



# THÈSE

En vue de l'obtention du

## DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par **l'Institut Supérieur de l'Aéronautique et de l'Espace**  
Spécialité : Génie mécanique, mécanique des matériaux

---

Présentée et soutenue par **Ambrosius WEISS**  
le 4 mars 2010

**Comportement en fatigue des zones de reprises de plis**

---

### JURY

M. Michel Grédiac, président  
M. Jean-Jacques Barrau, directeur de thèse  
M. Jean-François Maire  
M. Stéphane Mahdi  
M. Laurent Michel, co-directeur de thèse  
M. Frédéric Thiebaud, rapporteur  
M. Alain Thionnet, rapporteur

---

École doctorale : **Mécanique, énergétique, génie civil et procédés**

Unité de recherche : **Équipe d'accueil ISAE DMSM**

Directeur de thèse : **M. Jean-Jacques Barrau**

Co-directeur de thèse : **M. Laurent Michel**



# Remerciements

Ce travail de thèse a été réalisé au sein du Département Mécanique des Structures et Matériaux à l'ISAE. Je tiens à remercier Jacques Huet, chef du département, pour m'avoir accueilli et toutes les personnes qui ont contribué à mon projet de thèse.

Je remercie M. Laurent Michel pour les précieux conseils qu'il a su me donner durant ces années de thèse.

Je tiens à remercier M. Jean-Jacques Barrau pour avoir encadré cette thèse ainsi que pour avoir proposé des voies de recherche intéressantes durant ce travail de thèse.

J'adresse également mes remerciements à M. Stéphane Mahdi et Me Estelle Cros pour avoir suivi mon travail de thèse et avoir enrichi la voie scientifique par des conseils et l'expérience industrielle.

Une grande partie de cette thèse est basée sur des résultats expérimentaux. Je voudrais donc remercier M. Pierre Erizé, M. Daniel Boitel et M. Michel Labarrère pour leur aide précieuse dans la phase de fabrication et d'analyse des essais. Merci à toute l'équipe de l'atelier mécanique, Bernard Rivière, Daniel Gagneux, Patrick Chèze, Philippe Corria et Serge Dayde pour les conseils et la manière cordiale de me transmettre leur savoir technique.

Je remercie également Mme Marie-Odile Monsu pour sa gentillesse et sa disponibilité pour toutes les démarches administratives.

Une pensée aussi à tous mes collègues qui m'ont permis de travailler dans la joie et la bonne humeur : Gina, Abir, Jihad, Christophe, Jérôme, Sergio, Jean-Sébastien, Arnaud, Yann, Yohann, Walid, Abdoulaye, Muhammad, Majid, Gregory, Guillaume, Eduardo, Benjamin, Sophie, Nicolas...

Mais aussi un grand merci à tous mes amis qui m'ont accompagné pendant ces trois ans, en ordre aléatoire : Christoph, Areti, Ségolène, Moulya, Miquel, Lisa, Thoma, Steffi, Wera, Marie-Laure, Rémy, Nicolas, Claudia x2, Koko, Ducio, Felix, Maria, Hélène, Sophie, Florian x2, Malik, Anaïs, Peter, Evy, Susanne, Audrey x3, Basti, Kuki, Cristina, Isotta, Damien, Marion, Manu, Konstantinos x2, Sergio, Enrique, Yingying, Gregor, Ruth, Nora, Benny, Andreas, Abdallah...



---

# Table des matières

Résumé	I
Abstract	I
<i>Table des figures</i>	<i>XI</i>
<i>Table des tableaux</i>	<i>XVII</i>
<i>Introduction et objectif de l'étude</i>	<i>1</i>
<b>Chapitre I : Etude bibliographique</b>	<b>5</b>
<b>I.1 Introduction</b>	<b>5</b>
<b>I.2 Généralités sur les matériaux composites</b>	<b>5</b>
I.2.1 Influences sur la performance des matériaux composites	5
I.2.2 Classification et constituants des matériaux composites	6
I.2.2.1 Types de composites	6
I.2.2.2 Les fibres	7
I.2.2.3 Les matrices	7
I.2.3 Avantages et inconvénients des matériaux composites	8
I.2.4 Application des matériaux composites	9
<b>I.3 Problématique des zones de reprise de plis</b>	<b>10</b>
I.3.1 Généralités	10
I.3.2 Types de reprise de plis	10
I.3.3 Endommagements aux reprises de plis	11
I.3.4 Influence des paramètres géométriques et d'empilement	12
I.3.5 Problématique industrielle	14
<b>I.4 Comportement des matériaux composites en fatigue</b>	<b>14</b>
I.4.1 Dégradation en fatigue	14
I.4.1.1 Classification des endommagements	14
I.4.1.2 Evolution de la dégradation sous chargement de fatigue	15
I.4.2 Généralités sur les modèles des courbes <i>SN</i>	16
I.4.3 Modèles descriptifs des courbes <i>SN</i>	19
I.4.4 Modèles de courbes <i>SN</i> basés sur la résistance résiduelle	20
I.4.4.1 Modèle de Sendeckyj [64]	20
I.4.4.2 Autres modèles basés sur la résistance résiduelle	23
I.4.4.3 Limitations des approches basées sur la résistance résiduelle	24
I.4.5 Modèles à plusieurs niveaux de charge	24
<b>I.5 Critères de rupture locale</b>	<b>25</b>
I.5.1 Méthodes d'application et définitions	25
I.5.2 Application des critères aux zones de reprise de plis	27
I.5.2.1 Endroits de dégradation	27
I.5.2.2 Critère de rupture de la poche de résine	28
I.5.2.3 Critères de rupture de pli	28
I.5.2.4 Critères d'amorçage de délaminage	29
I.5.3 Identification des paramètres de critères	34
<b>I.6 Etat de l'art de la modélisation des zones de reprise de plis</b>	<b>37</b>
I.6.1 Approches analytiques	37
I.6.2 Approches éléments finis 2D	39
I.6.2.1 Calcul des contraintes interlaminaires	39
I.6.2.2 Propagation de délaminage	41
I.6.3 Interaction de l'effet de bord libre et de la reprise de plis	42
<b>I.7 Conclusions</b>	<b>45</b>

