des éprovettes du stratifié quasi-isotrope.

La Figure 196 présente l'évolution de la raideur en compression en fonction du nombre de cycles pour les éprovettes du stratifié quasi-isotrope.

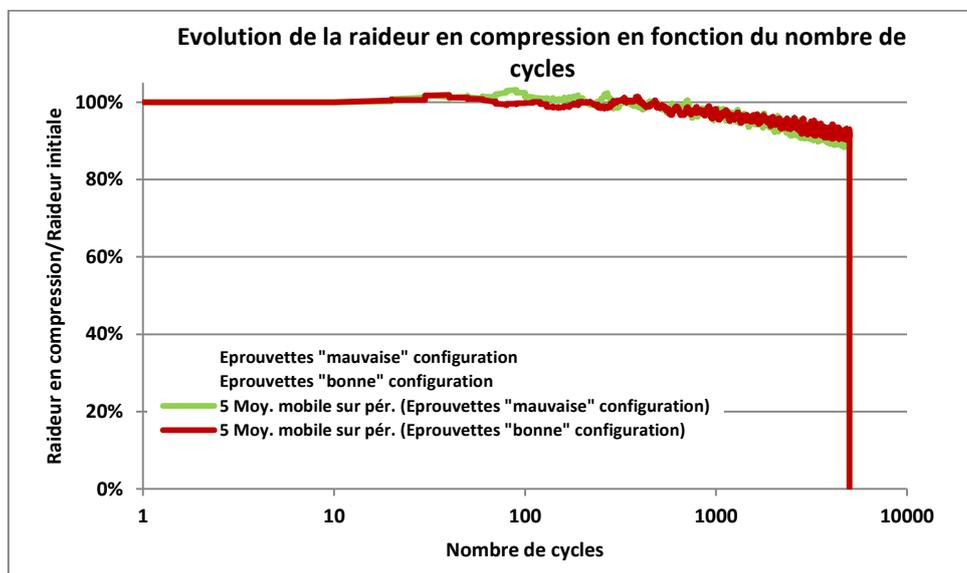


Figure 196 Evolution de la raideur en compression en fonction du nombre cycles pour éprovettes QI

La raideur en compression diminue aussi avec l'augmentation du nombre de cycles de fatigue. On constate qu'il n'y a pas d'influence de l'état de surface sur le comportement en compression des éprovettes du stratifié quasi-isotrope.

Stratifié fortement orienté :

La Figure 197 présente l'évolution de la raideur en traction en fonction du nombre de cycles pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté. Les essais de fatigue ont été préalablement réalisés sur cinq éprouvettes de chacune des configurations (bonne et mauvaise).

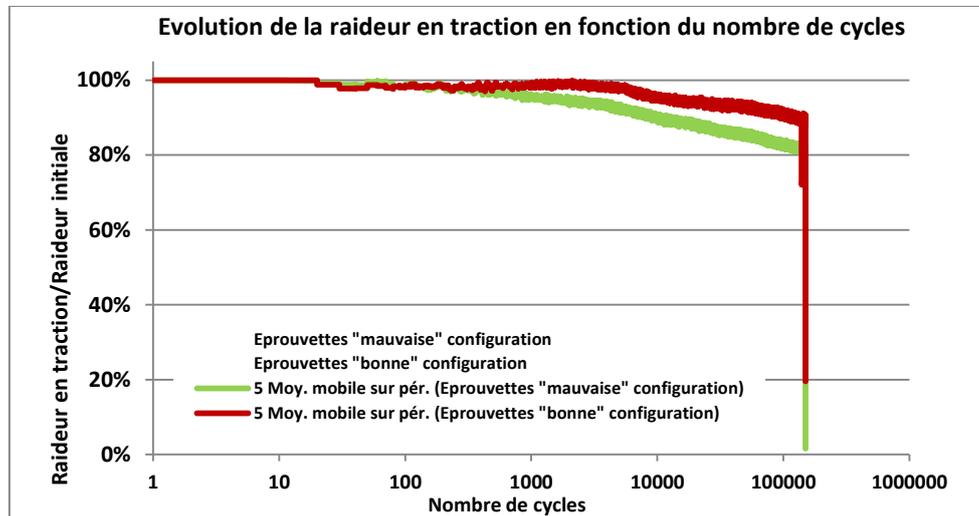


Figure 197 Evolution de la raideur en traction en fonction du nombre cycles pour éprouvettes FO

La raideur en traction des éprouvettes de la « mauvaise » configuration semble chuter plus rapidement que celle des éprouvettes de la « bonne » configuration jusqu'à 5000 cycles de fatigue. En effet, on observe un palier pour les éprouvettes de la « bonne » configuration entre 500 et 6000 cycles environ où la raideur ne chute quasiment pas, alors que pour les éprouvettes de la « mauvaise » configuration, la raideur continue à chuter. Cela signifie que la présence de défauts de perçage aurait une influence sur la raideur en traction des éprouvettes. Ces défauts facilitent peut-être l'apparition de fissurations intralaminaires qui représentent un mode d'endommagement courant en traction. Au terme des 150000 cycles de fatigue, l'écart entre les deux courbes semble plus important que celui observé à 5000 cycles. Les éprouvettes de la « bonne » configuration présentent une chute de raideur de 10% alors que celles de la « mauvaise » configuration présentent une chute de raideur de 20% environ. La présence des défauts de paroi, principalement localisés pour ce stratifié sur les plis à 0° (-45° et 135° par rapport à la direction principale du stratifié), semble accélérer la perte de raideur en traction des éprouvettes de la « mauvaise » configuration.

La Figure 198 présente l'évolution de la raideur en compression en fonction du nombre de cycles pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté.

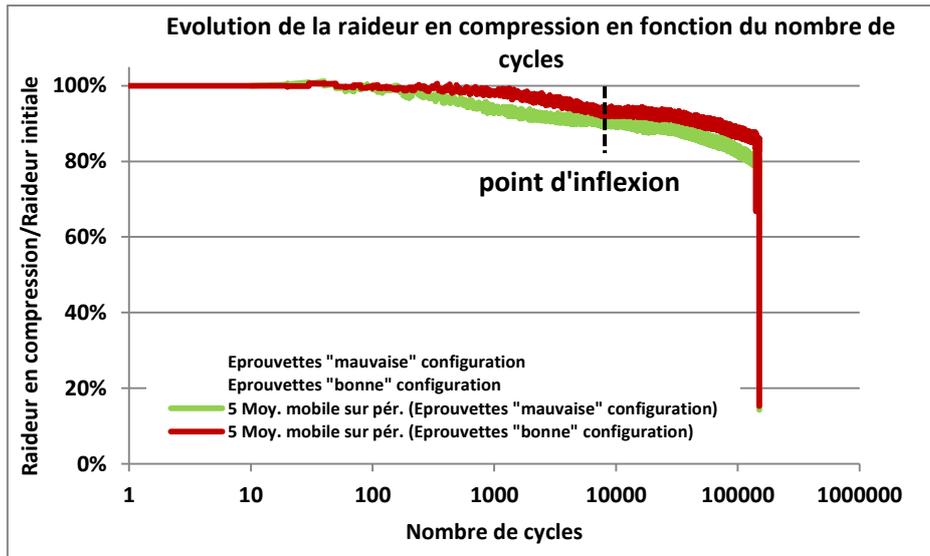


Figure 198 Evolution de la raideur en compression en fonction du nombre cycles pour éprouvettes FO

La raideur en compression des éprouvettes de la « mauvaise » configuration semble chuter plus rapidement que celle des éprouvettes de la « bonne » configuration dans les 2000 premiers cycles de fatigue. On observe un palier pour les éprouvettes de la « bonne » configuration entre 500 et 2000 cycles environ où la raideur ne chute quasiment pas, alors que pour les éprouvettes de la « mauvaise » configuration, la raideur continue à chuter. Par la suite, la perte de raideur en fonction du nombre de cycles semble suivre la même tendance pour les deux configurations. On observe la présence d'un point d'inflexion à 6000 cycles de fatigue correspondant à une reprise de raideur pour les éprouvettes des deux configurations. L'effort de compression aurait tendance à « refermer » les fissurations intralaminaires créées par la sollicitation en traction. Cela signifie que la présence de défauts de perçage aurait une influence sur la raideur en compression des éprouvettes.

IV.4.4.2 Comportement des éprouvettes en statique

Stratifié quasi-isotrope :

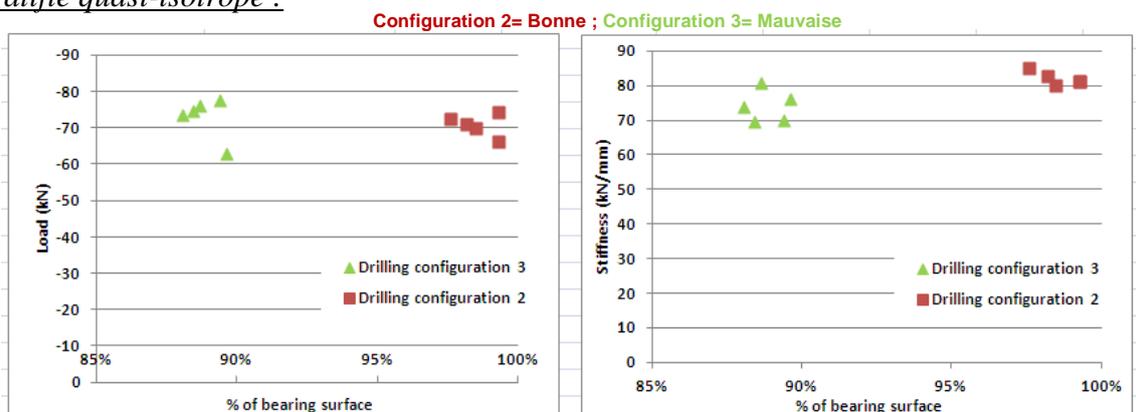


Figure 199 Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante

La Figure 199 représente l'évolution de l'effort et de la raideur en compression après fatigue en fonction du pourcentage de surface portante pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope.

Les courbes d'essais de tenue résiduelle en compression trou habité avec serrage pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope sont présentées sur la Figure 200:

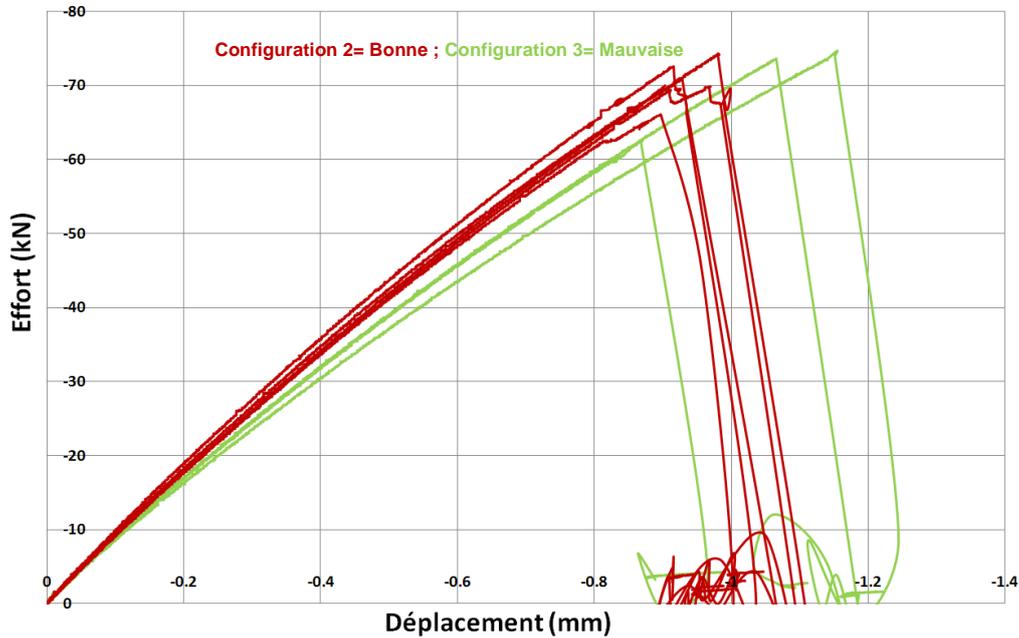


Figure 200 Tenue résiduelle en compression des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope

On constate qu'il n'y a aucune influence de l'état de surface du trou sur l'effort à rupture des éprouvettes. Néanmoins, on observe une chute de raideur des éprouvettes de la « mauvaise » configuration par rapport à celles de la « bonne » configuration. Cette baisse de raideur est peut-être liée à un endommagement en bord de trou après fatigue plus important pour ces éprouvettes.

Stratifié fortement orienté :

La Figure 201 représente l'évolution de l'effort et de la raideur en compression après fatigue en fonction du pourcentage de surface portante pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté :

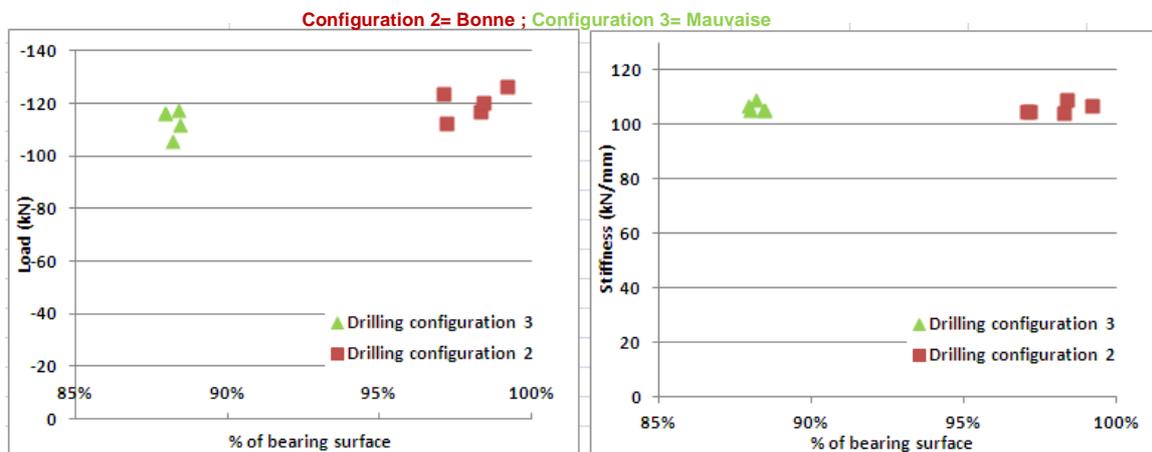


Figure 201 Evolution de l'effort de compression et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante

Les courbes d'essais de tenue résiduelle en compression trou habité avec serrage pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté sont présentées sur la Figure 202.

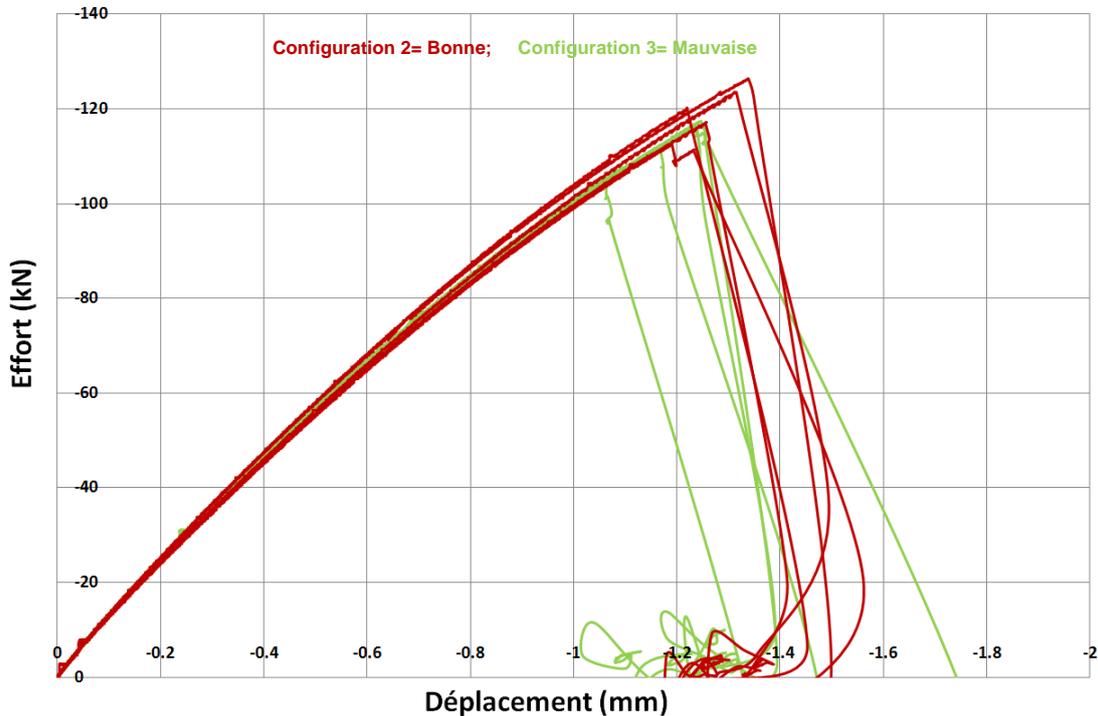


Figure 202 Tenue résiduelle en compression des éprouvettes du stratifié fortement orienté

On observe une légère influence de l'état de surface sur l'effort à rupture (5,5%) des éprouvettes mais aucune influence sur la raideur. On peut se poser la question de savoir s'il y a bien une influence de l'état de surface ou bien au contraire si ces 5,5% rentrent dans la dispersion des essais. La raison pour laquelle l'état de surface pourrait avoir une influence est que pour le stratifié fortement orienté, les principaux défauts sont très localisés à un endroit de la paroi du trou (-45° et 135°). On peut logiquement penser que lors du chargement en fatigue, ces zones importantes mais néanmoins localisées ont tendance à fragiliser la paroi du trou à cet endroit, rendant probable l'apparition d'un délaminage et sa propagation à partir de ces défauts. De plus, il a été constaté qu'à l'issue de l'essai de fatigue préalablement réalisé sur ces éprouvettes, les éprouvettes de la « mauvaise » configuration présentent une perte de raideur en traction et en compression plus importante que les éprouvettes de la « bonne » configuration. Ce n'est pas le cas pour le stratifié quasi-isotrope car pour ce dernier, plusieurs zones sont fragilisées par les défauts mais ces zones sont moins étendues que pour le stratifié fortement orienté. Les défauts sont équitablement répartis sur la circonférence du trou, on pourrait presque dire que ces défauts « s'équilibrent » et vont se propager moins rapidement que pour le stratifié fortement orienté où la localisation des défauts principaux dans une seule zone en particulier déséquilibre le flux d'effort, créant ainsi une concentration de contrainte dans cette zone. De plus les résultats des essais de fatigue pour les éprouvettes du stratifié quasi-isotrope montrent un comportement en traction/compression identique quelle que soit la configuration de perçage.

Les résultats de ces essais ont été comparé aux essais de compression trou habité avec serrage, étant donné que les géométries des éprouvettes, les configurations de perçage et le couple de serrage appliqué sont les mêmes. Ces comparaisons ont été réalisées afin de voir si la tenue en compression est améliorée après fatigue de l'éprouvette. Les résultats sont assez intéressants et consignés dans le Tableau 26 :

Tableau 26 Comparaison entre la tenue résiduelle en compression et la tenue en compression statique

Stratifié	Configuration de perçage	FHC avec serrage		Compression résiduelle		% d'amélioration
		Moyenne $F_{rupture}$	Dispersion (%)	Moyenne $F_{rupture}$	Dispersion (%)	
QI	Bonne	-66,89	2,93	-70,73	4,39	5,43
QI	Mauvaise	-68,13	5,32	-75,51	2,29	9,77
FO	Bonne	-112,82	4,22	-119,96	4,53	5,95
FO	Mauvaise	-114,71	3,97	-113,46	4,2	-1,1

On constate qu'en général la tenue en compression est améliorée lorsque l'éprouvette est préalablement « fatiguée ». Ces résultats sont la conséquence du fait que lors des essais de fatigue, le trou est « maté » et la surface portante de l'éprouvette augmente car les défauts de perçage sont écrasés. Néanmoins, pour le stratifié fortement orienté dans la « mauvaise » configuration de perçage, il n'y a aucune amélioration de la tenue en compression. Ceci corrobore l'explication selon laquelle la localisation des défauts pour ce stratifié crée un champ de concentration de contraintes important dans cette zone et favorise l'apparition prématurée de délaminages à cet endroit-là. Il pourrait y avoir deux explications au fait que la tenue en compression n'est pas améliorée pour ces éprouvettes. D'une part ces défauts favorisent l'apparition de délaminages précoces lors de l'essai de fatigue de l'éprouvette et alors ces délaminages seraient à l'origine de la rupture en statique de l'éprouvette. D'autre part, même avec le matage du trou lors de l'essai de fatigue, il se pourrait que les défauts de perçage trop importants ne soient pas complètement écrasés et que lors de l'essai statique, ils favorisent l'apparition rapide des délaminages.