---

<b>Chapitre II : Conception et instrumentation des éprouvettes</b>	<b>47</b>
<b>II.1 Intention et limitation</b>	<b>47</b>
<b>II.2 Définition du périmètre des configurations de reprise de plis</b>	<b>48</b>
II.2.1 Règles de conceptions industrielle	48
II.2.1.1 Règles pour la conception d'un stratifié	48
II.2.1.2 Règles pour la conception des zones de reprise de plis	49
II.2.2 Mise en place des stratifiés de base	49
II.2.3 Définition des configurations possibles	50
<b>II.3 Etude numérique sur l'influence des paramètres locaux de la zone de reprise de plis</b>	<b>52</b>
II.3.1 Objet du modèle éléments finis	52
II.3.2 Mise en place du modèle élément finis	52
II.3.3 Contraintes interlaminaires des configurations FO - FO	54
II.3.4 Contraintes interlaminaires des configurations QI - FO	56
II.3.5 Sélection des configurations testées expérimentalement	59
<b>II.4 Simulation numérique des conditions d'essais</b>	<b>60</b>
II.4.1 Problématique de la modélisation	60
II.4.2 Influence du dispositif anti-flambage	60
II.4.2.1 Influence du dispositif sur la déformée	60
II.4.2.2 Influence du dispositif anti-flambage sur les contraintes interlaminaires	61
II.4.2.3 Influence de la raideur du dispositif sur les contraintes interlaminaires	62
II.4.3 Dimensions des éprouvettes et du dispositif anti-flambage	64
<b>II.5 Fabrication des éprouvettes et paramètres des essais</b>	<b>66</b>
II.5.1 Matériau d'étude et paramètres d'essais	66
II.5.2 Procédure de fabrication	68
<b>II.6 Moyens de suivi des essais</b>	<b>69</b>
II.6.1 Mesure de l'allongement	69
II.6.2 Microscope optique	69
II.6.3 Mesure optique du champ de déplacement en 3D	70
II.6.4 Caméra rapide	72
<b>II.7 Conclusions</b>	<b>73</b>

<b>Chapitre III : Essais statiques et premier endommagement en fatigue</b>	<b>75</b>
<b>III.1 Objet de l'étude</b>	<b>75</b>
<b>III.2 Essais statiques</b>	<b>76</b>
III.2.1 Matrice des essais	76
III.2.2 Déformation élastique sous charge de compression statique	77
III.2.2.1 Déformée des éprouvettes sous charge statique de compression	77
III.2.2.2 Influence de l'état du matériau sur la courbe effort – déplacement global	78
III.2.2.3 Influence de la configuration sur la courbe effort – déplacement global	79
III.2.3 Déformation élastique sous charge de traction statique	80
III.2.3.1 Déformée des éprouvettes sous charge statique traction	80
III.2.3.2 Influence de la configuration sur la courbe effort – déplacement	80
III.2.4 Endommagements identifiés avant la rupture finale	81
III.2.4.1 Matrice d'essais des éprouvettes observées avec la caméra rapide	81
III.2.4.2 Endommagements observés en compression statique	81
III.2.4.3 Endommagements observés en traction statique	85
III.2.5 Contraintes à rupture	87
III.2.5.1 Influence du grammage sur les contraintes à rupture	87
III.2.5.2 Influence de l'état du matériau sur les contraintes à rupture	88
III.2.5.3 Influence de la configuration sur les contraintes à rupture en compression statique	89
III.2.5.4 Influence de la configuration sur les contraintes à rupture en traction statique	92
III.2.5.5 Influence du chargement sur les contraintes à rupture	94
<b>III.3 Identification des premiers endommagements en fatigue</b>	<b>95</b>
III.3.1 Niveaux de charge en fatigue et Matrice d'essais	95
III.3.2 Modes d'endommagements observés	96
III.3.2.1 Méthodes pour arrêter les essais de fatigue	96
III.3.2.2 Endommagements observés	97
III.3.3 Distribution et fréquence des endommagements sur les bords	99
III.3.3.1 Endroits critiques d'amorçage	99
III.3.3.2 Fréquence des délaminages sur les deux côtés de l'éprouvette	100
III.3.3.3 Influence de la fissuration des plis à l'extérieur	102
III.3.4 Criticité d'amorçage de délaminage des configurations	104
III.3.4.1 Hiérarchie des configurations testées en fatigue	104
III.3.4.2 Comparaison des hiérarchies identifiées en fatigue et en statique	105
<b>III.4 Conclusions</b>	<b>106</b>

---

<b>Chapitre IV :</b>	<b>Modèle éléments finis des zones de reprise de plis</b>	<b>107</b>
<b>IV.1</b>	<b>Objet du modèle numérique</b>	<b>107</b>
<b>IV.2</b>	<b>Calculs des contraintes interlaminaires de bord libre</b>	<b>108</b>
IV.2.1	Modèle de référence	108
IV.2.2	Modèle semi-analytique CLEOPS	108
IV.2.3	Modèle éléments finis Samcef global	109
IV.2.4	Modèle éléments finis Samcef global-local	109
IV.2.5	Comparaison des différents modèles	111
<b>IV.3</b>	<b>Mise en place du modèle éléments finis des reprises de plis</b>	<b>113</b>
IV.3.1	Géométrie et conditions limites du modèle global	113
IV.3.2	Représentativité du modèle	115
IV.3.3	Géométrie du modèle local	116
IV.3.4	Méthode de calcul des contraintes interlaminaires	117
IV.3.5	Maillage dans la largeur	118
IV.3.6	Taille du modèle local	119
<b>IV.4</b>	<b>Comparaison des résultats expérimentaux avec les simulations numériques</b>	<b>121</b>
IV.4.1	Champ de contrainte interlaminaire autour des reprises de plis	121
IV.4.1.1	Allure globale du champ de contraintes	121
IV.4.1.2	Evolution des contraintes dans la longueur	123
IV.4.1.3	Influence de la reprise de plis et du bord libre dans la largeur	124
IV.4.2	Influence de l'interface sur les contraintes interlaminaires	125
IV.4.2.1	Niveau de contrainte interlaminaire au milieu de l'éprouvette	125
IV.4.2.2	Non-symétrie des contraintes interlaminaires sur les deux côtés	126
IV.4.3	Comparaison de la distribution des contraintes interlaminaires par rapport aux résultats expérimentaux	127
IV.4.3.1	Comparaison de la contrainte interlaminaire aux reprises de plis de la v2	127
IV.4.3.2	Comparaison des contraintes interlaminaires et des endroits d'amorçage du délaminage	129
IV.4.4	Mise en place d'un critère de délaminage au bord	130
IV.4.4.1	Stratégie d'identification d'un critère	130
IV.4.4.2	Identification du critère	133
IV.4.4.3	Prédictions du critère	134
IV.4.5	Prédictions du critère au milieu de l'éprouvette	135
IV.4.6	Dégradation en fatigue	136
IV.4.6.1	Stratégie d'identification des paramètres	136
IV.4.6.2	Evolution de la dégradation des interfaces en fatigue	138
<b>IV.5</b>	<b>Conclusions</b>	<b>140</b>

<b>Chapitre V : Propagation des défauts et rupture finale en fatigue</b>	<b>141</b>
<b>V.1 Objet de l'étude</b>	<b>141</b>
<b>V.2 Courbes d'allongement global</b>	<b>141</b>
V.2.1 Matrice d'essais et allongement global	141
V.2.2 Etapes du chargement cyclique	142
V.2.3 Allongement et endommagements observés	143
V.2.4 Influence du niveau de charge sur la courbe d'allongement total	145
V.2.5 Influence de la configuration sur la courbe d'allongement	146
V.2.5.1 Evolutions des courbes d'allongement	146
V.2.5.2 Durée de vie en propagation rapide	147
<b>V.3 Cinétique de la propagation de défauts</b>	<b>148</b>
V.3.1 Matrice d'essais et moyens d'observation	148
V.3.2 Propagation des délaminages	149
V.3.2.1 Allongement hors-plan de la zone de reprise de plis	149
V.3.3 Dégradations observées aux derniers cycles avant la rupture finale	155
V.3.4 Répartition des sous-laminés résultants des endommagements	157
V.3.4.1 Répartition des différentes configurations observée	157
V.3.4.2 Répartition de la taille des différents sous-laminés	159
V.3.4.3 Cinétique de la dégradation des éprouvettes	160
<b>V.4 Rupture finale</b>	<b>161</b>
V.4.1 Matrice des essais et positions des reprises de plis 1 et 2	161
V.4.2 Influence du grammage	162
V.4.3 Influence de l'état du matériau	164
V.4.3.1 Influence sur la durée de vie	164
V.4.3.2 Hiérarchie de la résistance en fatigue des différents états de matériau	167
V.4.4 Influence des paramètres des reprises de plis	167
V.4.4.1 Position dans l'épaisseur des reprises de plis dans la stratification	167
V.4.4.2 Permutation de la position dans l'épaisseur des reprises de plis 1 et 2	170
V.4.4.3 Orientation des plis arrêtés	171
V.4.4.4 Stratifié de base dans la partie épaisse	173
V.4.5 Comparaison des différentes hiérarchies des configurations identifiées	175
V.4.5.1 Comparaison de la rupture en statique compression avec la durée de vie en fatigue	175
V.4.5.2 Comparaison du nombre de cycles à l'amorçage des délaminages et la durée de vie totale en fatigue	175
V.4.5.3 Comparaison de la durée de vie en fatigue avec la taille des sous laminés	176
<b>V.5 Conclusions</b>	<b>177</b>
<b>Conclusions générales</b>	<b>179</b>
<b>Références bibliographiques</b>	<b>183</b>
<b>Annexes</b>	<b>193</b>
<b>Configurations possibles</b>	<b>193</b>
<b>Cycle de polymérisation</b>	<b>197</b>
<b>Récapitulatif des essais</b>	<b>198</b>
<b>Méthodes de calcul des contraintes interlaminaires</b>	<b>199</b>
<b>Logiciel semi-analytique CLEOPS</b>	<b>202</b>