La tenue en compression semble être améliorée après une certaine durée de vie de l'éprouvette à la seule condition que les défauts de perçage ne soient pas tous localisés dans la même zone créant une redistribution des flux d'efforts dans les plis.

IV.5 Conclusion

L'analyse expérimentale a permis de démontrer que :

- L'état de surface a une influence sur le comportement mécanique des éprouvettes. La présence de défauts de perçage sur un pli entraîne un transfert de charge plus important pour le pli adjacent.
- La localisation des défauts de perçage doit être aussi prise en compte car suivant l'axe du chargement, ces zones peuvent être sollicitées ou pas.
- Le serrage permet de retarder l'apparition des délaminages et donc de réduire grandement l'influence de l'état de surface du trou sur la tenue en compression.

- Les essais de fatigue n'ont pas été concluants car des effets de bords (délaminages en bord d'éprouvette) ne permettent pas d'évaluer l'influence de l'état de surface sur la durée de vie des éprouvettes.
- Les essais de tenue résiduelle en compression ont démontré que le matage du trou réalisé pendant l'essai de fatigue « gomme » en partie l'influence de ces défauts en les écrasant et donc en augmentant la surface portante du trou. Ce n'est pas le cas pour les éprouvettes dont les défauts sont très localisés. La présence des défauts de perçage fait chuter l'effort résiduel en compression par rapport aux éprouvettes qui ont très peu de défauts. De plus, pour toutes les autres éprouvettes, on a constaté que le matage du trou réalisé en fatigue améliore la tenue en compression des éprouvettes sauf dans le cas où les défauts sont localisés.

Les modèles numériques ont permis de déterminer la cinétique d'endommagement liée à la présence des défauts de paroi. De façon globale, il a été constaté que les plis s'endommagent :

- sens fibres (d_1) dans les zones qui sont en contact avec les défauts de paroi
- en cisaillements plan et hors-plan dans les zones dans lesquelles sont localisés les défauts de paroi des plis adjacents.

Les phénomènes liés à la rupture des éprouvettes sont plutôt bien restitués par ces modèles. Il a été démontré que :

- Pour certaines sollicitations (notamment la compression trou habité avec un pion), les défauts de paroi influencent la tenue mécanique des composites stratifiés.
- Le serrage minimise l'influence des défauts de paroi. L'effet de confinement est bien restitué notamment par le modèle numérique fortement orienté (FHC).
- Pour les stratifiés fortement orientés (à 0°), la présence de doubles couches de plis à 0° permet de minimiser l'influence des défauts de perçage localisés sur le pli adjacent à ces doubles couches de plis à 0° .

Des essais supplémentaires (flexion 4 points et pull-through) ont été réalisés, puis modélisés numériquement. Pour des raisons de concision de ce chapitre, ces résultats sont présentés en annexes 4 et 5.

CONCLUSION GENERALE

Cette recherche a porté sur l'analyse des défauts de paroi et de leur criticité sur la tenue mécanique des structures composites percées. Les différentes étapes et acquis sont présentés ci-après :

- Une étude bibliographique a permis de faire l'état de l'art du perçage des matériaux composites et des critères de qualité existants. Au bilan, il n'existe que très peu d'études réalisées sur l'influence des défauts de paroi seuls sur la tenue mécanique des stratifiés et le lien n'a pas été clairement établi. Cette étude a aussi permis de réaliser des choix de conditions de coupe (géométrie et matériaux d'outils, paramètres de coupe) et de recenser les différents critères permettant d'évaluer l'état de surface après usinage (et en particulier du perçage) des matériaux composites.
- Une analyse approfondie de l'état de surface d'un panel d'une centaine de trous a été réalisée. Une méthode de mesure a été mise en place permettant ainsi d'avoir une cartographie exhaustive de la paroi du trou. Un critère surfacique qui quantifie la surface portante du trou a été proposé. Une analyse comparative entre le critère de surface portante et les critères usuels a été faite. Les deux approches donnent des résultats différents. De plus, il a été observé que l'opération de perçage des matériaux composites induit l'apparition de fissures partant du bord du trou dans la direction principale du pli. Trois configurations de perçage ont été finalement choisies pour être testées lors d'essais mécaniques.
- Un panel quasi-exhaustif d'essais mécaniques a été réalisé afin d'évaluer l'influence de l'état de surface des parois percées sur la tenue mécanique des éprouvettes. D'une façon générale, cet état de surface ne semble pas avoir d'influence sur la tenue mécanique des éprouvettes à quelques exceptions près. En effet, en matage $\frac{1}{2}$ trou et en compression trou habité avec un pion, un « mauvais » état de surface crée un abattement des performances mécaniques. Quelques essais exploratoires de fatigue, puis de tenue résiduelle en compression ont aussi été réalisés. Les raideurs en traction et compression des éprouvettes du stratifié fortement orienté ayant un « mauvais » état de surface semblent chuter plus rapidement que celles des éprouvettes ayant un « bon » état de surface. Les essais de tenue résiduelle en compression ont montré globalement une amélioration des performances mécaniques en compression excepté pour les éprouvettes du stratifié fortement orienté ayant un « mauvais » état de surface (les défauts de paroi pour ce stratifié sont localisés à -45° et 135° par rapport à la direction du chargement). Globalement, ce chapitre a permis de comprendre en partie la cinétique d'endommagement liée à la présence des défauts de paroi. La nécessité de réaliser un serrage conforme pour des éprouvettes trouées en compression trou habité (ne faisant cependant pas partie d'un assemblage) a été démontrée.

- Une analyse numérique par éléments finis de la plupart des essais précédents a été réalisée en parallèle. Une bonne corrélation essais/calculs a été observée pour la plupart de ces modèles. La compréhension des phénomènes menant à la rupture des éprouvettes et l'influence des défauts de paroi sur ces modes de rupture a été approfondie. Dans un cas général, il a été constaté que la présence de défauts de paroi sur un pli entraîne la rupture sans fibres des zones en contact direct avec ces défauts et la rupture en cisaillement des zones étant en contact avec les défauts de paroi des plis adjacents. Le comportement global des éprouvettes avec serrage est assez bien reproduit par les modèles numériques. Le serrage permet de limiter l'influence des défauts de paroi dans le cas d'éprouvettes en compression trou habité non assemblées.

Cette étude est au bilan une première étape dans la compréhension des liens entre les défauts de paroi et la tenue mécanique des éprouvettes stratifiés percées. Nécessairement la question de la mesure de ces défauts et de l'utilisation d'indicateurs pertinents a été posée. Il reste de nombreuses questions sur ce sujet et on peut poser les questions suivantes auxquelles il conviendra de répondre dans des études ultérieures :

- Les études ayant été réalisées pour l'essentiel en statique, des questions se posent sur la réponse en fatigue qui n'a été que peu explorée pour des questions de temps dans ce travail.
- La même problématique se pose pour les assemblages. De même, quid des assemblages multi-matériaux et des perçages de grands diamètres ?
- La diversité des matériaux et structures composites est grande et il conviendrait de mettre au point une méthodologie expérimentale/numérique de détection de la criticité des défauts pour des couples matériaux/drapages nouveaux.
- Le critère de surface portante a été mis en avant et donne de bons résultats dans le cadre de cette étude. La base de données des cartographies des centaines de trous usinés n'a toutefois pas pu être assez exploitée. Il serait intéressant d'essayer de définir des critères ad hoc et de mesurer leur sensibilité grâce à cette base de données. La question de méthodologies de mesures spécifiques autres que le rugosimètre et adaptées aux composites se pose aussi. La mesure pourrait être surfacique, peut-être localisée, et devrait être rapide et précise. Or il n'existe pas encore de moyens adaptés en ce sens à l'heure actuelle et un effort de développement devrait être demandé aux fournisseurs dans ce sens.

Les méthodologies utilisées dans cette recherche pourraient être elles aussi améliorées. En particulier, les essais sur tranche devraient être améliorés par :

- La création des défauts par un moyen plus précis et fiable que le fil diamanté
- Le contrôle et la mesure du serrage tout en le faisant varier afin de mieux cerner le phénomène de confinement et son influence sur la rupture des éprouvettes

Les modèles numériques 2D peuvent être enrichis par un meilleur couplage interface pli. Cela nécessite des essais supplémentaires permettant de déterminer les différents coefficients de couplage. Une autre voie de recherche pourrait être la modélisation de l'écrasement en

explicite par des SPH (Smooth Particles Hydrodynamics) en dynamique rapide (ESPINOSA, et al., 2012). Cette approche est développée en ce moment dans le laboratoire. Il s'agit d'une technique de commutation des éléments finis en particules à la rupture. Elle est utilisée pour créer des fissures et de l'accumulation de matière au cours de l'écrasement de la structure (Figure 203)

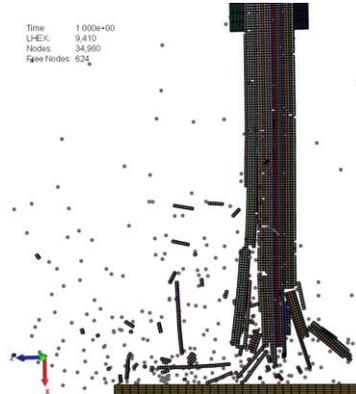


Figure 203 Exemple de modèle d'écrasement avec des SPH (ESPINOSA, et al., 2012)

Les essais de fatigue nécessitent un nombre plus important d'éprouvettes et un suivi d'essais plus rigoureux. De plus, les géométries des éprouvettes de fatigue doivent être améliorées afin d'éviter les ruptures en bord d'éprouvettes et de ne tester que l'influence de l'état de surface du trou sur la durée de vie des éprouvettes. Des modèles numériques de fatigue et de tenue résiduelle en compression pourront être réalisés. L'endommagement diffus de l'éprouvette lors de l'essai de fatigue peut être modélisé à l'aide des lois d'endommagement proposées par (LEMAITRE, et al., 1985).

$$\frac{\partial d}{\partial N} = \delta \cdot \left[\frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon_{Stat}} \right]^\alpha \cdot \left[\frac{1}{(1-d)} \right]^\beta$$

Où :

- ε_{Stat} est la déformation moyenne de référence,
- $\Delta \varepsilon$ est l'amplitude des déformations au cours d'un cycle,
- α, β, γ sont les paramètres de la loi,
- N est le nombre de cycle.

De plus des essais bi-axiaux peuvent être réalisés en faisant varier θ (Figure 204) afin de d'évaluer l'influence de la localisation des défauts de paroi sur le comportement mécanique des structures.

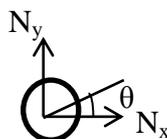


Figure 204 Essai Bi-axial

Les modèles numériques de matage pur (annexe 6) prédisent des baisses importantes de l'effort à rupture pour certaines valeurs de pourcentage de surface portante. Les conditions de perçage les plus extrêmes appliquées dans cette thèse n'ont pas permis d'obtenir des pourcentages de surface portante inférieurs à 81%. Afin de corrélérer les prédictions des modèles numériques aux résultats expérimentaux, des essais de perçage permettant d'obtenir des pourcentages de surface portante inférieurs à 81% pourront être réalisés.

L'influence de la surface portante lors de l'installation des fixations devrait être investiguée notamment dans les cas où ces dernières sont installées avec un jeu faible. En effet, cela augmenterait la surface portante du trou. De plus, il serait intéressant de vérifier si pour deux trous réalisés dans de « bonne » et « mauvaise » configurations, l'installation avec un faible jeu ne contribuerait pas à propager les défauts initiaux pour le « mauvais » trou, et qu'elle aurait tendance à améliorer la surface portante et les performances mécaniques du « bon » trou.

Des essais sur des éclissages représenteraient la suite logique à donner à cette thèse. Il serait intéressant d'évaluer l'influence de la surface portante sur la tenue mécanique des assemblages et de voir si les mécanismes d'endommagement globaux des assemblages sont prépondérants sur l'état de surface initial du trou.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

(ABRAO, et al., 2008)

ABRAO, AM.; CAMPOS RUBIO, J.; FARIA, PE. et DAVIM, JP. “The Effect of cutting tool geometry on thrust force and delamination when drilling glass fibre reinforced plastic composite” *Materials and Design*, pp. 508–513, 2008

(ABRATE, et al., 1997)

ABRATE, S. et WALTON, D. A. “Machining of composite material part I: Traditional methods; *Composites Engineering Handbook*”, P. K. Mallick, Ed. Marcel Dekker, 1997

(AFNOR)

AFNOR NF-X-06-065 “Introduction à l’utilisation des tests statistiques: Comparaison de deux échantillons”

(ALLIX, et al., 2003.)

ALLIX, O.; FEISSEL, P. et THÉVENETP, P. “A delay damage mesomodel of laminates under dynamic loading: basic aspects and identification issues”, *Computers and Structures*, vol. 81, pp. 1177-1191, 2003

(ALLIX, et al., 2000.)

ALLIX, O.; LADEVÈZE, P.; DEÛ, J. F. et LÉVÊQUE, D. “A mesomodel for localisation and damage computation in laminates”, *Computer methods in applied mechanics and engineering*, vol. 183, pp.105-122, 2000

(ALLIX, et al., 1996.)

ALLIX, O.; LEVEQUE, D. et PERRET, L. “Identification d'un modèle d'interface interlaminaire pour la prévision du délaminage dans les composites stratifiés” *Comptes rendus des 10èmes Journées Nationales sur les Composites JNC-10*, vol. 3, pp. 1041-1052, 1996

(AOYAMA, et al., 2001)

AOYAMA, E.; NOBE, H. et HIROGAKI, T. “Drilled hole damage of small diameter drilling in printed wiring board”, *Journal of material processing technology*, vol. 118, pp. 436-441, 2001

(AROLA, et al., 2003)

AROLA, D. et MC CAIN, M. L. “Surface texture and the stress concentration factor for FRP components with holes”, *Journal of Composite Materials*, vol. 37, n°16 pp. 1439-1460, 2003

(AROLA, et al., 1997)

AROLA, D. et RAMULU, M. “Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites: a finite element analysis”, *International journal of mechanics sciences*, vol. 39, pp. 597-613, 1997

(AROLA, et al., 1996)

AROLA, D.; RAMULU, M. et WANG D. H. “Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite”, *Composites Part A*, vol. 27, pp.121-133, 1996

(AUBLIN, et al., 1992)

AUBLIN, M.; BONCOMPAIN, R.; BOULATON, M.; CARON, D.; JEAY, E.; LACAGE, B. et REA, J. “Systèmes mécaniques. Théorie et dimensionnement”, Dunod, 1992

(BASAVARAJAPPAA, et al., 2007)

BASAVARAJAPPAA, S.; CHANDRAMOHANA, G.; PRABUB, M.; MUKUNDB, K. et ASHWINB, M. “Drilling of hybrid metal matrix composites—Workpiece surface integrity” *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 47, pp. 92–96, 2007

(BENZEGGAGH, et al., 1988.)

BENZEGGAGH, M.; GONG, X. J. et ROELANDT, J. M. “Rupture interlaminaire en mode mixte (I, II)” Comptes rendus des 6èmes Journées Nationales sur les Composites JNC-6, pp. 365-377, 1988

(BENZEGGAGH, et al., 1996.)

BENZEGGAGH, M.L. et KENANE, M. “Measurement of Mixed-Mode Delamination Fracture Toughness of Unidirectional Glass/Epoxy Composites with Mixed-Mode Bending Apparatus”, Composites Science and Technology, vol. 56, pp. 439–449, 1996

(BERTHELOT, 1992)

BERTHELOT, J. M. “Les matériaux composites”, Paris, Masson, 1992

(BOUVET, et al., 2009)

BOUVET, C.; CASTANIE, B.; BIZEUL, M. et BARRAU, J. J. “Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements”, International Journal of Solids and Structures, vol. 46, pp. 2809-2821, 2009

(BRUNEL, et al., 1990.)

BRUNEL, J. E.; LANG, D. et TRALLERO, D. “A criterion of mixed mode delamination propagation in composite materials”, EUROMECH, vol. 269, pp. 350-361, 1990

(CARRERE, et al., 2005)

CARRERE, N.; MARTIN, E.; LEGUILLON, D. et HUCHETTE, C. “Amorçage de la décohésion interfaciale : comparaison d’un critère mixte et d’un modèle de zone Cohésive”, 14èmes journées nationales sur les composites, Compiègne, France, 2005

(CHANG, et al., 1987)

CHANG, F. K. et CHANG, K. Y. “Post-failure analysis of bolted composite joints in tension or shear-out mode failure”, Journal of Composite Materials, vol. 21, pp. 809–833, 1987

(CHEN, 1997)

CHEN, W. C. “Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber reinforced plastic composite laminates”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 37, Issue 8, Pages 1097–1108, August 1997

(COLLOMBET, et al., 1998)

COLLOMBET, F.; LALBIN, X. et LATAILLADE, J-L. “Impact behavior of laminated composites : physical basis for finite element analysis”, Composites Science and Technology, vol. 58, pp. 418-463, 1998

(DAVIM, et al., 2005)

DAVIM, J. P. et REIS, P. “Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments”, Journal of Materials Processing Technology, vol. 160, Issue 2, pp. 160–167, 20 March 2005

(DAVIM, et al., 2007)

DAVIM, P. ; CAMPOS, R. J. et ABRAO, A. M. “A novel approach based on digital image analysis to evaluate the Delamination factor after drilling composites laminates”, Composites science and technology, vol. 67, Issue 9, pp. 1939-1945, July 2007

(DE GENNES, et al., 2002)

DE GENNES, P-G. ; BROCHARD-WYART, F. et QUERE, D. “Gouttes, bulles, perles et ondes”, Edition : Belin. Paris, 2002, 256p. ISBN : 2-7011-3024-7

(DURÃO, et al., 2008)

DURÃO, L. M.; MAGALHÃES, A.G.; TAVARES, J. M. R. S. et MARQUES, A. T. “Analyzing objects in images for estimating the delamination influence on load carrying capacity of composite laminates”, ELCVIA: electronic letters on computer vision and image analysis, vol. 7, n° 2, Special Issue on Computational Modelling of Objects Represented in Images, 2008

(DURÃO, et al., 2009)

DURÃO, S. M. P.; GONÇALVES, D. J. S.; TAVARES, O. M. R. S.; ALBUQUERQUE, V. H. C.; VIEIRA, A. A. et MARQUES, A. T. “Drilling tool geometry evaluation for reinforced composite laminates”, Composites Structures, vol. 92, Issue 7, June 2010, pp. 1545–1550, 2009

(ENEMUOH, et al., 2001)

ENEMUOH, E. U.; EL GIZAWY, A. S. et OKAFOR, A. C. “An approach for development of damage-free drilling of carbon fiber reinforced thermosets”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 41, pp. 1795–1814, 2001

(ERIKSEN, 1999)

ERIKSEN, E. “Influence from production parameters on the surface roughness of a machined short fiber reinforced thermoplastic”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 39, pp. 1611–1618, 1999

(ESPINOSA, et al., 2012)

ESPINOSA, C.; LACHAUD, F.; LIMIDO, J.; LACOME, J-L. “Combining a CDM model and a FE-particle method to analyse the ruin modes of a composite structure during a crash”, European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS 2012), Vienna, Austria, September 10-14, 2012

(FAVRE, et al., 1988)