---

## Table des figures

Figure 1 : Variation de l'épaisseur par des zones de reprise de plis	2
Figure 1 : Paramètres déterminant la performance d'une pièce en composite	6
Figure 2 : Classification des matériaux composites selon le renfort d'après Chawla [2]	6
Figure 3 : Airbus A350 avec plus que 50% de la masse en composites	9
Figure 4 : Types basiques de reprise de plis avec doubleur externe (a), doubleur interne (b) et plis noyés (c)	10
Figure 5 : Endroits critiques de l'amorçage de délaminage pour un doubleur externe	11
Figure 6: Endroits critiques de l'amorçage de délaminage pour un doubleur	11
Figure 7 : Principe des différentes échelles d'après Laurin [18]	14
Figure 8 : Classification des mécanismes de rupture à l'échelle du stratifié d'après Smith [19]	15
Figure 9 : Evolution de la dégradation en fonction du nombre de cycles en fatigue d'après Reifsnider [21]	16
Figure 10 : Courbe SN classique avec distinction des zones de la durée de vie	17
Figure 11 : Diagramme de Goodman utilisé par Kawai [65]	18
Figure 12 : Distribution Weibull à deux paramètres	19
Figure 13 : Courbe SN semi-logarithmique d'une plaque composite 0/90° de Shokrieh [68] (a) et courbes SN double-logarithmiques des plaques unidirectionnelles de Kawai [72] (b)	19
Figure 14 : Influence des constantes du modèle de Sendeckyj [64] sur la courbe SN et la résistance résiduelle	22
Figure 15 : Approches d'évaluation de valeurs pour les critères de rupture	25
Figure 16 : Repère dans l'interface et dans le pli avec les composantes de contraintes associées	26
Figure 17: Zones d'endommagement considérées	27
Figure 18 : Méthode d'identification des paramètres du critère d'amorçage de délaminage d'après Lorriot [60]	35
Figure 19 : Modèle analytique de reprise de plis de Mortensen [92] avec une couche de résine autour des plis adjacents	38
Figure 20 : Contrainte interlaminaire de cisaillement $\tau_a$ et d'ouverture $\sigma_a$ dans la couche de résine 1 en haut (a) et la couche de résine 2 en bas (b) de la Figure 19	38
Figure 21 : Modèle éléments finis de [28] avec une couche de résine entre les plis	39
Figure 22 : Modèle global-local de Varughese [30]	40
Figure 23 : Maillage raffiné du modèle local de Varughese [30]	40
Figure 24 : Modèle local de [31, 32] avec une couche de résine entre les plis	41
Figure 25 : Modèle de Her [36] avec des éléments particuliers dans la zone triangulaire	41
Figure 26 : Modèle élément finis de la propagation de délaminage de Murri [24, 26, 29]	42
Figure 27 : Modèle éléments finis de Vizzini [37]	43
Figure 28 : Contraintes interlaminaires en 3D du bord jusqu'au milieu de l'éprouvette autour d'une reprise de plis de Vizzini [37], $\sigma_{zz}$ (a), $\sigma_{zy}$ (b), $\sigma_{zx}$ (c)	44
Figure 29 : Règles de conception d'un stratifié	48
Figure 30 : Séquence d'empilement d'une configuration FO – FO appelé v2	51
Figure 31 : Séquence d'empilement d'une configuration QI – FO appelé QIv9	51
Figure 32 : Modèle éléments finis global d'une éprouvette reprise de plis FO - FO	53
Figure 33 : Modèle éléments finis global des éprouvettes reprise de plis	53
Figure 34 : Cartographie des contraintes $\sigma_{zz}$ au point 1 des reprises à 0° des FO - FO	54
Figure 35 : Cartographie des contraintes $\sigma_{zz}$ au point 1 des reprises à 45° des FO - FO	55