FAVRE, J. P.; MARAIS, C. et LAIZET, J. C. “Comportement mécanique des composites carbone/résine : délaminage en mode I et multifissuration des couches transverses”, Rapport Technique ONERA n°46/7086 M, 1988

(FELD, 2011)

FELD, N. “Vers un pont micro-méso de la rupture en compression des composites stratifiés”, Thèse de doctorat, CACHAN, 2011

(GERMAIN, 2006)

GERMAIN, N. “Modélisation non locale de l’endommagement dans les structures composites”, Paris, Thèse de l’Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2006

(GHIDOSSI, 2003)

GHIDOSSI, P. “Contribution à l’étude de l’effet des conditions d’usinage d’éprouvettes en composites à matrice polymère sur leur réponse mécanique”, Chalons en Champagne, Thèse de l’école nationale supérieure d’arts et métiers, 2003

(GHIDOSSI, et al., 2006)

GHIDOSSI, P.; EL MANSORI, M. et PIERRON, F. “Influence of specimen preparation by machining on the failure of polymer matrix off-axis tensile coupons”, Composites Science and Technology vol. 66, pp. 1857–1872, 2006

(GILLETTA, 1989)

GILLETTA, D. “Théories non linéaires des stratifiés composites en compression avec délaminage”, Rapport technique ONERA n° 19/3542 RY 081 R, 1989

(GIRARD, 1991)

GIRARD, R. “Propagation d’un délaminage dans un panneau composite soumis à un chargement de compression”, 73th Meeting of the A.G.A.R.D., San Diego, CA (USA), 1991

(CARMA, 2006)

CARMA. “Glossaire des matériaux composites”, octobre 2006 - décembre 2009, Centre d’Animation Régional en Matériaux Avancés, région Provence-Alpes-Côte d’azur www.materatech-carma.net

(GOHORIANU, 2008)

GOHORIANU, G. “Interaction entre les défauts d’usinage et la tenue en matage d’assemblages boulonnés en Carbone/Epoxy”, Thèse de l’Université Paul Sabatier, Toulouse, 2008

(GUEDRA-DEGEORGES, et al., 1992)

GUEDRA-DEGEORGES, D.; MAISON, S. et TRALLERO, D. “Buckling and post-buckling behavior of a delamination in a carbon-epoxy laminated structure: Experiments and modelling”, 74th Meeting of the A.G.A.R.D., Structures and Materials Panel, AGARD Conference Proceedings, Debonding/Delamination of composites vol. 530, pp. 7-11, 1992

(GUEGAN, 1994)

GUEGAN, P. “Contribution à la qualification de l’usinage de matériaux composites à matrice organique”, Thèse de l’école centrale de Nantes, 1994

(GUIDEZ, et al., 1999)

GUIDEZ, B. et KLERLEIN, M. “AIMT67- LE CARBONE = DANGERS”, Mai 1999-Décembre 2009, http://ricourama.free.fr/aero/sante/effets_de_sante_des_fibres_de_carbone.htm

(GUILLOT, 1988)

GUILLOT, J. “Technologie - Assemblages par éléments filetés Tome1”, ENSICA, 1988

(HAMDOUN, et al., 2006)

HAMDOUN, Z.; GUILLAUMAT, L. et LATAILLADE, J-L. “Influence of the drilling quality on the fatigue compression behaviour of carbon epoxy laminates”, International Journal of Fatigue, vol. 28, pp. 1–8, 2006

(HASHIN, 1980)

HASHIN, Z. “Failure criteria for unidirectional fibre composites”, Journal of Applied Mechanics, vol. 47, pp. 329-344, 1980

(HOCHENG, et al., 1990)

HOCHENG, H. et DHARAN, C. K. H. “Delamination during drilling in composite laminates”, Transactions of ASME Journal of Engineering for Industry, vol. 112, pp. 236–239, 1990

(HOCHENG, et al., 2003)

HOCHENG, H. et TSAO, C. C. “Comprehensive analysis of Delamination in drilling of composite materials with various drill bits”, Journal of Materials Processing Technology, vol. 140, pp. 335–339, 2003

(HOCHENG, et al., 2006)

HOCHENG, H. et TSAO, C. C. “Effects of special drill bits on drilling-induced Delamination of composite materials”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 46, pp. 1403–1416, 2006

(HOCHENG, et al., 2008)

HOCHENG, H. et TSAO, C. C. “Evaluation of thrust force and surface roughness in drilling composite material using taguchi analysis and neural network”, Journal of materials processings technology, vol. 203, pp. 342-348, 2008

(HOCHENG, 2005)

HOCHENG, H. “The path towards delamination-free drilling of composite materials”, *Journal of materials processing technology*, vol. 167, pp. 251-264, 2005

(HUCHETTE, 2005)

HUCHETTE, C. “Sur la complémentarité des approches expérimentales et numériques pour la modélisation des mécanismes d’endommagement des composites stratifiés”, Thèse de doctorat de l’Université de Paris 6, 2005

(ILIESCU, et al., 2010)

ILIESCU, D.; GEHIN, D.; GUTIERREZ, M.E. et GIROT, F. “Modeling and tool wear in drilling of CFRP”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 50, pp. 204–213, 2010

(ILYAS, 2010)

ILYAS, M. “Modélisation de l’endommagement de composites stratifiés carbone époxy sous impact”, Thèse de l’Université de Toulouse, 2010

(IRISARRI, et al., 2012)

IRISARRI, F.X.; LAURIN, N.; CARRERE, N. et MAIRE, J.F. “Progressive damage and failure of mechanically fastened joints in CFRP laminates – Part I: Refined Finite Element modelling of single-fastener joints”, *Composite Structures*, vol. 94, pp. 2269–2277, 2012

(ISO 4287, 1997)

ISO 4287 NORME INTERNATIONALE “Norme internationale iso 4287: geometrical product specification (gps) - surface texture: profile method - terms, definitions and surface texture parameters”, Organisation internationale de normalisation, 1997

(KARRER, 2009)

KARRER, J-M. “La Mesure des états de surface”, Novembre 2009

(KHASHABA, et al., 2010)

KHASHABA, U.A.; EL-SOBATY, I.A.; SELMY, A.I. et MEGAHED, A.A. “Machinability analysis in drilling woven GFR/epoxy composites part II – effect of drill wear”, *Composites Part A*, vol. 41, pp. 1130–1137, 2010

(KIM, et al., 2004)

KIM, D. et RAMULU, M. R. “Drilling process optimization for graphite/bismaleimide titanium alloy stacks”, *Composite Structures*, vol. 63, pp- 101–114, 2004

(KOENIG, et al., 1989)

KOENIG, W. et GRASS, P. “Quality definition and assessment in drilling of fibre reinforced thermosets”, *Annals of the C.I.R.P.*, vol. 38, pp. 119-124, 1989

(KOPLEV, 1980)

KOPLEV, A. “Cutting of CFRP with single edge tools”, *Third international conference on composite materials*, pp. 1597-1605, 1980

(KOPLEV, et al., 1983)

KOPLEV, A.; LYSTRUP, A. A. et VORM, T. “The cutting process, chips and cutting forces in machining CFRP”, *Composites*, vol. 14, pp. 371-376, 1983

(KRISHNARAJ, et al., 2007)

KRISHNARAJ, V.; VIJAYARANGAN, S. et RAMESH, K. A. “Effect of drilling parameters on mechanical strength in drilling glass fibre reinforced plastic”, *International journal of computer applications in technology*, vol. 28, pp. 87-93, 2007

(LACHAUD, et al., 2011)

LACHAUD, F.; ESPINOSA, C.; MICHEL, L. et SALAUN, M. “Impacts on fuselages : a trial in using numerical simulation to predict residual strength” WorkShop on Dynamic failure of composites and sandwich structures, ISAE, Toulouse, 2011

(LACHAUD, et al., 2011a)

LACHAUD, F. “Contribution à l’analyse multi échelle du comportement mécanique non linéaire matériau des structures composites” Habilitation à Diriger des Recherches (HDR), ISAE, Toulouse, 2011

(LACHAUD, 1997)

LACHAUD, F. “Délaminage de matériaux composites à fibres de carbone et à matrices organiques : étude numérique et expérimentale, suivi par émission acoustique”, Thèse de l’Université Paul Sabatier, 1997

(LADEVEZE, et al., 1992)

LADEVEZE, P. et LE DANTEC, E. “Damage modelling of the elementary ply for laminated composites”, Composites science and technology, vol. 43, pp. 257-267, 1992

(LADEVEZE, et al., 2003)

LADEVEZE, P. et LUBINEAU, G. “On a damage mesomodel for laminates : micromechanics basis and improvement”, Mechanics of Materials, vol. 35, pp. 763-775, 2003

(LADEVEZE, 1986)

LADEVEZE, P. “Sur la mécanique de l’endommagement des composites”, Comptes-rendus des 5èmes Journées Nationales sur les Composites JNC-5, pp. 667-683, 1986

(LANGELLA, et al., 2008)

LANGELLA, A. et DURANTE, M. “Comparison of tensile strength of composite material elements with drilled and molded-in holes”, Application Composite Materials, vol.15, pp. 227–239, 2008

(LAURIN, 2005)

LAURIN, F. “Approche multiéchelle des mécanismes de ruine progressive des matériaux stratifiés et analyse de la tenue de structures composites”, Thèse de l’Université de Franche-Comté, 2005

(LEDRU, 2009)

LEDRU, Y. “Etude de la porosité dans les matériaux composites stratifiés aéronautiques”, Thèse de l’Université de Toulouse, 2009

(LEMAITRE, et al., 1985)

LEMAITRE, J. et CHABOCHE, J. L. “Mécanique des matériaux solides”, Edition Dunod, 1985

(LEVEQUE, 1998)

LEVEQUE, D. “Analyse de la tenue au délaminage de composites stratifiés : identification d’un modèle d’interface interlaminaire”, Thèse de l’Ecole Normale de Cachan, 1998

(LIMIDO, 2008)

LIMIDO, J. “Etude de l’effet d’usinage grande vitesse sur la tenue en fatigue de pièces aéronautiques”, Thèse de l’Institut Supérieur de l’Aéronautique et de l’Espace, 2008

(LIN, et al., 1996)

LIN, A. S. C. et CHEN, I.K. “Drilling carbon fiber-reinforced composite material at high speed”, Wear, vol.194, pp. 156-162, 1996

(LINHONE, 1996)

LINHONE, C. “Un modèle de comportement élastoplastique endommageable pour les structures composites stratifiées”, La recherche aérospatiale, vol. 2, pp.119-135, 1996

(LUBINEAU, et al., 2008)

LUBINEAU, G. et LADEVEZE, P. “Construction of a micromechanics-based intralaminar mesomodel, and illustrations in ABAQUS/Standard”, Computational Materials Science, vol. 43, pp. 137–145, 2008

(LUBINEAU, 2002)

LUBINEAU, G. “Sur un modèle d’endommagement des composites stratifiés : relations micro-méso, possibilités et limites”, Thèse de l’école normale supérieure de cachan, 2002

(MATHEW, et al., 1999)

MATHEW, J.; RAMAKRISHNAN, N. et NAIK, N. K. “Trepanning on unidirectional composites: delamination studies”, Composites Part A vol. 30, pp. 951–959, 1999

(MATZENMILLER, et al., 1995)

MATZENMILLER, A. ; LUBLINER, J. et TAYLOR, R. L. “A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites”, Mechanics of materials, vol. 20, pp. 125-152, issue 2, 1995

(MEZIERE, 2000)

MEZIERE, Y. “Tolérance aux dommages, étude du délaminage dans les matériaux composites à matrice organique”, Thèse de l’Université Paul Sabatier, 2000

(MILITARY HANDBOOK, 1994)

MILITARY HANDBOOK DEPARTMENT OF DEFENSE “Military handbook mil-hdbk-17/1e”, vol. 1 of 3, 1994

(OUTAHYON, 2008)

OUTAHYON, A. “Influence de paramètres d’usinage et de stockage sur les propriétés fonctionnelles des surfaces de bois DOUGLAS”, Thèse de l’école nationale supérieure d’arts et métiers, 2008

(PAOLETTI, 2003)

PAOLETTI, A. “The influence of drilling parameters and hole damage on GFRP composites fatigue strength”, First International Conference on Fatigue Damage of Materials, Toronto/Canada, pp. 273-282, 2003

(PASSERONE, 1974)

PASSERONE, A. “The basic principles of wetting processes”, Science and technology of surface coating, 1974

(PEERLINGS, et al., 1995)

PEERLINGS R. H. J. ; [et al.] “Computational modelling of gradient-enhanced damage for fracture and fatigue problems”, Computational Plasticity Part 1, Pineridge Press, vol. 975-986, 1995

(PERSSON, et al., 1997)

PERSSON, E.; ERIKSSON, I. et ZACKRISSON, L. “Effects of hole machining defects on strength and fatigue life of composite laminates”, Composites Part A, vol. 28, pp. 141-151, 1997

(PIHTILI, et al., 2009)

PIHTILI, H. et CANPOLAT, N. “Investigation of different reinforced composite materials for surface roughness and capacity of being drilled”, Journal of composite materials, vol. 43, pp. 2071-2080, September 2009

(PINHO, et al., 2006)

PINHO, S.T.; IANNUCCI, L. et ROBINSON, P. “Formulation and implementation of decohesion elements in an explicit finite element code”, *Composites Part A*, vol 37, pp. 778–789, 2006

(PIQUET, et al., 2000)

PIQUET, R.; FERRET, B.; LACHAUD, F.; SWIDER, P. “Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills”, *Composites Part A*, vol. 31, pp 1107–1115, 2000

(PIQUET, 1999)

PIQUET, R. “Contribution a l'etude des reparations provisoires structurales aeronautiques; etude du perçage de plaques minces en carbone/epoxy”, Thèse de l'université paul sabatier Toulouse, 1999

(PIQUET, 2012)

PIQUET, R. “Cours de materiaux composites”, Université de Toulouse, 2012

(PROMBUT, 2007)

PROMBUT P “Caractérisation de la propagation de délaminage des stratifiés composites multidirectionnels”, Thèse de l'université Paul Sabatier, Toulouse, 2007

(PUCK, et al., 1998)

PUCK, A. et SCHURMANN, H. “Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models”, *Composite Science and Technology*, vol. 58, pp. 1045–1067, 1998

(RAHME, et al., 2007)

RAHME, P.; LANDON, Y.; LAGARRIGUE, P.; LACHAUD, F.; PIQUET, R. “Study into causes of damage to carbon epoxy composite material during the drilling process”, *International Journal of Machining and Machinability of materials*, November 2007

(RAHME, 2008)

RAHME, P. “Contribution à l'étude de l'effet des procédés de perçage-alésage sur l'apparition du délaminage dans les structures composites épaisses”, Thèse de l'Université Paul Sabatier, Toulouse, 2008

(RUBIO, et al., 2008)

RUBIO, J.C.; ABRAO, A.M.; FARIA, P.E.; CORREIA, A.E.; DAVIM, J.P. “Effects of high speed in the drilling of glass fibre reinforced plastic: evaluation of delamination factor”, *International Journal of Machine and Tools Manufacturing*, vol. 48, pp. 715–720, 2008

(SEDLACEK, et al., 2008)

SEDLACEK, J. et HUMAR, A. “Analysis of fracture mechanisms and surface quality in drilling of composite materials”, *Strength of Materials*, vol. 40, pp. 1, 2008

(SINGH, et al., 2008)

SINGH I, BHATNAGAR N et VISWANATH P. “Drilling of uni-directional glass fiber reinforced plastics: experimental and finite element study”, *Materials Design*, vol. 29, pp. 546–553, 2008

(SRINIVASA RAO, et al., 2008)

SRINIVASA, RAO. B. ; [et al.] “Effect of drilling induced damage on notched tensile and pin bearing strengths of woven GFR-epoxy composites”, *Materials Science and Engineering A*, vol. 472, pp. 347–352, 2008

(SUFFIS, et al., 2003)

SUFFIS, A.; LUBRECHT, T. A. A. et COMBESCURE, A. “Damage model with delay effect Analytical and numerical studies of the evolution of the characteristic damage length”, *International Journal of solids and Structures*, vol. 40, pp. 3463-3476, 2003

(SURCIN, 2005)

SURCIN, L. “Contribution à l’étude théorique et expérimentale du perçage de plaques composites minces”, Thèse de l’Université Paul Sabatier, Toulouse III, 2005

(TSAO, et al., 2008)

TSAO, C. C. et HOCHENG, H. “Evaluation of thrust force and surface roughness in drilling composite material using Taguchi analysis and neural network”, *Journal of materials processing technology*, vol. 203, pp. 342–348, 2008

(TSAO CC, 2004)

TSAO, C.C. et HOCHENG, H. “Taguchi analysis of delamination associated with various drill bits in drilling of composite material”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, pp. 1085–1090, 2004

(TURON, et al., 2007)

TURON, A.; DAVILA, C. G.; CAMANHO, P. P. et COSTA, J. “An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models”, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 74, pp. 1665-1682, 2007

(TURON, et al., 2006)

TURON, A.; CAMANHO, P.P.; COSTA, J. et DA VILA, C. G. “A damage model for the simulation of delamination in advanced composites under variable-mode loading”, *Mechanics and Materials*, vol. 38, pp. 1072-1089, 2006

(TURON, et al., 2010)

TURON, A.; CAMANHO, P. P.; COSTA, J. et RENART, J. “Accurate simulation of delamination growth under mixed-mode loading using cohesive elements: Definition of interlaminar strengths and elastic stiffness”, *Composites structures*, vol. 92, pp. 1857-1864, 2010

(UPADHYAY, et al., 1999)

UPADHYAY, P.C. et LYONS, J.S. “On the evaluation of critical thrust for delamination-free drilling of composite laminates”, *Journal of Reinforced Plastics Composites*, vol. 18, pp. 1287–1303, 1999

(WANG, et al., 1995)

WANG, D.H.; RAMULU, M. et AROLA, D. “Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. part 1: unidirectional laminate”, *International Journal of machine and tools and manufacturing*, vol. 35, pp. 1623-1638, 1995

(WENZEL, 1949)

WENZEL, R.N. “Surface roughness and contact angle”, *Journal of Physical and Colloid Chemistry*, pp. 1466-1467 : vol. 53, 1949

(XIAO, et al., 2007)

XIAO, J. R. “Progressive damage and delamination in plain weave S-2 glass/SC-15 composites under quasi-static punch-shear loading”, *Composites Structures*, vol. 78, pp. 182-196, 2007

(XIAO, et al., 2005)

XIAO, Y.I. et ISHIKAWA, T. “Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints part 1 experimental investigation”, *Composites science and technology*, vol. 65, pp. 1022–1031, 2005

(YAMADA, et al., 1978)

YAMADA, S. E. et SUN, C.T. “Analysis of laminate strength and its distribution”, *Journal of Composite Materials* vol. 12, pp. 275-284, 1978

(ZITOUNE, et al., 2007)

ZITOUNE, R. et COLLOMBET, F. “Numerical prediction of the thrust force responsible of delamination during the drilling of the long-fibre composite structures”, *Composites Part A*, vol. 38, pp. 858–866, 2007

(ZUMWALDE, et al., 1980)

ZUMWALDE, R. D. et HARMISON, L. T. “Carbon/graphite fibers: Environmental exposures and potential health implications”, National Institute for Occupational Safety and Health, 1980

ANNEXE 1

CRITERES NORMALISES D'ETAT DE SURFACE

L'annexe ci-contre regroupe tous les critères d'état de surface des normes françaises et internationales en vigueur (normes NF-ISO 3274, NF-ISO 12085, NF-ISO 13565-1, NF-ISO 13565-2, ISO 4287, ISO 4287-1, ISO 4288, ISO 11562).

Les paramètres d'amplitude

Ce sont des paramètres qui mesurent des critères prenant en compte la hauteur des saillies et la profondeur des creux du profil. Le Tableau A1 résume tous les différents paramètres normalisés d'amplitude pour chacun des profils P, R et W :

Tableau A1 Paramètres d'amplitude (KARRER, 2009)

Paramètres de Profil total	Paramètres de rugosité	Paramètres d'ondulation	Significations	Définition
SAILLIES et CREUX				
Pp	Rp	Wp	Hauteur maxi de saillie du profil	Max (Zp _i)
Pv	Rv	Wv	Profondeur de creux maxi du profil	Max (Zv _i)v
Pz	Rz	Wz	Hauteur maxi du profil	Max (Zp _i)+Max (Zv _i) ⇒ Rz = Rp + Rv
Pc	Rc	Wc	Hauteur moyenne des éléments du profil	$\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m Zt_i$
Pt	Rt	Wt	Somme de la plus grande des hauteurs de saillie Zp _i et de la plus grande profondeur des creux Zv _i (sur la longueur d'évaluation alors que les 4 paramètres précédents sont déterminés sur une longueur de base avec l'évaluation ≥ l base)	⇒ Rt ≥ Rz
MOYENNE DES ORDONNEES				
Pa	Ra	Wa	Ecart moyen arithmétique du profil évalué (sur une longueur de base) avec l=l _p ; l _r ou l _w suivant le cas	$\frac{1}{l} \int_0^l Z(x) dx$
Pq	Rq	Wq	Ecart moyen quadratique du profil évalué (sur une longueur de base) avec l=l _p ; l _r ou l _w suivant le cas	$\sqrt{\frac{1}{l} \int_0^l Z^2(x) dx}$
Psk	Rsk	Wsk	Facteur d'asymétrie du profil (Skewness) défini sur la courbe de distribution d'amplitude avec l=l _p ; l _r ou l _w suivant le cas (l _r = longueur de base de rugosité)	$Rsk = \frac{1}{Rq^3} \left[\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^3(x) dx \right]$
Pku	Rku	Wku	Facteur d'aplatissement du profil (Kurtosis) défini sur la courbe de distribution d'amplitude avec l=l _p ; l _r ou l _w suivant le cas (sur une longueur de base)	$Rku = \frac{1}{Rq^4} \left[\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^4(x) dx \right]$

Les paramètres d'espacement

Ce sont des paramètres qui mesurent les largeurs des éléments du profil. Le Tableau A2 regroupe les différents paramètres d'espacement pour chacun des profils P, R et W.

Tableau A2 Paramètres d'espacement (KARRER, 2009)

Paramètres de Profil total	Paramètres de rugosité	Paramètres d'ondulation	Significations	Définition
Psm	Rsm	Wsm	Valeurs moyennes des largeurs des éléments du profil sur une longueur de base	$\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m X_{S_i}$

Les paramètres hybrides

Les paramètres hybrides représentent comme leur nom l'indique des critères qui sont à la fois d'amplitude et d'espacement. Ils décrivent en règle générale des valeurs de pente sur la longueur de base. Le Tableau A3 regroupe les différents paramètres hybrides pour chacun des profils P, R et W.

Tableau A3 Paramètres hybride (KARRER, 2009)

Paramètres de Profil total	Paramètres de rugosité	Paramètres d'ondulation	Significations	Définition
PΔq	RΔq	WΔq	Valeurs quadratiques des pentes locales dZ / dX sur une longueur de base	$\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m X_{S_i}$

Les courbes associées à l'état de surface

Il s'agit de la courbe de longueur portante (Figure A 1). La longueur portante est la somme des segments rouges. Ces segments représentent les largeurs occupées par les saillies du profil.

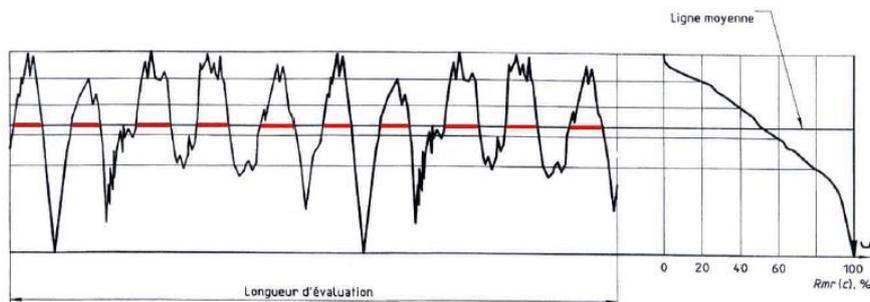


Figure A 1 Taux de longueur portante

Plusieurs autres critères sont calculés à partir de cette courbe comme le montre le Tableau A 4

Tableau A 4 Paramètres associés au taux de longueur portante (KARRER, 2009)

Paramètres de Profil total	Paramètres de rugosité	Paramètres d'ondulation	Significations	Définition
P _{mr(c)}	R _{mr(c)}	W _{mr(c)}	<p align="center">TAUX DE LONGUEUR PORTANTE</p> <p>Rapport de la longueur portante du profil à un niveau donné c, MI(c) à la longueur d'évaluation l_e (Voir fig ci-dessus)</p>	$\frac{MI_{(c)}}{l_e}$
P _{δc}	R _{δc}	W _{δc}	<p align="center">DIFFERENCE DE HAUTEUR DE COUPE DU PROFIL</p> <p>Distance entre 2 niveaux de coupe correspondant à des taux de longueur portante donnés</p> <div style="text-align: center;"> </div>	$R_{\delta c} = c_1 - c_0$
P _{mr}	R _{mr}	W _{mr}	<p align="center">TAUX DE LONGUEUR PORTANTE RELATIF</p> <p>Taux de longueur portante déterminé pour un niveau de coupe, à une hauteur R_{δc} par rapport à une référence c₀</p>	<p>Exemple :</p> <p>$R_{mr} = R_{mr}(c_1)$ Où $c_1 = c_0 + R_{\delta c}$ $c_0 = c(R_{mr_0})$</p>

Les critères issus de la longueur portante sont importants par exemple pour des pièces soumises à du frottement de glissement (avec lubrifiant entre les pièces). En effet, sur des plans techniques, ne spécifier que le critère R ne suffit pas car les pièces présentent toujours des défauts d'ondulation. Plus cette ondulation est importante et plus les points de contact entre les pièces vont être espacés et cet espacement peut provoquer la rupture du film d'huile. Ce film ne doit en aucun cas être rompu par la microgéométrie des pièces car sa présence est nécessaire pour la durabilité de ces dernières. Il est donc important de spécifier dans ces cas en plus de R le critère P_{mr(c)}.

Néanmoins, tous ces paramètres ne sont pas fonctionnels. Parmi la multitude de paramètres différents permettant de caractériser la microgéométrie des surfaces, tous ne sont pas normalisés. D'autres paramètres comme R_y et R_m ont pratiquement disparu. D'autres encore sont normalisés mais non utilisés. La plupart des dessinateurs se satisfont du Ra, ce qui dans beaucoup de cas ne définit pas la fonction de la surface. Dans les normes ISO en vigueur (citées ci-dessus), il existe des tableaux reliant différents paramètres à la fonction attendue de la surface.

ANNEXE 2

PROTOCOLE DE MESURE DE RUGOSITE

Le protocole de mesure d'état de surface a été décrit dans le chapitre 2. Dans cette annexe, il sera présenté :

- L'étude de capabilité du moyen de mesure
- Le choix du pas de mesure appliqué tout au long de l'étude
- Le choix de la zone de mesure (en l'occurrence toute la paroi du trou)

Etude de la capabilité du moyen de mesure

Afin de fiabiliser les résultats de mesure réalisés tout au long de ce travail, une étude de capabilité du moyen de mesure a été réalisée. Il existe plusieurs méthodes pour analyser des données provenant d'un procédé complexe. Une méthode d'analyse reconnue est la maîtrise statistique du procédé (en anglais SPC= Statistical Process Control). Cette méthode, très utilisée dans l'industrie, sert (à l'aide d'outils statistiques) à contrôler la production de telle sorte que celle-ci soit centrée et la moins dispersée possible.

Pour tester la capabilité du rugosimètre, cinq mesures ont été réalisées dans différentes zones d'un trou. Chacune de ces mesures a été répétée douze fois. L'étude porte donc sur 60 mesures. Toutes les mesures ont été réalisées dans les mêmes conditions par la même opératrice. Les différents critères d'évaluation pour lesquels le moyen serait jugé non capable sont les suivants :

- Un point (une mesure) sur douze est à l'extérieur des limites naturelles du procédé (cette limite correspond à trois fois l'écart-type (σ) sur l'ensemble des mesures).
- Deux valeurs sur trois successives se situent à plus de 2σ en dessous ou au-dessus de la ligne centrale.
- Quatre valeurs sur cinq successives se situent à plus de 1σ en dessous ou au-dessus de la ligne centrale.
- Huit valeurs successives se situent du même côté de la ligne centrale
- Le matériel doit être stable durant les douze phases de mesure
- Si les limites de confiance augmentent progressivement avec chaque ensemble de douze, faire des tests d'instabilité.

Les Tableaux A 5(a) et (b) regroupent les résultats des douze mesures de Ra réalisées dans la même zone.

Tableau A 5 Résultat des douze mesures réalisées sur le même profil

(a)		(b)																																																															
<table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <thead> <tr> <th colspan="12" style="text-align: center;">Test N°1 _ 12 mesures</th> </tr> <tr> <th></th> <th>1</th> <th>2</th> <th>3</th> <th>4</th> <th>5</th> <th>6</th> <th>7</th> <th>8</th> <th>9</th> <th>10</th> <th>11</th> <th>12</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>X</td> <td>1.3</td> <td>1.3</td> <td>1.4</td> <td>1.4</td> <td>1.3</td> <td>1.3</td> <td>1.4</td> <td>1.3</td> <td>1.3</td> <td>1.2</td> <td>1.3</td> <td>1.3</td> </tr> <tr> <td>Variance</td> <td></td> <td>0</td> <td>0.1</td> <td>0</td> <td>0.1</td> <td>0</td> <td>0.1</td> <td>0.1</td> <td>0</td> <td>0.1</td> <td>0.1</td> <td>0</td> </tr> </tbody> </table>		Test N°1 _ 12 mesures													1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	X	1.3	1.3	1.4	1.4	1.3	1.3	1.4	1.3	1.3	1.2	1.3	1.3	Variance		0	0.1	0	0.1	0	0.1	0.1	0	0.1	0.1	0	<table border="1" style="width: 100%;"> <tbody> <tr> <td>Ecart-type</td> <td style="text-align: right;">0.0577</td> </tr> <tr> <td>Moyenne</td> <td style="text-align: right;">1.3167</td> </tr> <tr> <td>Gamme</td> <td style="text-align: right;">0.0545</td> </tr> <tr> <td>UNPL</td> <td style="text-align: right; color: blue;">1.4618</td> </tr> <tr> <td>LNPL</td> <td style="text-align: right; color: red;">1.1716</td> </tr> <tr> <td>URL</td> <td style="text-align: right;">0.1782</td> </tr> </tbody> </table>	Ecart-type	0.0577	Moyenne	1.3167	Gamme	0.0545	UNPL	1.4618	LNPL	1.1716	URL	0.1782
Test N°1 _ 12 mesures																																																																	
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12																																																					
X	1.3	1.3	1.4	1.4	1.3	1.3	1.4	1.3	1.3	1.2	1.3	1.3																																																					
Variance		0	0.1	0	0.1	0	0.1	0.1	0	0.1	0.1	0																																																					
Ecart-type	0.0577																																																																
Moyenne	1.3167																																																																
Gamme	0.0545																																																																
UNPL	1.4618																																																																
LNPL	1.1716																																																																
URL	0.1782																																																																

Le Tableau A 5(a) donne les valeurs de Ra mesurées douze fois pour le même profil ainsi que la variance de ces mesures. Le Tableau A 5(b) donne les valeurs de :

- L'écart-type
- La moyenne
- La gamme (moyenne des variances d'une mesure à l'autre)
- Les limites supérieure (UNPL) et inférieure (LNPL) naturelles du procédé : elles sont couramment utilisées dans les cartes de contrôle de procédés. L'hypothèse sous-jacente est que le théorème de la limite centrale (la convergence en loi de la somme d'une suite de variables aléatoires tend vers une loi normale) est applicable et que le procédé peut être adéquatement décrit par une loi de distribution normale. Ces limites se calculent de la manière suivante : $UNPL = Moyenne + 2.66 * gamme$ et $LNPL = Moyenne - 2.66 * gamme$
- La portée limite supérieure (URL) : c'est la valeur maximale qu'un appareil peut mesurer avec la précision désirée. $URL = 3.267 * gamme$

La Figure A2 montre que l'évolution du Ra en fonction du nombre de mesures :

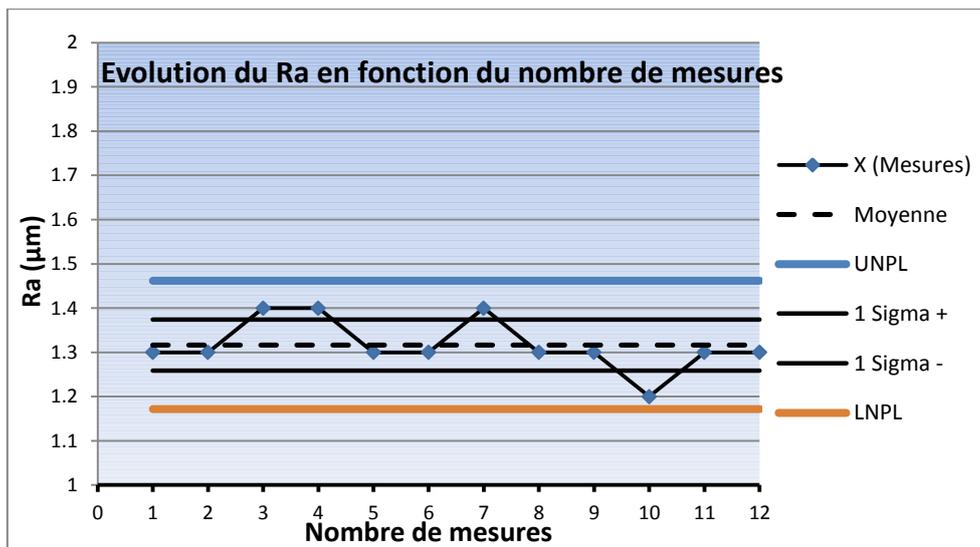


Figure A2 Evolution de Ra en fonction du nombre de mesures

On peut constater qu'aucun des critères qui définissent la non-capabilité d'un moyen de mesure (cités plus haut) n'est vérifié. Cela est aussi valable pour les quatre autres zones de la paroi du trou mesurées.

La Figure A3 représente le diagramme d'étendue glissante de cette série :

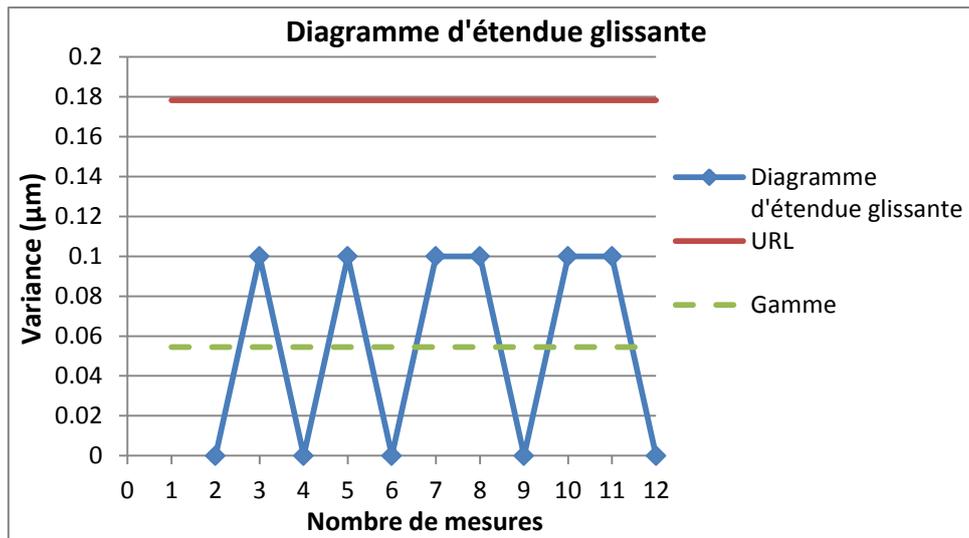


Figure A3 Diagramme d'étendue glissante d'une série de douze mesures

Ce diagramme est utilisé afin de déterminer si un procédé est stable et prévisible. La courbe montre de quelle manière évolue le système au cours du temps. Le Tableau A 5(a) affiche les mesures individuelles (X) et la seconde ligne du tableau (variance) la variabilité entre un point de données et le précédent. Cette courbe est aussi utilisée pour surveiller les effets des théories d'amélioration des processus. On observe très peu de variabilité du moyen de mesure même sur des valeurs de R_a très faibles (plus les valeurs de R_a mesurées sont faibles et plus la moindre différence entre deux valeurs successives peut être importante. ie: $1\mu\text{m}$ et $1.1\mu\text{m}$: physiquement la différence entre les deux valeurs de R_a est minime mais l'écart entre les deux représente 10% de la première valeur).

Le moyen de mesure est capable comme on a pu le voir sur les différentes courbes et tableaux de cette annexe.

Choix du pas de mesure

Afin de déterminer le nombre de génératrices nécessaires pour avoir une cartographie exhaustive de la paroi d'un trou, des mesures de rugosité ont été faites sur la même surface avec des pas de mesure différents. Les différents pas de mesure appliqués sont 2° ($\approx 0.035\text{mm}$), 4° ($\approx 0.07\text{mm}$), 6° ($\approx 0.105\text{mm}$) et 8° ($\approx 0.141\text{mm}$). Le critère choisi pour comparer ces cartographies est la profondeur de creux maximale du profil (P_v). Les résultats obtenus sont présentés à travers la Figure A 4:

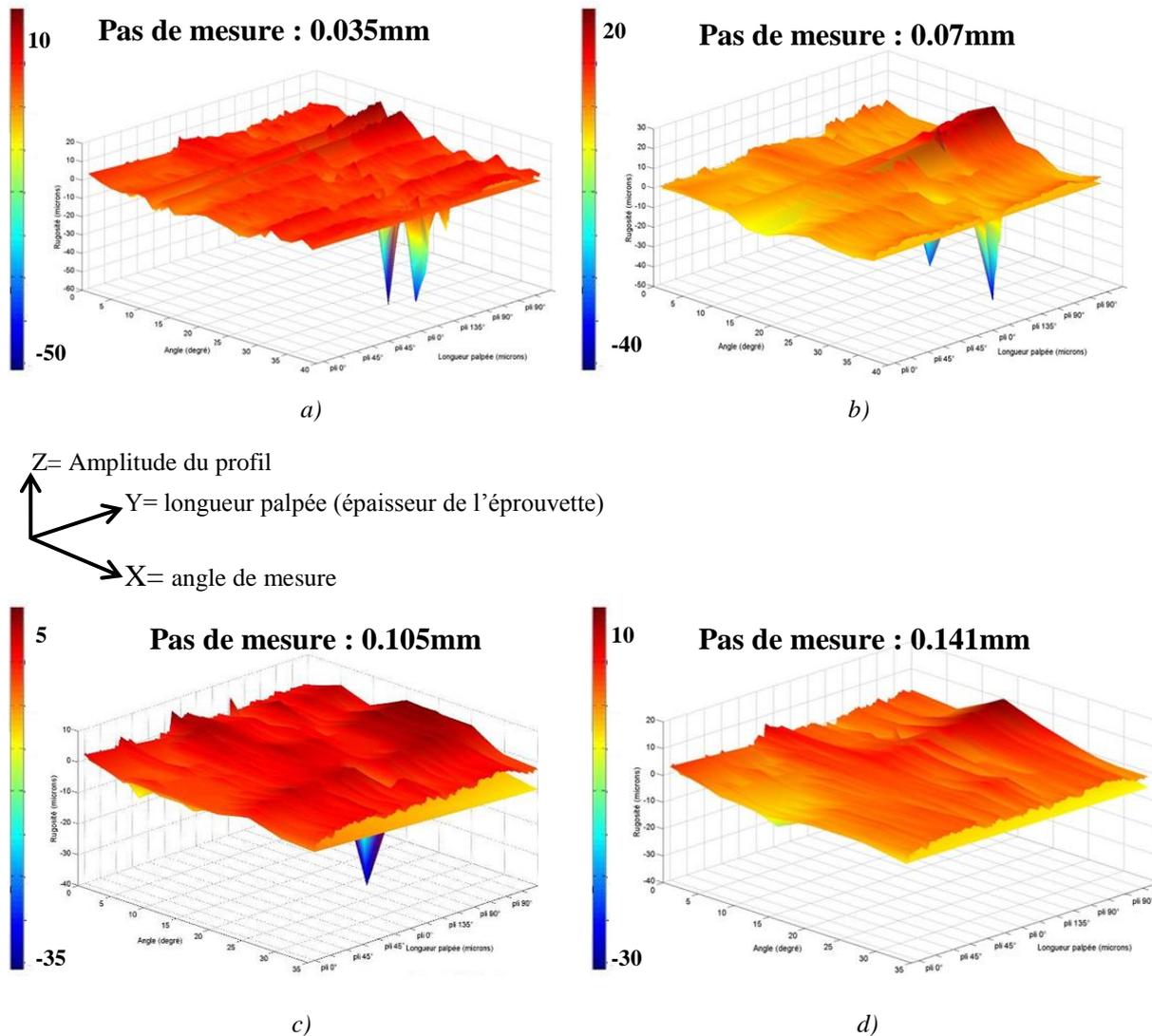


Figure A 4 Influence du pas de mesure sur le paramètre P_v

On observe, que plus le pas de mesure est grand et moins la précision de la mesure est bonne. En effet, le paramètre P_v est de plus en plus petit. On constate une différence sur la valeur maximale de P_v de :

- 20% entre le pas de mesure de 2° et celui de 4°
- 30% entre le pas de mesure de 2° et celui de 6°
- 40% entre le pas de mesure de 2° et celui de 8°

Pour aller encore plus loin dans la précision de la mesure, deux pas de mesure de plus ont été testés : un pas de 1° et un pas de 1.5° . À l'issue de ces essais, on a constaté que ces deux pas de mesure donnent des résultats assez proches du pas de mesure de 2° en termes de valeurs de $P_{v_{max}}$ (différences inférieures à 5%). Néanmoins, pour sécuriser encore un peu plus la mesure et en raison de la grande variabilité de l'état de surface dans les matériaux composites, un choix intermédiaire a été fait. Le pas de mesure appliqué tout au long de l'étude est donc de 1.5° .