Figure 36 : Contrainte interlaminaire $\sigma_{zz}$ dans l'épaisseur à la reprise 1 la plus proche de la partie fine pour toutes les configurations FO – FO	56
Figure 37: Cartographie des contraintes $\sigma_{zz}$ au point 1 des reprises à $\pm 45^\circ$ des QI - FO	57
Figure 38: Cartographie des contraintes $\sigma_{zz}$ au point 1 des reprises à $90^\circ$ des QI - FO	57
Figure 39 : Contrainte interlaminaire $\sigma_{zz}$ dans l'épaisseur à la reprise 1 la plus proche de la partie fine pour toutes les configurations QI – FO	58
Figure 40 : Position des reprises 1 et 2 des configurations choisies et contraintes $\sigma_{zz}$ calculées avec le modèle éléments finis en 2D	59
Figure 41 : Modèles éléments finis pour étudier le déplacement hors-plan dû au moment de flexion provoqué par la non-symétrie des éprouvettes	61
Figure 42 : Contraintes interlaminaires d'ouverture 33 au point 1 des reprises de plis pour les trois modèles influence du dispositif	62
Figure 43 : Modèle avec une variation du module de Young du dispositif	63
Figure 44 : Evolution de contrainte interlaminaire $\sigma_{zz}$ pour une variation du module de Young du dispositif	63
Figure 45 : Epreuve serrée dans le dispositif anti-flambage	64
Figure 46 : Dimensions des éprouvettes en grammage 132 gr/m <sup>2</sup> FO – FO (a), grammage 268 gr/m <sup>2</sup> FO – FO (b) et QI – FO (c).	65
Figure 47 : Poche de résine aux reprises de plis remplie de résine (a) et avec une porosité (b)	67
Figure 48 : Dispositif de drapage pour fabriquer les éprouvettes reprises de plis	68
Figure 49 : Extensomètre monté sur un côté de l'éprouvette	69
Figure 50 : Microscope optique pour observer les deux bords de l'éprouvette pendant les arrêts des essais	70
Figure 51 : Mouchetis appliqué sur la surface inclinée de l'éprouvette	71
Figure 52 : Caméras du système Aramis 3D pour mesurer les déplacements hors-plan de la surface de l'éprouvette	71
Figure 53 : Caméra rapide placée pour filmer un bord de l'éprouvette pendant le cyclage	72
Figure 54 : Déformée Epreuve chargée en compression statique filmé d'un côté	77
Figure 55 : Schéma d'une éprouvette sous charge de compression	77
Figure 56 : Courbes contrainte – déplacement des éprouvettes v13 en différents états de matériau	78
Figure 57 : Courbes contrainte – déplacement des éprouvettes v2 en différents états de matériau	79
Figure 58 : Courbes contrainte – déplacement des différentes configurations testées en matériau sain lot 1 (sauf QIv1 en matériau périmé lot 1) sous charge de compression statique	80
Figure 59 : Courbes contrainte – déplacement des différentes configurations testées en matériau sain lot 1 (sauf QIv1 en matériau périmé lot 1) sous charge de compression statique	81
Figure 60 : Amorçage d'endommagement et rupture finale d'une v2 sous charge de compression statique	82
Figure 61 : Endommagements identifiés avant rupture en compression statique de la v2 et la QIv9	83
Figure 62 : Endommagements identifiés avant rupture en compression statique de la v12 et la v13	84
Figure 63 : Endommagements identifiés avant rupture en compression statique de la v3 et la v4	84
Figure 64 : Rupture finale d'une v2 sous charge de traction statique	85
Figure 65 : Endommagements identifiés avant la rupture en traction statique de la v2 et la v12	86
Figure 66 : Endommagements identifiés avant la rupture en traction statique de la v4	86
Figure 67 : Hiérarchie en termes de la contrainte à rupture en compression statique et écart types des configurations avec les stratifications au niveau de la reprise 1 et 2	91
Figure 68 : Hiérarchie des configurations en termes de la contrainte à rupture en traction statique et stratification au niveau de la reprise 1 et 2	93