Choix de la zone de mesure

Le choix de la zone de mesure a été fait car la question qui se posait est celle de la symétrie des défauts de paroi. Afin de vérifier cette hypothèse six trous ont été palpés. Le profil primaire P de ces trous a été observé. La Figure A5 montre une vue XZ de ce profil, soit l'amplitude du profil P en fonction de l'angle de mesure :

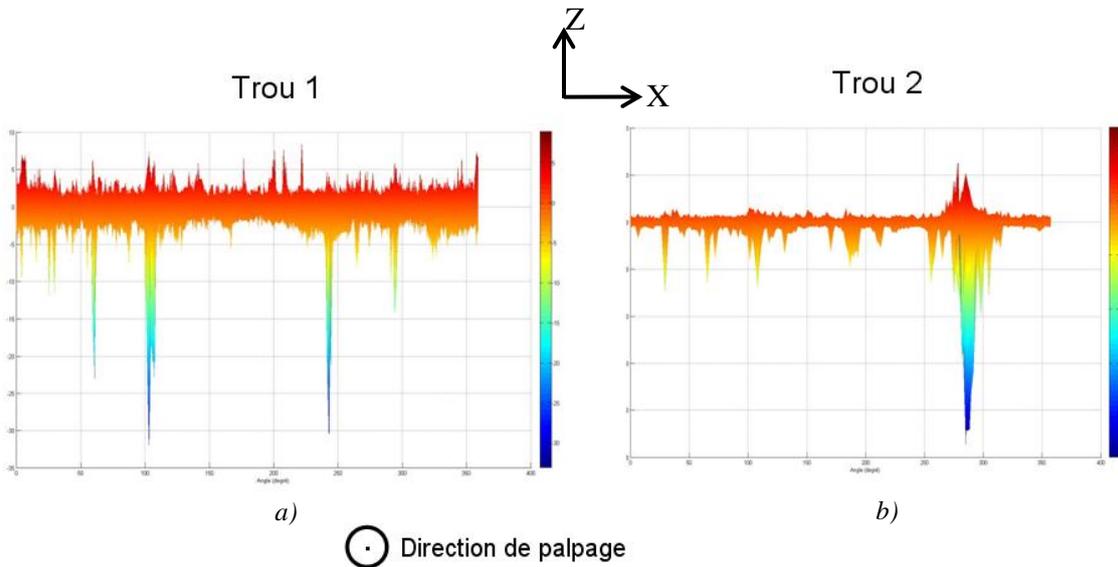


Figure A5 Vérification de la symétrie des défauts de paroi

On constate qu'il y a une symétrie autour de 180° pour le premier profil (Figure A5(a)) alors que ce n'est pas le cas pour le second (Figure A5(b)). Parmi les six trous palpés, il n'y a que le premier qui présente une symétrie, ce qui veut dire que dans 84% des cas, les défauts de paroi ne sont pas symétriques. De plus, si l'on observe de plus près le trou 1, on remarque que les amplitudes de profil ne sont pas tout à fait les mêmes de part et d'autre de l'axe de symétrie.

Les parois de trous de toutes les éprouvettes d'essais seront donc palpées dans leur intégralité afin de garantir l'exhaustivité des cartographies.

ANNEXE 3

GEOMETRIE DES EPROUVETTES D'ESSAI

Les éprouvettes de matage demi-trou

La Figure A6 montre la géométrie d'une éprouvette de matage demi-trou :

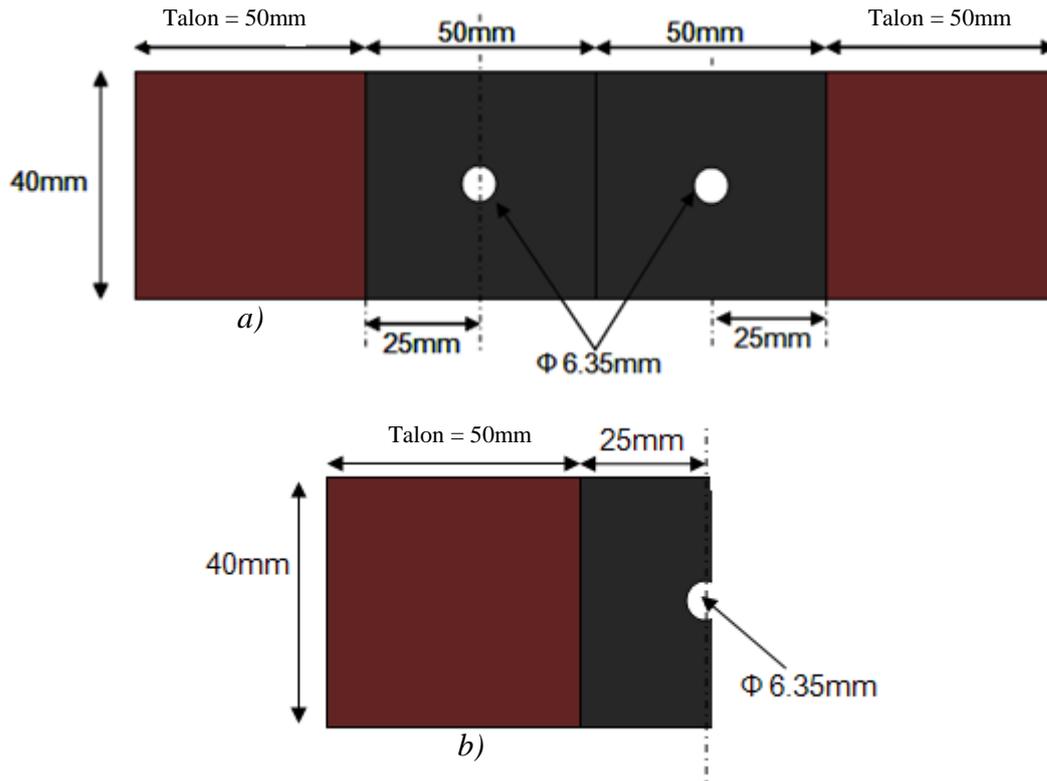


Figure A6 Géométrie des éprouvettes de matage demi-trou

La Figure A6a) montre la géométrie de l'éprouvette sur laquelle sont découpées deux éprouvettes de matage demi-trou. Il n'est pas possible de réaliser deux éprouvettes de matage demi-trou avec une éprouvette comportant un seul trou car en découpant au centre du trou, il faut prendre en compte l'épaisseur de la lame diamantée. Le résultat serait l'obtention de deux portions de trou inférieures (de la demi-épaisseur de la lame) à un demi-trou. La Figure A6b) représente la géométrie d'une éprouvette de matage demi-trou.

Les éprouvettes de compression, fatigue et tenue résiduelle en compression

La Figure A 7 montre la géométrie des éprouvettes de compression et de fatigue.

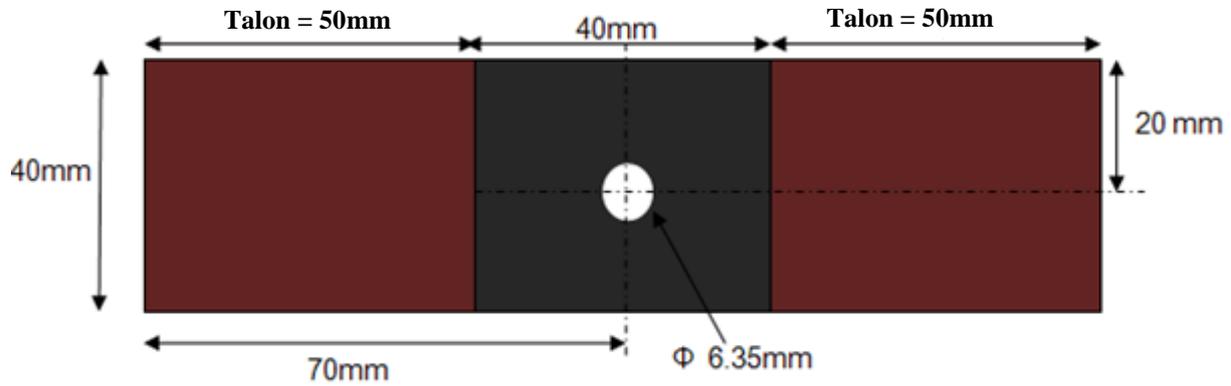


Figure A 7 Géométrie des éprouvettes de compression

Ces éprouvettes ont été dimensionnées afin d'éviter le flambement.

Les éprouvettes de flexion 4 points

La Figure A 8 montre la géométrie des éprouvettes de flexion 4 points.

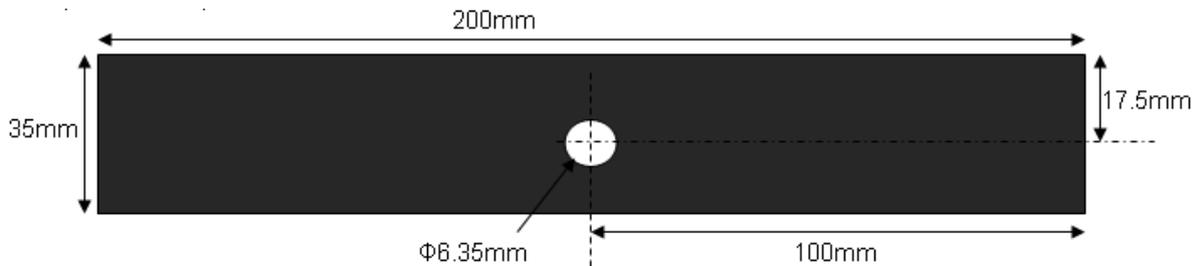


Figure A 8 Géométrie des éprouvettes de flexion

La distance entre les appuis inférieurs est $L = 120\text{mm}$ (soit 60mm de part et d'autre du trou) et la distance entre les appuis supérieurs est $l = 40\text{mm}$ (soit 20mm de part et d'autre du trou). Les éprouvettes ont été dimensionnées pour avoir une rupture conventionnelle entre les deux appuis les plus rapprochés.

Les éprouvettes de pull-through

Pour les éprouvettes de Pull-Through (géométrie en Figure A9), aucun dimensionnement n'a été réalisé dans cette étude car l'outillage a été conçu lors d'une thèse précédente chez AIRBUS.

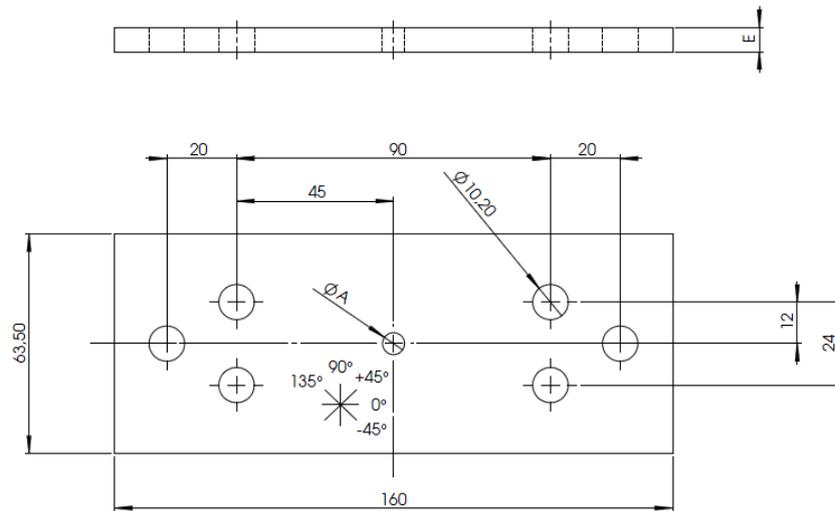


Figure A9 Géométrie des éprouvettes de pull-through

ANNEXE 4 COMPORTEMENT MECANIQUE EN FLEXION

Influence des défauts de paroi sur la tenue en flexion

Méthodologie expérimentale

Des essais de flexion 4 points ont été réalisés afin d'évaluer l'influence des défauts de perçage sur la tenue en flexion des éprouvettes (Figure A 10). Les essais ont été réalisés sur une machine de traction/compression ADAMEL de capacité 20kN. La géométrie et la méthode de dimensionnement des éprouvettes ainsi que le montage d'essais sont présentés en annexe 3.

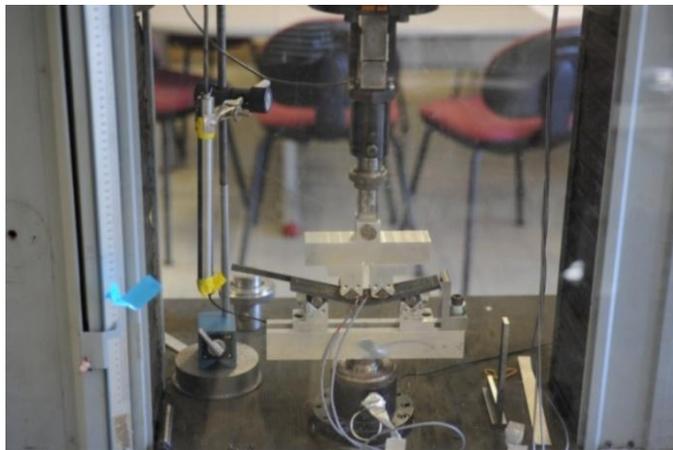


Figure A 10 Essai de flexion 4 points

Comportement en flexion

Les essais de flexion ont été réalisés pour deux configurations de perçage. Les configurations « bonne » et « intermédiaire ».

Stratifié quasi-isotrope :

La Figure A 11 représente l'évolution de l'effort à rupture et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante.

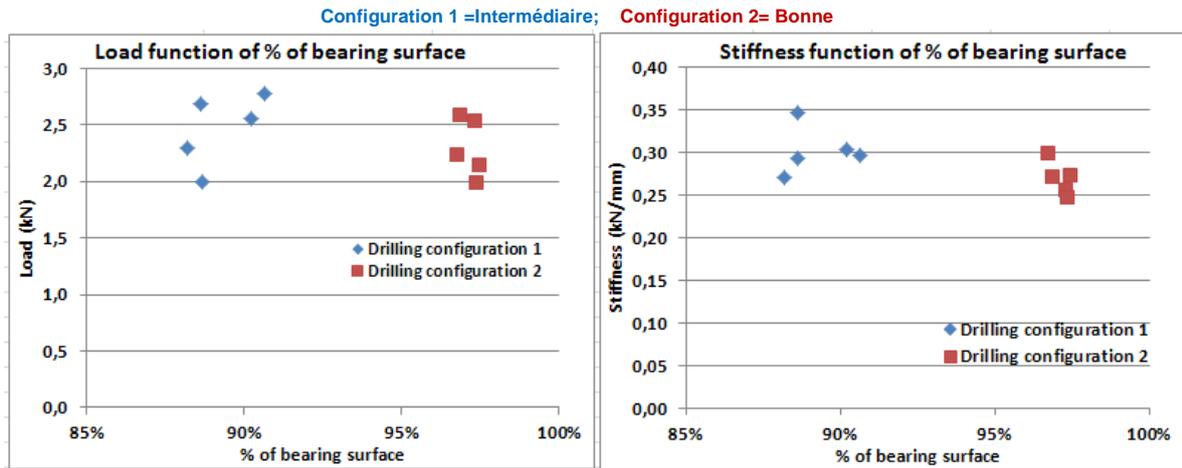


Figure A 11 Evolution de l'effort de flexion et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante

Le comportement effort-déplacement max en flexion des éprouvettes de la stratification quasi-isotrope est présenté par les courbes ci-dessous (Figure A 12) :

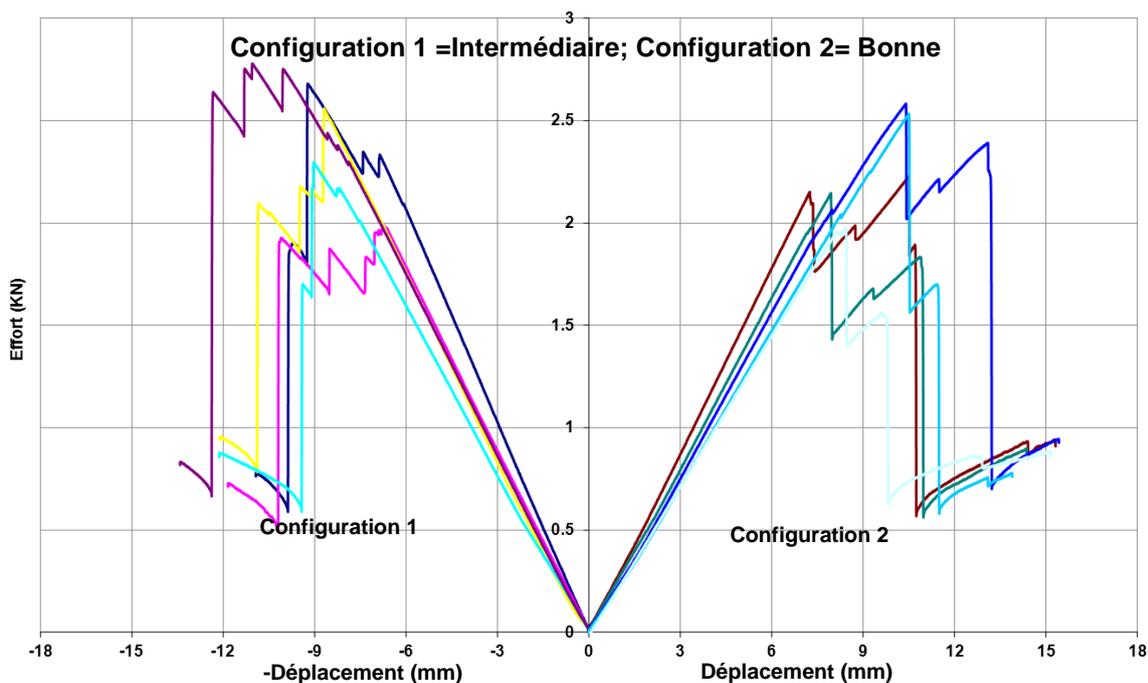


Figure A 12 Comportement en flexion des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope

On remarque qu'il n'y a aucune différence de comportement mécanique entre les éprouvettes de la configuration « bonne » et celles de la configuration « intermédiaire ». Le 1^{er} pic que l'on observe sur ces courbes est lié à la rupture du pli extérieur (45°) en compression. Par la suite, il y a une reprise de raideur de l'éprouvette et le second pic est la conséquence soit de la propagation d'un délaminage déjà présent ou de la rupture de nouveaux plis.

L'état de surface du trou n'a aucune influence sur la tenue mécanique des éprouvettes.

Stratifié fortement orienté :

La Figure A 13 représente l'évolution de l'effort à rupture et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante.

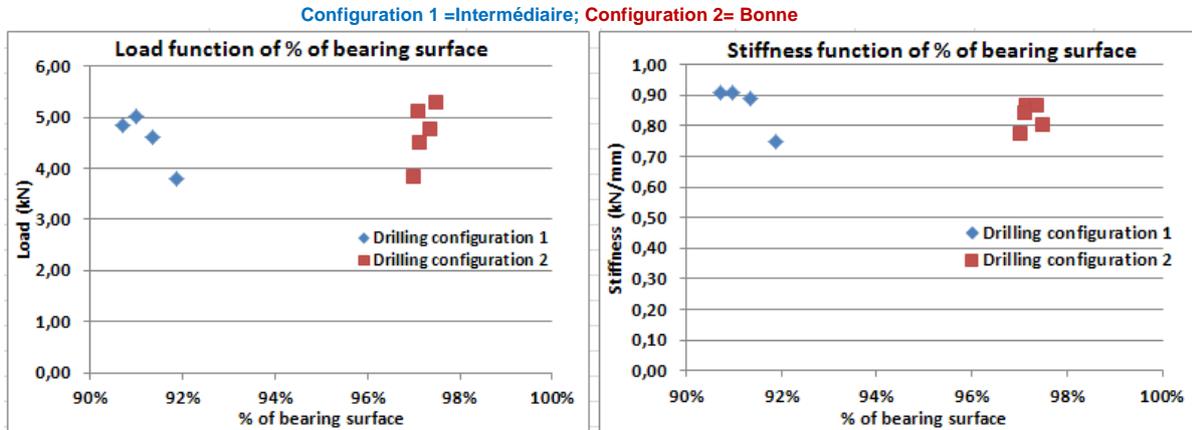


Figure A 13 Evolution de l'effort de flexion et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante

Le comportement effort-déplacement en flexion des éprouvettes de la stratification fortement orienté est présenté sur les courbes ci-dessous (Figure A 14) :

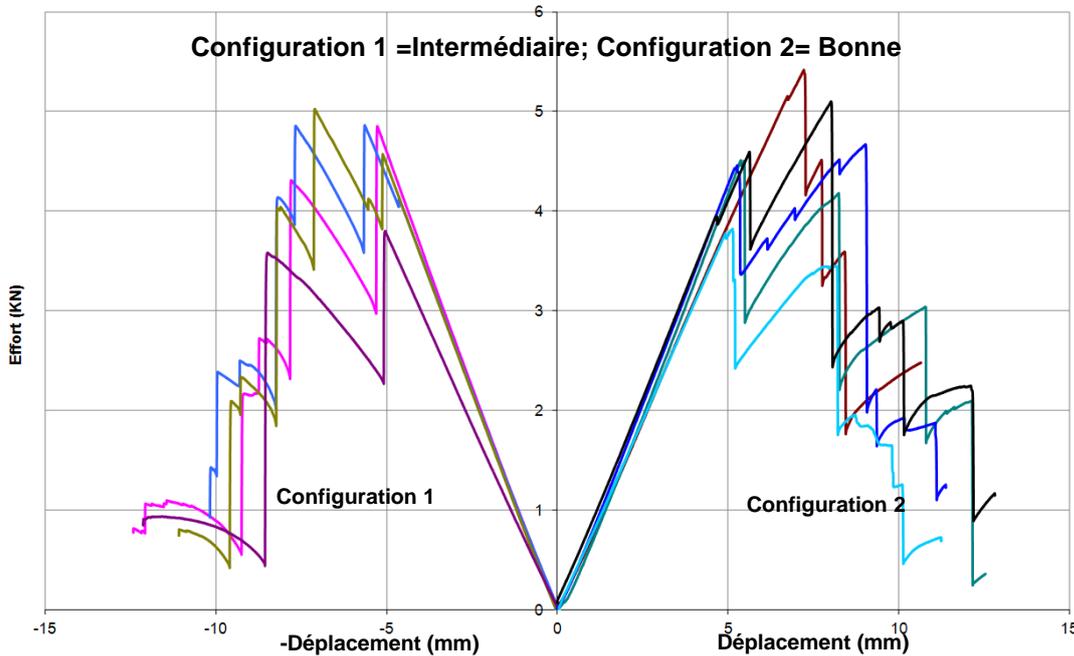


Figure A 14 Comportement en flexion des éprouvettes du stratifié fortement orienté

Comme pour le stratifié quasi-isotrope, le premier pic de la courbe résulte de la rupture en compression du pli à 45° situé au-dessus du stratifié. La suite des endommagements ne peut pas être clairement expliquée car le suivi des essais réalisé (appareil photo et microscope optique) ne permet pas d'avoir une vision précise de la chronologie de ces endommagements. Les essais de flexion ont été réalisés en trou non habité et donc comme pour les essais de compression trou non habité, la paroi du trou ne porte rien. On peut constater en observant les

photos de la Figure A 15 que la rupture en flexion débute avec l'endommagement du 1^{er} pli en compression. La rupture de ce pli est à l'origine du 1^{er} pic que l'on observe sur les courbes d'essai. L'état de surface du trou n'intervient pas dans ce mode de rupture.

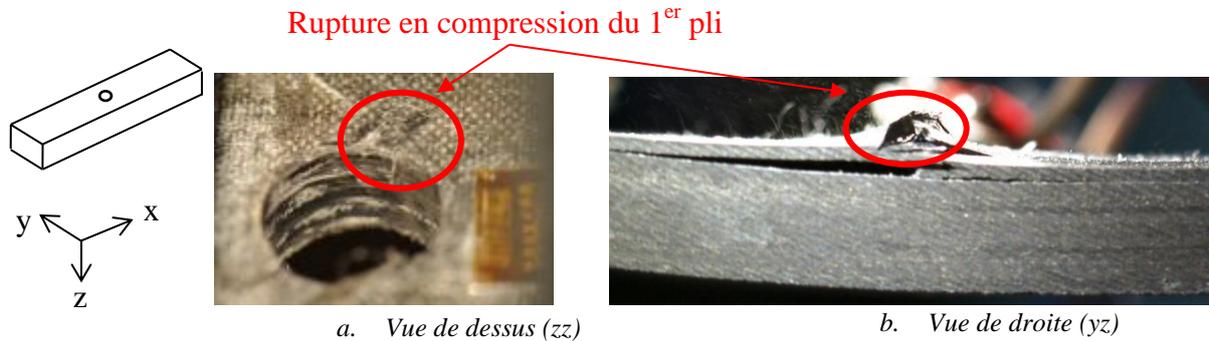


Figure A 15 Rupture en compression du 1^{er} pli lors de l'essai de flexion

Le comportement mécanique est le même pour les éprouvettes quelle que soit la configuration de perçage. Il n'y a pas d'influence de la surface portante sur la tenue mécanique des éprouvettes.

Le comportement mécanique en flexion pourrait par contre être influencé par des défauts de perçage de type délaminages en entrée et sortie de trou car ceux-ci fragilisent les plis extérieurs. Ces plis étant les premiers à s'endommager en flexion, la présence de délaminages sur ces derniers pourrait entraîner leur rupture prématurée.

Une analyse numérique par éléments finis de l'endommagement en flexion a été réalisée.

Des modèles numériques utilisant des éléments de coque ont été développés. Le but de ces modèles est de mieux cerner les différents phénomènes menant à la rupture et aussi comprendre pourquoi l'état de surface du trou n'a pas d'influence sur la tenue mécanique en flexion.

Les modèles de flexion

Le modèle éléments finis (Figure A16) représente une plaque trouée en flexion 4 points. Ce modèle utilise des éléments de coque stratifiés à 6 degré de liberté par nœud avec prise en compte du cisaillement transverse. La géométrie de la plaque est conforme à la géométrie d'éprouvette présentée en annexe 3.

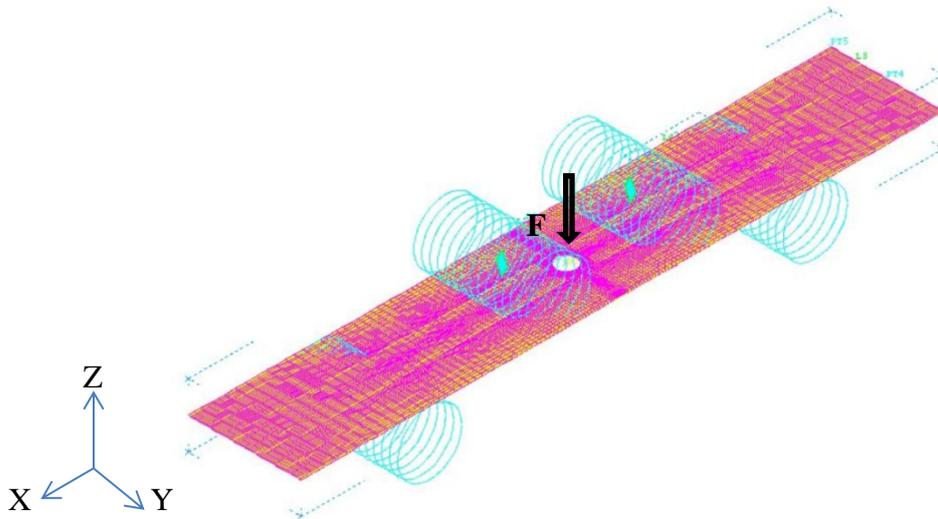


Figure A16 Modèle coque de flexion 4 points

Le maillage de l'éprouvette, très raffiné en bord de trou est constitué d'éléments quadrangles et triangles.

Les deux appuis inférieurs (rouleau rigide) sont encastrés et un déplacement imposé de -15mm suivant l'axe z est imposé sur les deux appuis supérieurs (rouleau rigide).

La Figure A 17 montre le comportement global effort-déplacement en flexion 4 points d'un stratifié fortement orienté sans défauts de paroi.

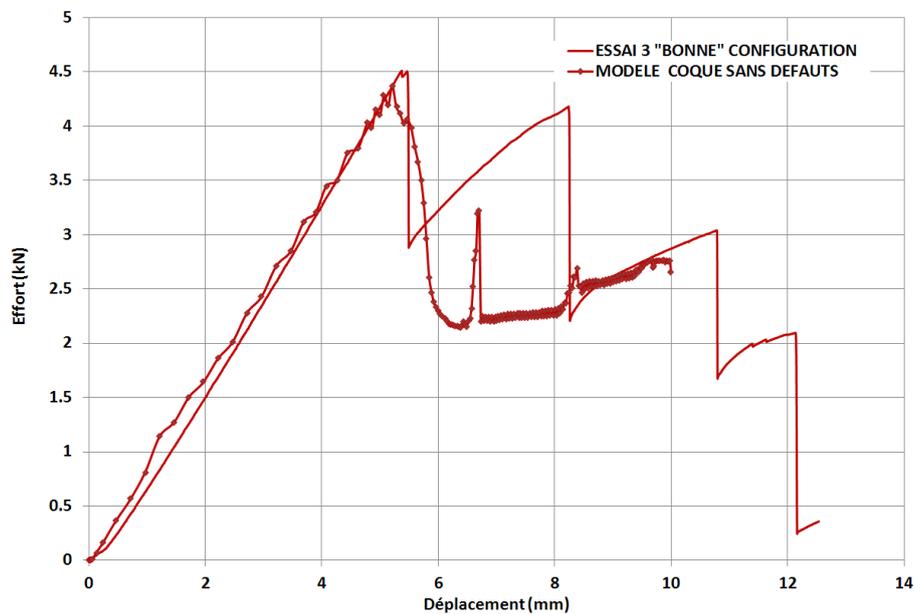


Figure A 17 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques du modèle de flexion 4 points pour le stratifié fortement orienté

Globalement la forme du comportement est bien restitué par le modèle numérique et ce pour les deux configurations.

La Figure A18 montre l'état d'endommagement dans les plis à l'initiation de la rupture des éprouvettes :

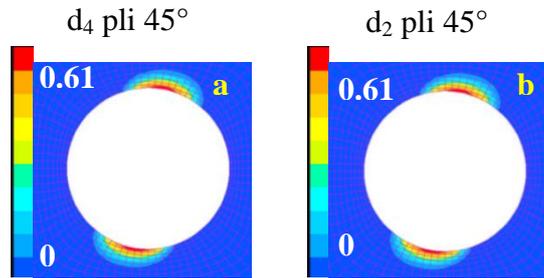


Figure A18 Etat d'endommagement dans le pli à 45° à l'initiation de la rupture de l'éprouvette

L'initiation de l'endommagement débute par la rupture en cisaillement (Figure A18a) et sens travers (Figure A18b) des plis à 45° situés aux deux extrémités du stratifié. Néanmoins, les deux plis ne présentent pas le même niveau d'endommagement. En effet, le pli à 45° inférieur (1^{er} pli du stratifié), en contact avec les deux appuis inférieurs (la distance entre ces deux appuis est de $L=120\text{mm}$ soit 60mm de part et d'autre du trou) est deux fois plus endommagé que le pli à 45° supérieur (20^{ème} pli du stratifié) en contact avec les deux appuis supérieurs (la distance entre ces appuis est $l=40\text{mm}$ soit 20mm de part et d'autre du trou). Le pli à 45° inférieur est en effet soumis à une sollicitation en traction transverse alors que le pli à 45° supérieur est en compression transverse.

La Figure A 19 montre l'état d'endommagement dans le pli à 45° (20^{ème} pli du stratifié) au premier pic d'effort.

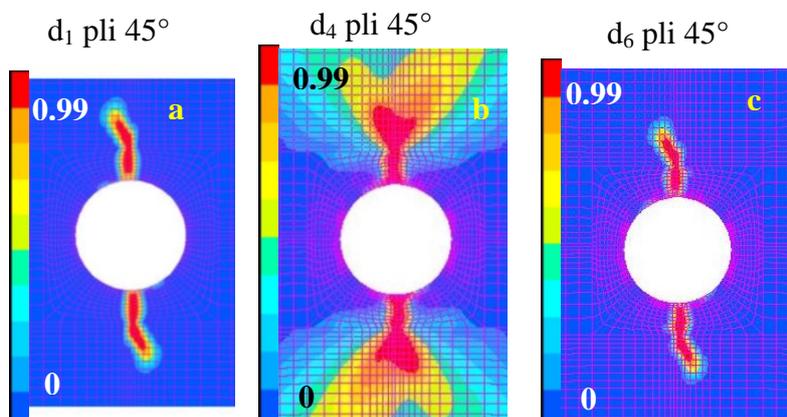


Figure A 19 Etat d'endommagement dans le pli à 45° au 1^{er} pic d'effort

La rupture sens fibres du pli à 45° (Figure A 19a) a progressé non pas dans la direction principale du pli mais plutôt dans la même zone que la rupture sens fibres du pli à 0° (perpendiculaire à la direction principale du pli à 0°). L'endommagement en cisaillement plan (Figure A 19b) de ce pli est le plus important car ce pli est situé à l'extérieur du stratifié.

La Figure A 20 montre l'état d'endommagement dans le pli à 0° (19^{ème} pli du stratifié) au premier pic d'effort.

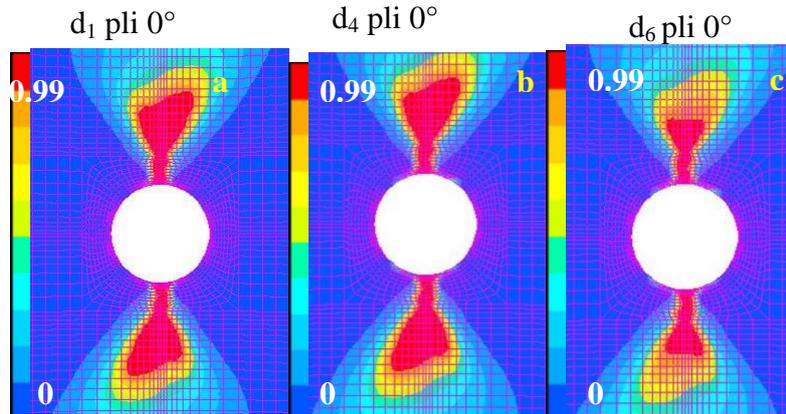


Figure A 20 Etat d'endommagement dans le pli à 0° au 1^{er} pic d'effort

La rupture sens fibres du pli à 0° (Figure A 20a) est plus étendue que pour le pli à 45° , mais la rupture en cisaillement (Figure A 20b) l'est moins étant donné que ce pli est situé en dessous du pli à 45° . Il semblerait que comme pour la compression trou non habité, la rupture en flexion est pilotée par la rupture sens fibres des plis à 0° . Ce phénomène est d'autant plus important que le pli à 0° est situé près de l'extrémité du stratifié.

La Figure A 21 montre l'état d'endommagement dans le pli à -45° (17^{ème} pli du stratifié) au premier pic d'effort.

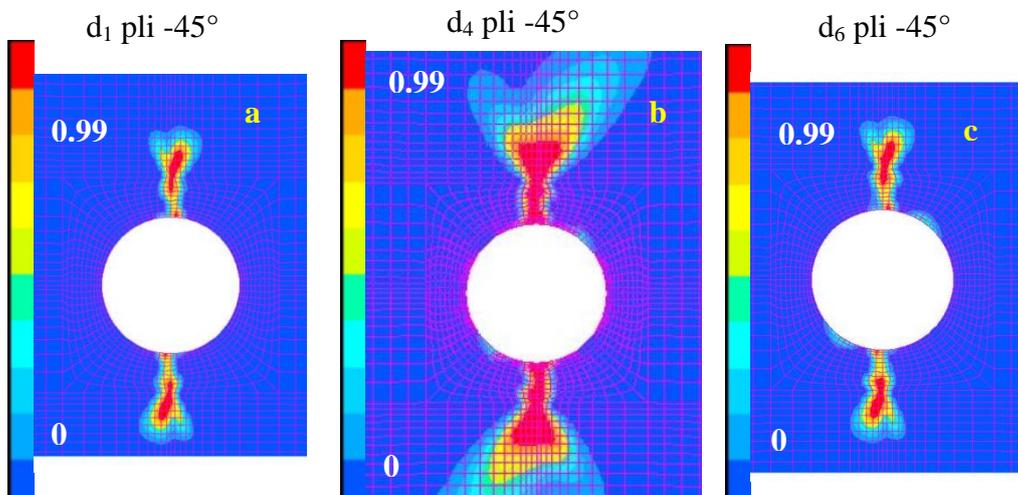


Figure A 21 Etat d'endommagement dans le pli à -45° au 1^{er} pic d'effort

Le pli à -45° présente une zone de rupture sens fibres (Figure A 21a) très peu étendue par rapport au pli à 45° . Il en est de même pour les zones endommagées en cisaillements plan (Figure A 21b) et hors-plan (Figure A 21c). Ce résultat est lié à la position (situé à 1mm à l'intérieur du stratifié) du pli à -45° . Les contraintes de compression « vues » par ce pli sont inférieures à celles auxquelles est soumis le pli extérieur à 45° .

La Figure A 22 montre l'état d'endommagement dans le pli à 90° (16^{ème} pli du stratifié) au premier pic d'effort.