Figure 69 : Courbe de déplacement au point de la charge maximale en phase de traction et charge minimale de compression par cycle de chargement en fonction du nombre de cycles	96
Figure 70 : Rupture des plis à 90° et 45° à l'extérieur	97
Figure 71 : Rupture de la résine dans la zone triangulaire aux arrêts de plis	98
Figure 72 : Délaminage amorcé autour d'une reprise de plis	98
Figure 73 : Propagation d'un délaminage par rupture d'un pli désorienté	99
Figure 74 : Côté 2 d'une v2 en 265 gr/m <sup>2</sup> testée à 50% et arrêtée à 10 000 cycles	99
Figure 75 : Délaminage à la reprise 2 de la v2 testée à 50%, arrêtée à 8000 cycles	100
Figure 76 : Délaminage à la reprise 2 de la v4 testée à 50%, arrêtée à 8000 cycles	100
Figure 77 : Rupture des plis à 90° et 45° en haut et en bas de la stratification d'une v4	103
Figure 78 : Rupture des plis à 90° et 45° en haut de la stratification d'une v2	103
Figure 79 : Modèle de référence pour étudier les contraintes interlaminaires	108
Figure 80 : Modèle global Samcef d'une plaque lisse	109
Figure 81 : Modèle global-local Samcef d'une plaque lisse	110
Figure 82 : Evolution de la contrainte interlaminaire d'ouverture $\sigma_{zz}$ et du cisaillement $\sigma_{yz}$ du modèle local Samcef pour un raffinement du maillage	110
Figure 83 : Contrainte interlaminaire d'ouverture $\sigma_{zz}$ et du cisaillement $\sigma_{yz}$ en fonction du nombre d'éléments/pli du modèle CLEOPS, local Samcef global et global-local	112
Figure 84 : Evolutions de la contrainte interlaminaire $\sigma_{zz}$ et $\sigma_{yz}$ des différents modèles	113
Figure 85 : Géométrie, conditions limites et situation autour des reprises de plis du modèle global qui représente une éprouvette serrée dans le dispositif anti-flambage	114
Figure 86 : Zone triangulaire à une reprise de pli remplie de résine	115
Figure 87 : Déformées avec un facteur d'échelle des modèles éléments finis sous charge de compression (a) seule la plaque inférieure du dispositif est modélisée (b) toutes les plaques sont représentées	115
Figure 88 : Zone découpée du modèle global qui forme la géométrie du modèle local	116
Figure 89 : Géométrie du modèle local autour de la reprise 2 de la configuration v2	117
Figure 90 : Contraintes interlaminaires en fonction du module de Young des éléments d'interface	117
Figure 91 : Distribution des éléments dans la largeur de l'éprouvette avec deux zones raffinées aux bords et un maillage grossier au milieu	118
Figure 92 : Différentes tailles des modèles locaux avec l'endroit où les contraintes ont été comparées	119
Figure 93 : Contraintes interlaminaires aux nœuds dans la largeur pour les trois différentes tailles de modèles	120
Figure 94 : Empilement de la configuration v2	121
Figure 95 : Interface supérieure – reprise 2 – configuration v2	122
Figure 96 : Evolution des contraintes $\sigma_{zz}$ (a), $\sigma_{yz}$ (b) et $\sigma_{xz}$ (c) pour l'interface considérée	122
Figure 97 : Position des éléments pour tracer les contraintes interlaminaires dans la longueur de la v2 à la reprise 2123	123
Figure 98 : Contraintes interlaminaires dans la longueur de la v2 en haut de la reprise 2	123
Figure 99 : Position des éléments pour tracer les contraintes interlaminaires dans la largeur de la v2 à la reprise 2	124
Figure 100 : Contraintes interlaminaires dans la largeur de la v2 en haut de la reprise 2	124
Figure 101 : Plis arrêtés et plis adjacents autour des reprises 4, 6 et 8 de la v2	125
Figure 102 : Position des éléments pour comparer l'état de contrainte des différentes reprise de plis de la v2	127
Figure 103 : Contraintes interlaminaires en haut des reprises de plis de la v2 sur le côté où la valeur est plus élevée	128
Figure 104 : Délaminage observé en haut de la reprise 1 et 2 de la v2 testée en fatigue à 50%	128
Figure 105 : Délaminage observé en haut de la reprise 8 de la v2 testée en fatigue à 50%	129

Figure 106 : Allure et position de la taille de la zone à utiliser pour le calcul des moyennes	130
Figure 107 : Résultante en cisaillement	131
Figure 108 : Enveloppe de rupture et zone de confiance du critère testé	132
Figure 109 : Résidu de la fonction d'optimisation et valeurs des contraintes à rupture pour une variation de longueur des cotes de la zone carrée pour calculer les contraintes moyennes	133
Figure 110 : Enveloppe de rupture du critère identifié au bord des éprouvettes	134
Figure 111 : Enveloppe de rupture du critère identifié au milieu des éprouvettes	136
Figure 112 : Courbes SN des différentes configurations d'éprouvettes à l'amorçage du 1er délaminage	137
Figure 113 : Enveloppes de rupture aux différents nombres de cycles	138
Figure 114 : Courbes SN de la dégradation des contraintes à rupture interlaminaires et évolution du rapport entre les deux composantes interlaminaires en fonction du nombre de cycles	139
Figure 115 : Allongement d'une éprouvette en phase de traction et de compression du chargement cyclique de fatigue en fonction du nombre de cycles	142
Figure 116 : Evolution de l'allongement total d'une éprouvette sous chargement de fatigue	143
Figure 117 : Courbe d'allongement et photos pendant les arrêts de l'essai d'une éprouvette v3 testée à 50%	144
Figure 118 : Courbe d'allongement total de la v2 au niveau de charge 70% (début de la phase de propagation rapide marqué avec des lignes vertes)	145
Figure 119 : Courbe d'allongement total de la v2 au niveau de charge 45% (début de la phase de propagation rapide marqué avec des lignes vertes)	146
Figure 120 : Courbes d'allongement à 50% des différentes configurations FO - FO	147
Figure 121 : Courbe d'allongement d'une éprouvette v2 testée au niveau de charge 50% avec des arrêts pour l'observation à 5000, 8000, 10000, 12000, 14000 et 16000 cycles	150
Figure 122 : Zone de mesure avec le système Aramis 3D et échelles des déplacements hors-plans des mesures sous chargement statique de compression et de traction	150
Figure 123 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 5000 cycles de fatigue	151
Figure 124 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 8000 cycles de fatigue	152
Figure 125 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 12000 cycles de fatigue	153
Figure 126 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 14000 cycles de fatigue	154
Figure 127 : Endommagements observés avec la caméra rapide lors des derniers cycles de chargement avant la rupture finale pour toutes les configurations testées	156
Figure 128 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la v2 et la v5	157
Figure 129 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la v12 et la v13	158
Figure 130 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la v3 et la v4	158
Figure 131 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la QIv1	159
Figure 132 : Schéma de la propagation des délaminages dans l'éprouvette	160
Figure 133 : Courbe SN de Sendeckyj de la configuration v2 en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> et 132 gr/m <sup>2</sup> en état de matériau sain	163
Figure 134 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2 en matériau sain lot 1 et périmé lot 1 (la valeur à rupture statique compression de la v2 en matériau périmé lot 1 a été calculée à la base des résultats du paragraphe III.2.5.2I, où une réduction de 5% par rapport au matériau sain a été trouvée)	165
Figure 135 : Courbes SN de Sendeckyj de la v13 en matériau périmé lot 1 et avec des porosités lot2	167