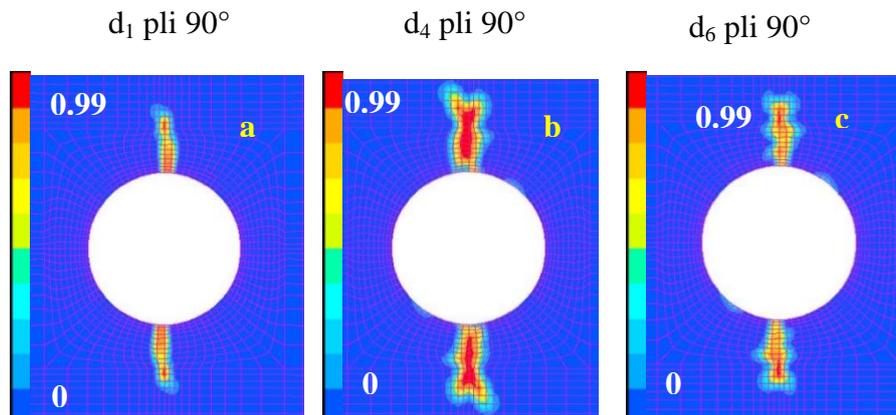


Figure A 22 Etat d'endommagement dans le pli à 90° au 1^{er} pic d'effort

Le pli à 90° présente la zone de rupture sens fibres (Figure A 22a) la moins étendue. Ce pli est situé à 1.25mm à l'intérieur du stratifié, ce qui suppose qu'il transfère moins d'effort que les plis situés au-dessus.

La Figure A 23 montre l'état d'endommagement sens fibres dans les plis après le 1^{er} pic d'effort. Cette figure établit la comparaison entre l'état d'endommagement des plis soumis à la sollicitation de compression à celui des plis symétriques soumis à la sollicitation en traction.

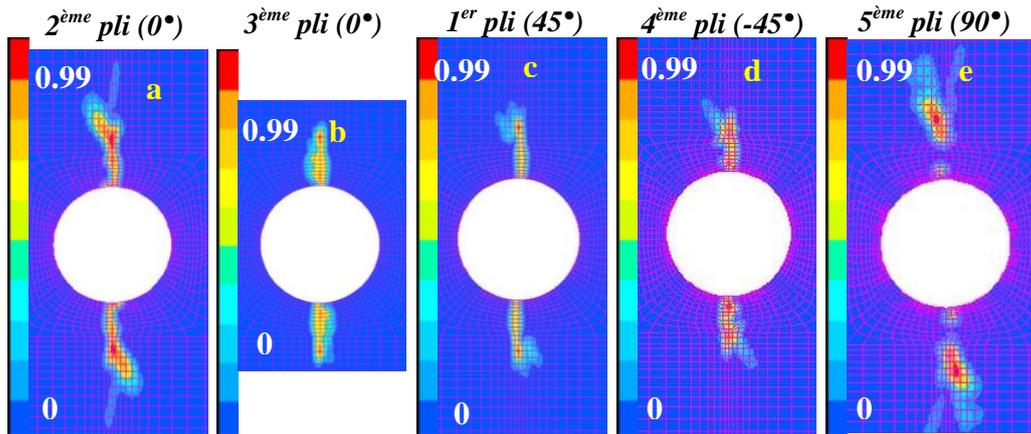
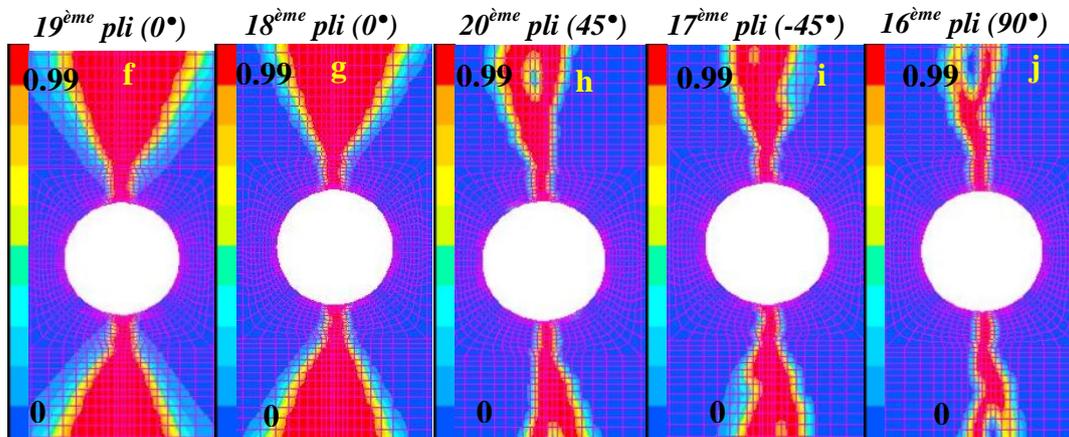
TRACTION**COMPRESSION**

Figure A 23 Comparaison de l'état d'endommagement sans fibres entre les plis en compression et en traction après le 1^{er} pic d'effort

On remarque que les plis supérieurs (Figure A 23a, b, c, d, e) sont nettement plus endommagés que leurs symétriques (Figure A 23f, g, h, i, j) soumis à la sollicitation de traction. Les différents pics d'efforts observés par la suite sur la courbe de la Figure A 17 résultent de la rupture des plis inférieurs en traction.

ANNEXE 5

COMPORTEMENT MECANIQUE EN PULL-THROUGH

Influence des défauts de paroi sur la tenue en pull-through

Méthodologie expérimentale

Les essais de pull-through (arrachement de la fixation) ont été réalisés sur une machine de traction/compression INSTRON de capacité 100kN. Un montage d'essais déjà existant et spécifique à Airbus dit de « pull-through cruciforme » (Figure A 24) a été mis en place afin de réaliser ces essais.

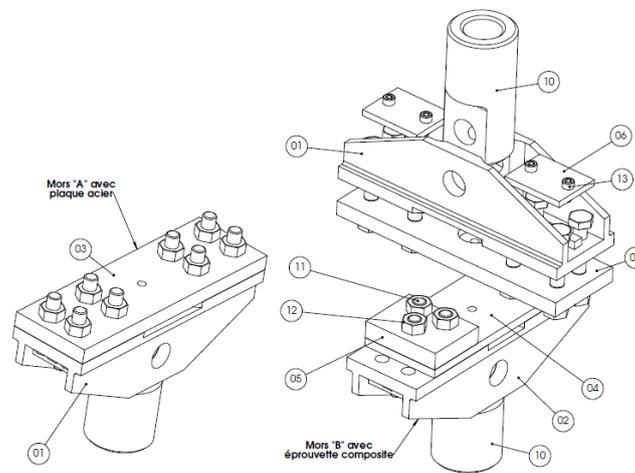


Figure A 24 Essai d'arrachement de la fixation (pull-through)

Deux plaques sont assemblées (éprouvette composite et plaque en acier) par une fixation à tête fraisée en titane et un écrou en aluminium. Un couple de serrage de 7Nm est appliqué pour assembler les deux plaques. L'axe de chargement se trouve dans celui du trou. Une précharge de 500N est appliquée pour débiter l'essai. La description détaillée de ce montage ainsi que la géométrie des éprouvettes sont présentés en annexe 3.

Comportement en Pull-Through

Les essais de pull-through ont été réalisés pour deux configurations de perçage. Les configurations « bonne » et « intermédiaire ».

Stratifié quasi-isotrope :

La Figure A 25 représente l'évolution de l'effort à rupture et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante.

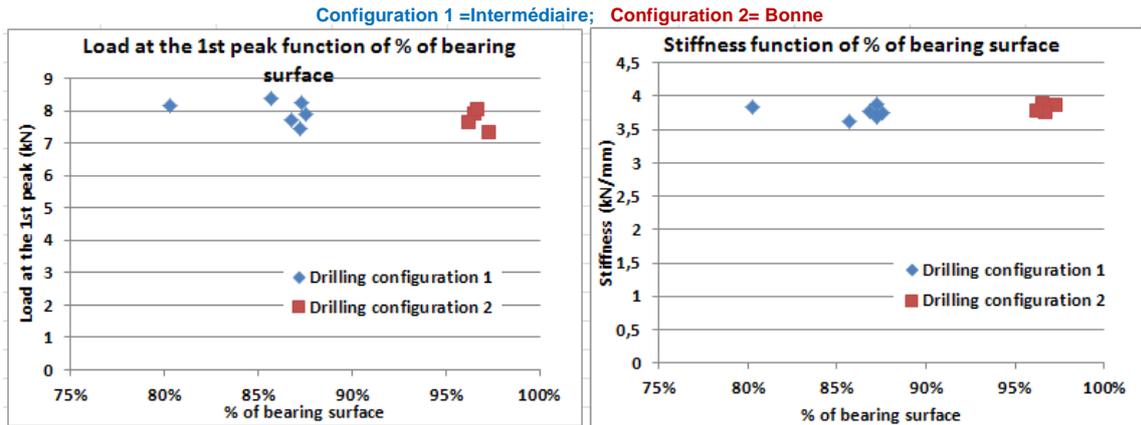


Figure A 25 Evolution de l'effort de traction et de la raideur des éprouvettes quasi-isotropes en fonction du pourcentage de surface portante

Les courbes d'essais des éprouvettes de pull-through pour le stratifié quasi-isotrope sont présentés sur la Figure A 26. Le comportement est quasi-linéaire jusqu'à l'apparition du 1^{er} pic. Ce 1^{er} pic est lié à la rupture du pli à 45° situé au-dessus du stratifié. Par la suite, les mécanismes d'endommagement sont très complexes et la compréhension de ces mécanismes nécessite l'arrêt de l'essai à l'apparition de chacun de ces pics et l'observation des faciès de rupture et d'endommagement des éprouvettes. Quelle que soit la configuration de perçage appliquée, les éprouvettes semblent avoir le même comportement mécanique. La cinétique d'endommagement en pull-through n'est pas liée à l'état de surface du trou comme le montrent les courbes d'évolution de l'effort et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante.

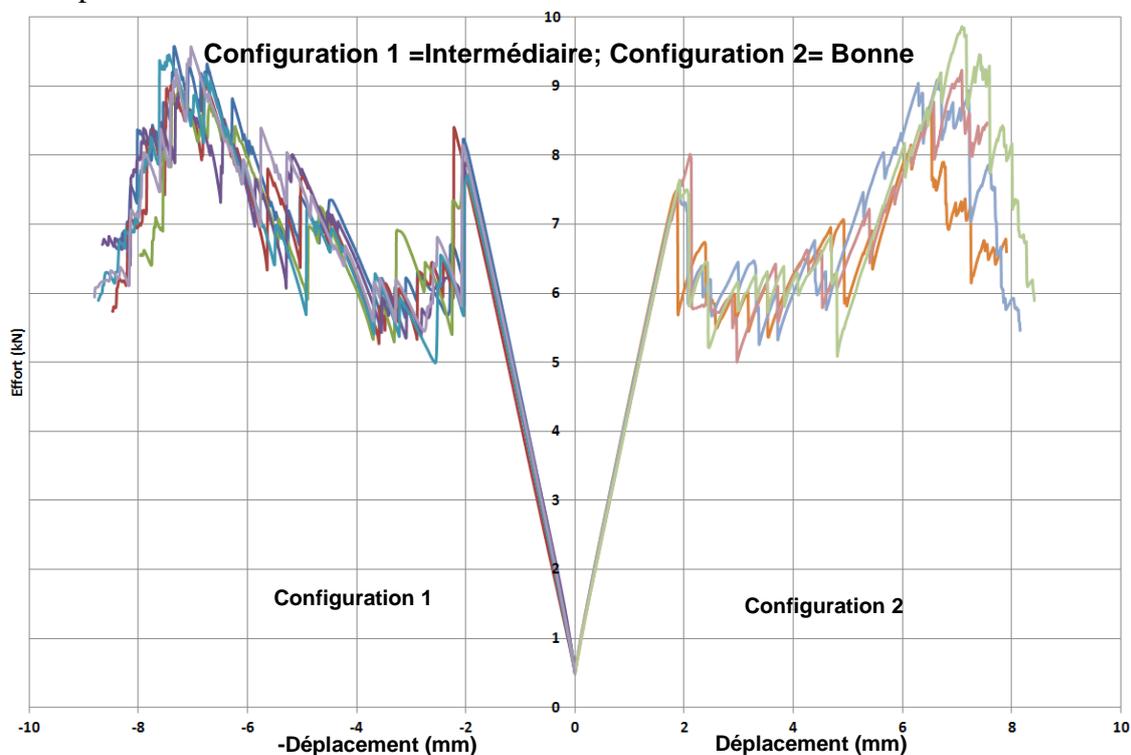


Figure A 26 Comportement en pull-through des éprouvettes du stratifié quasi-isotrope

Stratifié fortement orienté :

La Figure A 27 représente l'évolution de l'effort à rupture et de la raideur en fonction du pourcentage de surface portante.

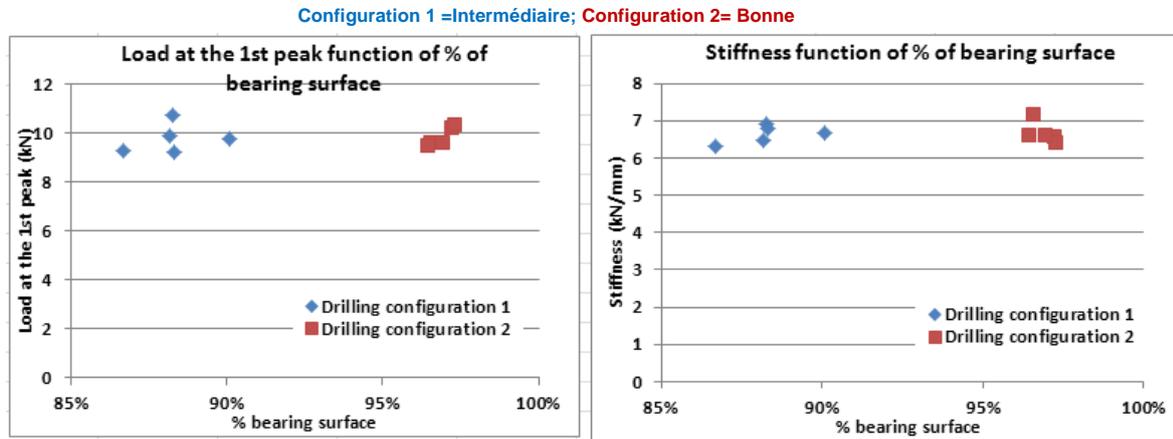


Figure A 27 Evolution de l'effort de traction et de la raideur des éprouvettes fortement orientées en fonction du pourcentage de surface portante

Les courbes d'essais des éprouvettes de pull-through pour le stratifié fortement orienté sont présentés sur la Figure A 28.

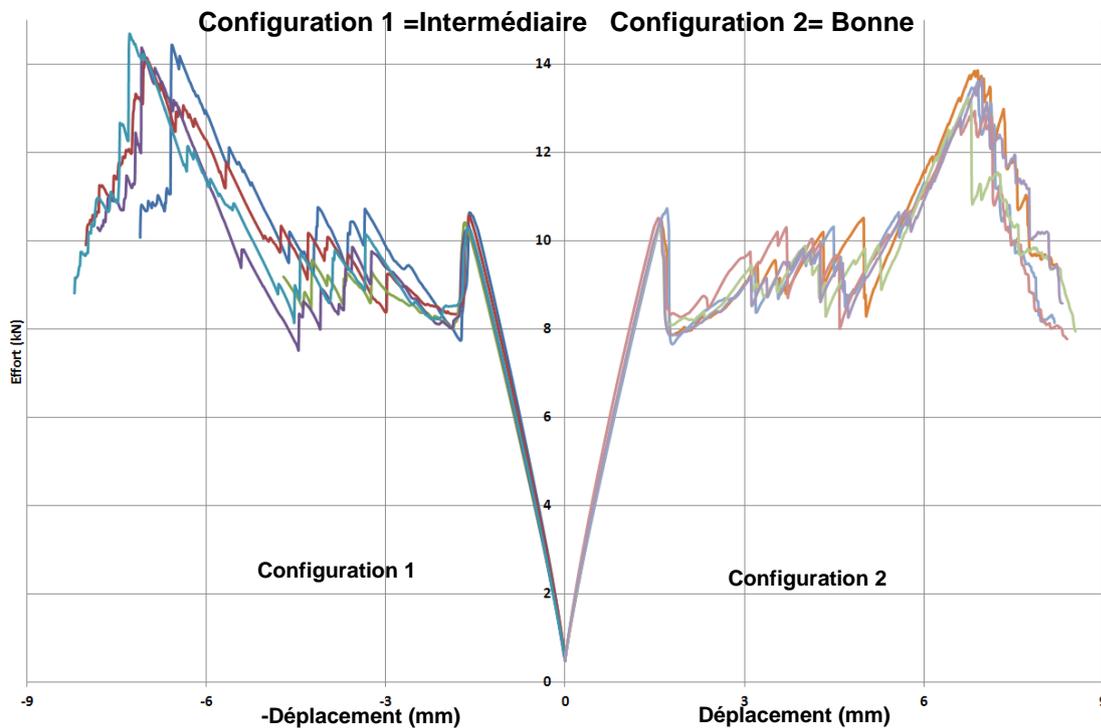


Figure A 28 Comportement en pull-through des éprouvettes du stratifié fortement orienté

Le comportement est quasi-linéaire jusqu'à l'apparition du 1^{er} pic. Comme pour le stratifié quasi-isotrope, le 1^{er} pic est lié à la rupture du pli à 45° situé au-dessus du stratifié (Figure A 29a). Le comportement mécanique est le même pour les éprouvettes quelle que soit la configuration de perçage. L'observation des faciès de rupture des éprouvettes montre que dans un premier temps, comme pour les essais de flexion, ce sont les plis situés à l'extérieur du stratifié qui se rompent comme on peut le voir sur les photos ci-dessous. Par la suite, l'écrou a quasiment poinçonné l'éprouvette en composite (Figure A 29b et Figure A 29c). De plus, avec le couple de serrage appliqué, le confinement des endommagements est assuré et donc leur progression ralentie.

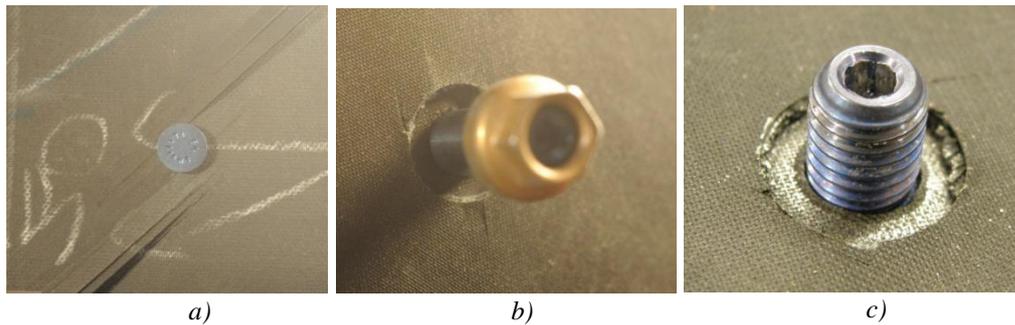


Figure A 29 Faciès de rupture des éprouvettes de pull-through

Toutes ces raisons expliquent le fait qu'il n'y ait aucune influence de l'état de surface sur la tenue mécanique des éprouvettes de pull-through.

Une analyse numérique par éléments finis de l'endommagement en pull-through a été réalisée.

Des modèles numériques utilisant des éléments volumiques ont été développés. Le but de ces modèles est de mieux cerner les différents phénomènes menant à la rupture et aussi comprendre pourquoi l'état de surface du trou n'a pas d'influence sur la tenue mécanique à l'arrachement de la fixation.

Les modèles de pull-through

Le modèle éléments finis (Figure A 30) représente un assemblage mixte à simple recouvrement de géométrie similaire à celle de la partie expérimentale (géométrie en annexe3).

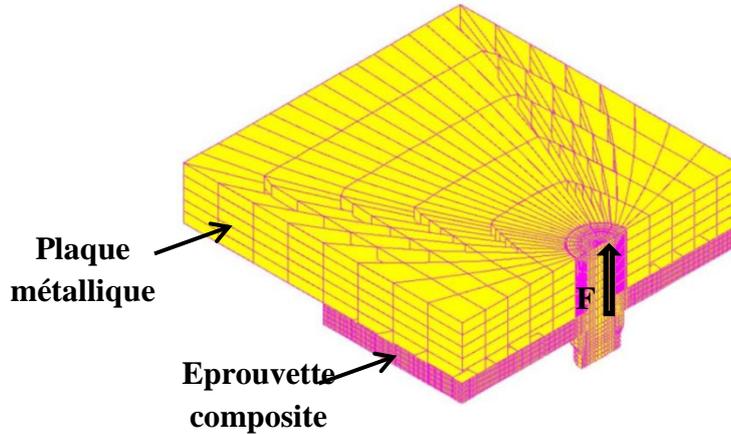


Figure A 30 Modèle volumique de pull-through

Le stratifié carbone/époxy est modélisé par des éléments stratifiés de degré 1 et à 3 degrés de liberté en déplacement par nœuds.

Le maillage de l'éprouvette, très raffiné en bord de trou est constitué d'un élément par pli dans le stratifié quasi-isotrope (soit 16 éléments dans l'épaisseur totale du stratifié). La plaque en acier possède 5 éléments dans l'épaisseur. Dans le stratifié carbone/époxy, il y a entre les plis des éléments d'interface d'épaisseur nulle permettant de modéliser physiquement le délaminage entre les plis.

Les deux plaques (éprouvette composite et plaque métallique) sont encastrées et le boulon est soumis à un déplacement imposé de 4mm. Le serrage est modélisé de la même manière que pour les modèles de compression trou habité avec serrage ; un cas de charge numérique spécifique est appliqué lors du calcul pour réaliser le serrage avant la mise en charge en arrachement.

La Figure A 31 montre le comportement global effort-déplacement en pull-through d'un stratifié quasi-isotrope sans défauts de paroi.

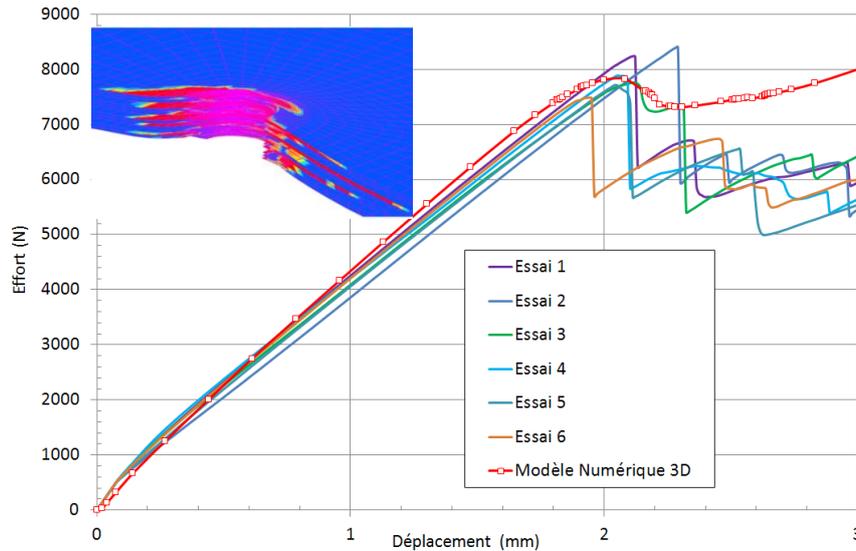


Figure A 31 Comparaison entre les courbes d'essais et les courbes numériques du modèle de pull-through pour le stratifié quasi-isotrope

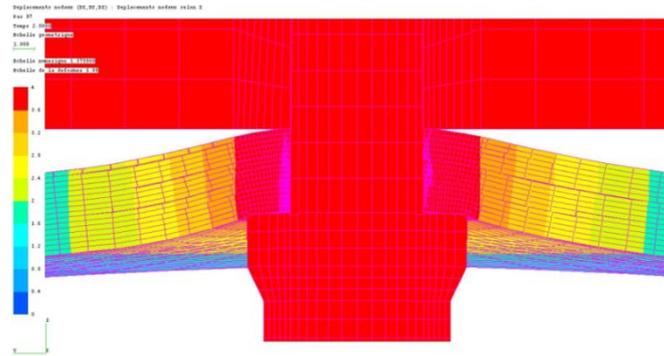


Figure A 32 Cartographies des déplacements nodaux à la rupture de l'éprouvette

La tenue à l'arrachement de fixation titane dans des plaques composites a été réalisée avec pour objectif de connaître l'influence des défauts de perçage sur le comportement. Les premiers essais (Figure A 31) ont permis d'identifier les scénarios d'endommagement (principalement de la fissuration hors plan couplée aux délaminages (Figure A 32)). L'idée a alors été d'utiliser l'approche numérique développée pour la simulation des défauts d'impact (mais en implicite), pour modéliser le comportement à l'arrachement (Figure A 32).

Les premiers résultats sont encourageants. La Figure A 31 montre que le modèle numérique retranscrit les premiers endommagements.

ANNEXE 6

DETERMINATION D'UN SEUIL D'ACCEPTABILITE DE SURFACE PORTANTE EN MATAGE PUR

Afin de déterminer un seuil d'acceptabilité des défauts de paroi, l'influence de deux paramètres intrinsèques du défaut de paroi a été investiguée : l'envergure du défaut et sa profondeur (Figure A 33).

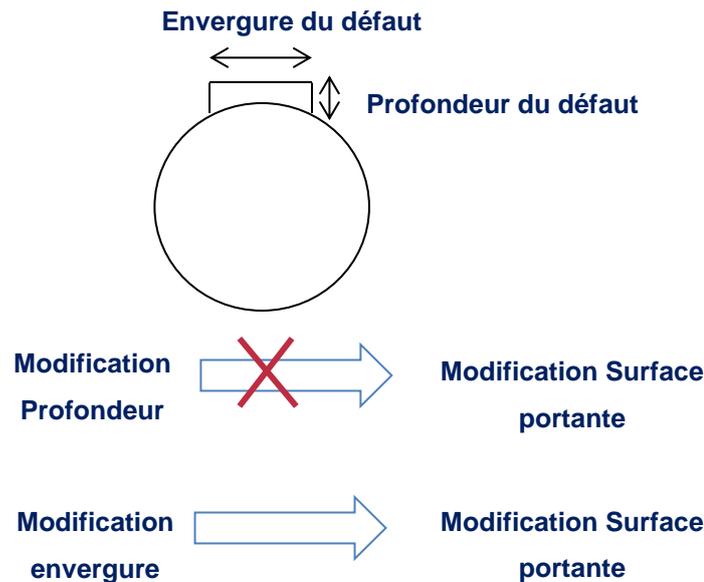


Figure A 33 Illustration de l'envergure et de la profondeur d'un défaut de paroi

L'envergure du défaut représente l'angle occupé par le défaut sur la paroi du trou. La profondeur représente la taille du creux créé par les arrachements de paquets de fibres et de matrice. L'augmentation de la profondeur ne modifie pas la surface portante alors que c'est le contraire pour l'envergure.

L'influence de la profondeur des défauts (sans modification de l'envergure et donc sans modification de la surface portante) sur la tenue mécanique en matage a été investiguée à l'aide de modèles 2D (identique à celui du chapitre III.3.3) et 3D de matage pur (identique à celui du chapitre III.3.4).

La Figure A 34 montre le comportement global effort-déplacement (pour le modèle 2D) d'un stratifié quasi-isotrope pour différentes profondeurs de défauts de paroi et envergures identiques.

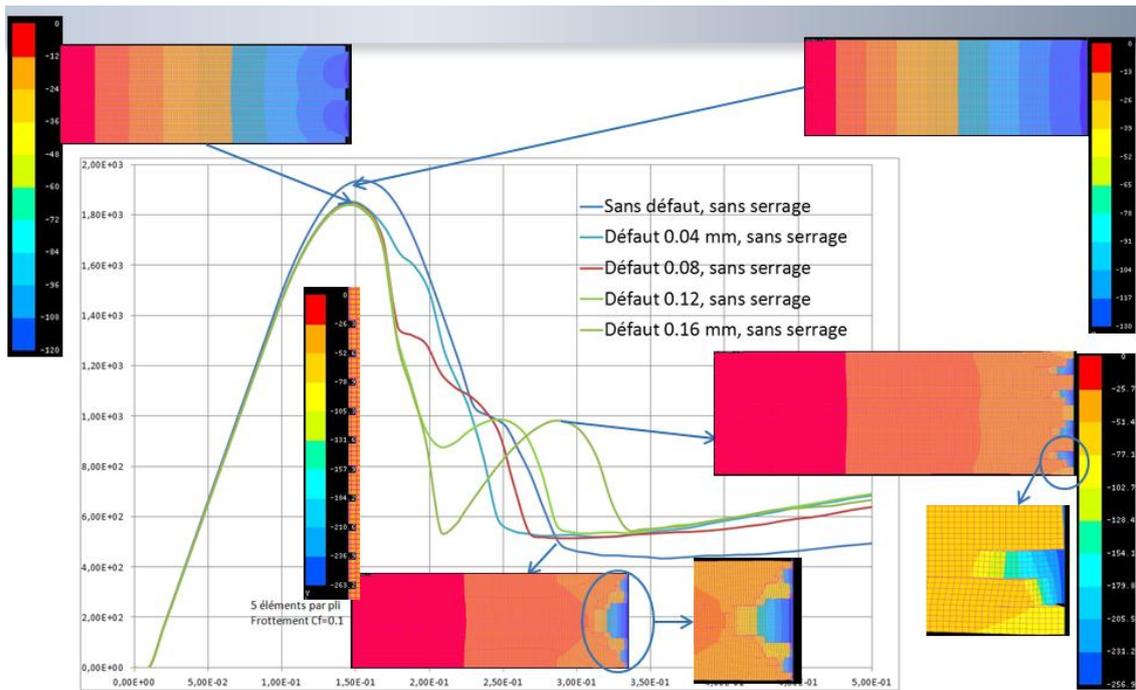


Figure A 34 Influence de la profondeur des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié quasi-isotrope

Il n'y a pas d'influence de la profondeur du défaut sur l'effort maximal à rupture comme on peut le remarquer sur les courbes. Cependant, on constate que plus le défaut est profond et plus importante est la reprise de raideur illustrée par le second pic sur les courbes numériques. Cette reprise de raideur arrive quand le défaut de paroi est « rattrapé » et que le boulon retrouve une surface portante plus importante.

La Figure 35a montre le comportement global effort-déplacement (pour le modèle 3D) d'un stratifié quasi-isotrope pour différentes profondeurs de défauts de paroi et envergures identiques. La Figure 35 b montre l'influence du pourcentage de surface portante sur l'effort à rupture en matage.

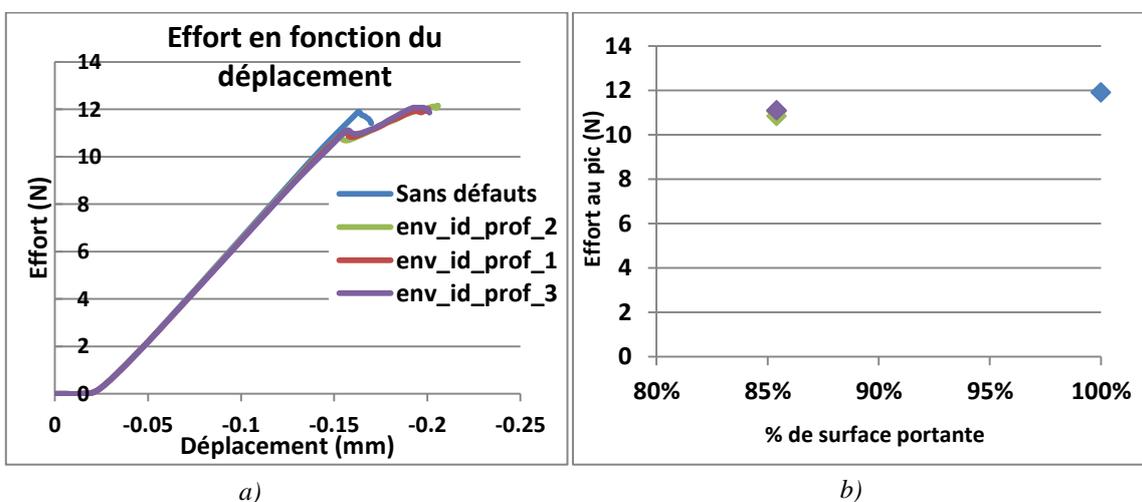


Figure A 35 Influence de la profondeur des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié quasi-isotrope

On constate comme pour le modèle 2D que l'augmentation de la profondeur des défauts de paroi ne modifie pas l'effort à rupture des éprouvettes.

La Figure A 36a montre le comportement global effort-déplacement (pour le modèle 3D) d'un stratifié quasi-isotrope pour différentes envergures de défauts de paroi et profondeurs identiques. La Figure A 36b montre une comparaison essais/calculs de l'influence du pourcentage de surface portante sur l'effort à rupture en matage.

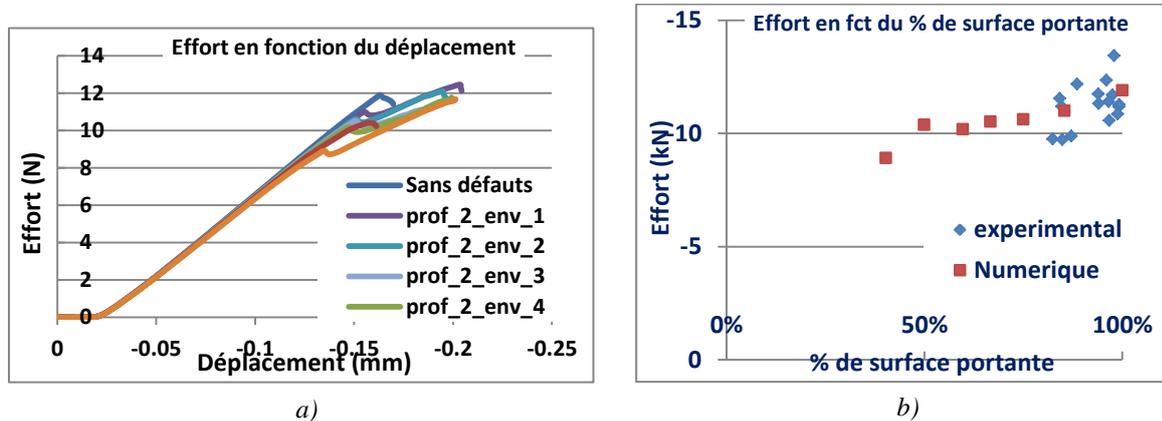


Figure A 36 Influence de l'envergure des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié quasi-isotrope

En modifiant l'envergure des défauts, la surface portante change. On constate sur la Figure A 36b que plus la surface portante est faible et plus l'effort à rupture des éprouvettes est faible. On observe une baisse régulière de l'effort à rupture et un « décrochement » important pour une surface portante de 40%. Expérimentalement, il n'a pas été possible de dégrader la surface portante en dessous de 81% sans créer des délaminages en entrée et sortie des trous. Cependant, le modèle retranscrit assez bien l'influence de la surface portante (entre 85% et 100%) sur l'effort de matage à rupture. On peut donc penser que la tendance prédite par le modèle est relativement fiable.

La Figure A 37 montre l'influence de la surface portante (pour un modèle 3D) sur la tenue mécanique en matage pur du stratifié fortement orienté pour différentes envergures de défauts de paroi et profondeurs identiques.

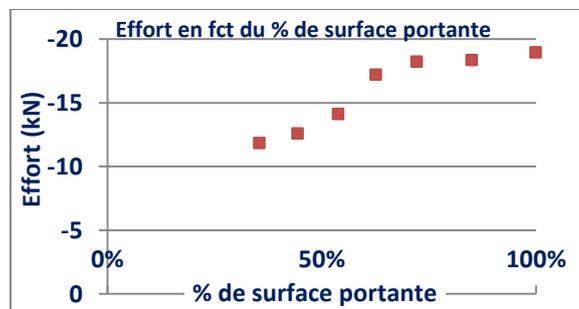


Figure A 37 Influence de l'envergure des défauts de paroi sur l'effort à rupture en matage pour le stratifié fortement orienté

La même tendance que pour le stratifié quasi-isotrope est observée. On observe une chute importante de l'effort au pic pour une surface portante de l'ordre de 60%.

ANALYSE DES DEFAUTS DE PAROI DE TROU ET DE LEUR CRITICITE SUR LA TENUE MECANIQUE DES STRUCTURES COMPOSITES PERCEES

Résumé :

Les structures composites sont de plus en plus présentes dans le domaine aéronautique. Le perçage, procédé qui permet le montage de fixations pour assembler ces structures, peut induire des défauts tels que délaminages, écaillages, arrachements de fibres ou surchauffes au niveau de l'alésage.

Dans la littérature les auteurs s'intéressent principalement aux défauts créés en entrée et en sortie de trou. Aussi, cette recherche s'est focalisée sur les défauts de paroi créés par l'opération de perçage. Une caractérisation qualitative et quantitative a été proposée et le lien entre ces défauts et la tenue mécanique a été évalué.

L'état de surface des parois est quantifié via sa rugosité qui mesure globalement les défauts générés lors du perçage. Jusqu'à présent, la qualité de la surface est estimée par un critère de rugosité géométrique Ra issu de la culture métallique. Il présente un certain nombre d'incohérences pour les perçages des composites. Dans ce travail de thèse, les relations entre les paramètres de perçage, le matériau de l'outil, sa géométrie et la qualité des alésages mesurée par les critères normalisés d'état de surface ont été établies. Un critère de qualité des parois de trou pour les matériaux composites autre que les critères normalisés a été proposé.

La nature intime de la surface de contact influence clairement la qualité du transfert de charge par contact localisé. Dans un premier temps, l'influence des défauts de paroi sur la tenue en matage quasi-statique a été établie, ensuite, la tenue en compression quasi-statique des stratifiés C/E liée à la présence de défauts de paroi a été étudiée. Une analyse de la tenue en fatigue des stratifiés percés liée à la présence des défauts d'état de surface a aussi été réalisée. Enfin, une analyse numérique originale par éléments finis incluant une représentation géométrique des défauts observés, a permis de mieux cerner la cinétique d'endommagement des stratifiés percés liés à la présence de défauts de paroi.

Mots clés : Perçage, Etat de surface, Rugosité, Surface portante, Matage, Compression, modèles éléments finis

ANALYSIS OF THE HOLE WALL DEFECTS AND THEIR CRITICALITY ON THE MECHANICAL BEHAVIOR OF DRILLED COMPOSITE PARTS

Abstract:

Composite materials are finding an increasing number of applications in the aerospace industry. The drilling is the process that allows the fasteners installation. The drilling operation can induce defects such as delamination, fibers and matrix pull-out and matrix burning.

Previous studies focused mainly on the defects created at the hole entry and exit. Only few of these studies concern the hole wall drilling defects. In this study, we focused on the hole wall defects created by the drilling operation. A qualitative and quantitative characterization of defects was proposed and the relationship between these defects and the mechanical strength was evaluated.

The hole surface finish is quantified by the roughness criterion Ra, that comes from metallic culture. Because of their heterogeneous nature, composite materials do not present the same defects patterns as metallic materials. The question that arises is whether the roughness may have an influence on the mechanical behavior of composite materials. In this study, the relation between the drilling parameters, the drill material, its geometry and the hole quality quantified with normalized parameters has been established. A criterion used to quantify the hole surface finish of composites have been proposed.

The inner nature of the contact surface clearly influences the load transfer quality. As a first step, the influence of the hole wall defects on the quasi-static bearing behavior has been established, then the compressive behavior linked to the presence of hole wall defects have been studied. An analysis of the fatigue behavior of drilled laminates due to the presence of hole wall defects have been conducted.

Finally, a numerical analysis by finite elements including an original geometric representation of the defects observed, has allowed to further clarify the damage kinetics of drilled laminates linked to the presence of drilling defects.

Keywords: Drilling, surface finish, Roughness, Bearing surface, Bearing tests, Compression tests, Finite elements modelisation