---

Figure 136 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2 et la v13 en matériau périné lot 1 ayant des positions différentes des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur	169
Figure 137 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2 et la v4 en matériau sain lot 1 ayant des positions différentes des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur	169
Figure 138 : Courbes SN de Sendeckyj de la v3 et la v4 en matériau sain lot 1 où la position des reprises 1 et 2 est reflétée par rapport à l'axe de symétrie	171
Figure 139 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2 et la v5 en matériau périné lot 1 où l'orientation des reprises 1 et 2 a été variée (la valeur à rupture statique compression de la v2 en matériau périné lot 1 a été calculée à la base des résultats du paragraphe III.2.5.2, où une réduction de 5% par rapport au matériau sain a été trouvé)	172
Figure 140 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2, v5 et QIv1 en matériau périné lot 1	174
Figure 141 : Configurations QI – FO v1 à v6 avec 24 à 12 plis	196
Figure 142 : Configurations QI – FO v7 à v12 avec 24 à 12 plis	197
Figure 143 : Plaque [0/90/90/0] pour comparer les contraintes interlaminaires au bord libre calculées avec les approches analytiques de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]	200
Figure 144 : Contrainte interlaminaire d'ouverture $\sigma_{zz}$ à l'interface 0/90° du milieu au bord libre des modèles de référence de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]	201
Figure 145 : Contrainte interlaminaire de cisaillement $\sigma_{yz}$ à l'interface 0/90° du milieu au bord libre des modèles de référence de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]	201

---

---

## Table des tableaux

Tableau 1 : Constantes des modèles de Sendeckyj [64] déterminées pour les résultats expérimentaux de Yang [73]	22
Tableau 2 : Valeurs caractéristiques du matériau pour l'étude des paramètres locaux	52
Tableau 3 : Valeurs caractéristiques du matériau d'étude T700M21	66
Tableau 4 : Taux de porosités des trois parties des éprouvettes en différents états de matériau	67
Tableau 5 : Matrice des essais statiques sous charge de compression et de traction en grammage 265 gr/m <sup>2</sup>	76
Tableau 6 : Matrice des essais statiques sous charge de compression et de traction en grammage 132 gr/m <sup>2</sup>	76
Tableau 7 : Plan d'essai des éprouvettes en 265 gr/m <sup>2</sup> observées pour identifier les endommagements avant la rupture finale	81
Tableau 8 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique de la v2 et la v3 en grammage 132 gr/m <sup>2</sup> et 265 gr/m <sup>2</sup>	87
Tableau 9 : Contraintes à rupture sous charge de traction statique de la v2 et la v3 en grammage 132 gr/m <sup>2</sup> et 265 gr/m <sup>2</sup>	87
Tableau 10 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique de la v2 en différents états de matériau en 265 gr/m <sup>2</sup>	88
Tableau 11 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique de la v13 en différents états de matériau en 265 gr/m <sup>2</sup>	88
Tableau 12 : Contraintes à rupture sous charge de traction statique de la QIv1 en différents états de matériau en 265 gr/m <sup>2</sup>	89
Tableau 13: Hiérarchie en termes de la contrainte à rupture en compression statique des différents états de matériau en 265 gr/m <sup>2</sup>	89
Tableau 14: Hiérarchie en termes de la contrainte à rupture en traction statique des différents états de matériau en 265 gr/m <sup>2</sup>	89
Tableau 15 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique des différentes configurations testées en 265 gr/m <sup>2</sup>	90
Tableau 16 : Contraintes à rupture sous charge de traction statique des différentes configurations testées en 265 gr/m <sup>2</sup>	92
Tableau 17 : Différence des contraintes à rupture en traction et compression statique	94
Tableau 18 : Niveaux de charge pour les essais de fatigue définis en fonction de la rupture en compression statique de la v2 en 265 gr/m <sup>2</sup>	95
Tableau 19 : Nombre d'éprouvettes testées pour identifier les modes et lieux d'endommagement	95
Tableau 20 : Fréquence des délaminages en haut et en bas du pli arrêté trié par reprise et par côté pour les éprouvettes en grammage 265 gr/m <sup>2</sup>	101
Tableau 21 : Fréquence de fissuration des plis à 90° et 45° tout en haut et tout en bas de la stratification en grammage 265 gr/m <sup>2</sup>	102
Tableau 22 : Nombre de cycles subi sans amorçage de délaminage pour différentes configurations testées à 50% en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> en matériau périmé	104
Tableau 23 : Hiérarchie des configurations en termes du nombre de cycles subi sans amorçage de délaminage et stratification au niveau de la reprise 1 et 2	105
Tableau 24 : Comparaison des hiérarchies trouvées en termes de la contrainte à rupture en compression statique et nombre de cycles avant l'amorçage de délaminage	105
Tableau 25 : Valeurs caractéristiques du matériau des modèles analytiques	108
Tableau 26 : Valeurs de l'ouverture $\sigma_{zz}$ au bord et du cisaillement $\sigma_{yz}$ près du bord des différents modèles et maillages	112
Tableau 27 : Valeurs caractéristiques du matériau utilisées pour les simulations éléments finis	114

Tableau 28 : Nombre d'éléments dans les différentes zones des modèles locaux	118
Tableau 29 : Valeurs de la contrainte interlaminaire sur la ligne de référence dans la largeur à 0 mm, 25 mm et 50 mm pour les tailles de modèle local	120
Tableau 30 : Contraintes interlaminaires en haut de la reprise 6 et la reprise 4 de la v2 au milieu	125
Tableau 31 : Contraintes interlaminaires partie supérieure et inférieure de la reprise 8 de la v2 au milieu	126
Tableau 32 : Contraintes interlaminaires en haut et en bas de la reprise 6 de la v2 sur les deux côtés (côté avec la valeur plus élevée en rouge)	126
Tableau 33 : Contraintes interlaminaires en haut et en bas de la reprise 8 de la v2 sur les deux côtés (côtés avec la valeur plus élevée en rouge)	127
Tableau 34 : Niveau de contrainte calculé avec le modèle éléments finis aux endroits critiques d'amorçage du délaminage identifié expérimentalement	129
Tableau 35 : Contraintes à rupture identifiées expérimentalement et celles trouvées numériquement avec la routine d'optimisation aux bords des éprouvettes ( $a = 0.375$ mm)	133
Tableau 36 : Valeurs des contraintes interlaminaires et du critère calculées au bord aux différents endroits critiques du Tableau 34 qui sont pris en compte par la routine d'optimisation (valeurs maximales et minimales marquées en rouge)	135
Tableau 37 : Paramètres des courbes SN de Sendeckyj au premier délaminage	137
Tableau 38 : Paramètres des courbes SN de Sendeckyj de la dégradation de $\sigma_{zz}^{rupture}$ et $\tau^{rupture}$	139
Tableau 39 : Matrice d'essais des configurations en état de matériau sain lot 1 et grammage 265 gr/m <sup>2</sup> pour tracer les courbes d'allongement global	141
Tableau 40 : Durée de vie en propagation rapide en pourcentage de la durée de vie totale	147
Tableau 41 : Matrice d'essais des configurations en état de matériau sain lot 1 et périmé lot 1 en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> observées avec le système Aramis 3D	148
Tableau 42 : Matrice d'essais des configurations en état de matériau sain lot 1 et périmé lot 1 en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> observées avec la caméra rapide	149
Tableau 43 : Hiérarchie en termes du nombre de plis à 0° maximal dans les sous-laminés	159
Tableau 44 : Matrice des essais à rupture	161
Tableau 45 : Position des reprises de plis 1 et 2 les plus proches de la partie fine	162
Tableau 46 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour la v2 en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> et 132 gr/m <sup>2</sup> en état de matériau sain	163
Tableau 47 : Nombre de cycles à rupture des différentes configurations en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> testées à 50% en matériau sain lot 1 et périmé lot 1	164
Tableau 48 : Nombre de cycles à rupture de la v2 en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> testée à 50% en matériau sain lot 1 et sain lot 2	164
Tableau 49 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour la configuration v2	165
Tableau 50 : Nombre de cycles à rupture de la v13 en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> testée à 50% en matériau sain lot 1 et avec des porosités lot 2	166
Tableau 51 : Paramètres des courbes SN de Sendeckyj pour la configuration v13	166
Tableau 52: Hiérarchie en termes de la durée de vie des différents états de matériau en 265 gr/m <sup>2</sup>	167
Tableau 53 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec une variation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%	168
Tableau 54 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour les configurations avec une variation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur	170
Tableau 55 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec une permutation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%	170

---

Tableau 56 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour les configurations avec une permutation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur	171
Tableau 57 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec une variation de l'orientation des reprises 1 et 2 en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%	172
Tableau 58 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour les configurations avec une variation de l'orientation des reprises 1 et 2	173
Tableau 59 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec des différents stratifiés de base dans la partie épaisse en grammage 265 gr/m <sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%	173
Tableau 60 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour les configurations avec des différents stratifié de base dans la partie épaisse	174
Tableau 61 : Comparaison des hiérarchies trouvées pour la contrainte à rupture en compression statique et le nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% en matériau sain lot 1	175
Tableau 62 : Comparaison des hiérarchies trouvées pour le nombre de cycles à l'amorçage de délaminage et le nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% en matériau périmé lot 1	176
Tableau 63 : Durée de vie après amorçage des délaminages pour toutes les configurations en matériau périmé lot 1 testées au niveau de charge 50%	176
Tableau 64 : Comparaison des hiérarchies trouvées en termes du nombre maximal de plis à 0° dans les sous-laminés et nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% en matériau sain lot 1	177
Tableau 65 : Valeurs caractéristiques des modèles de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]	200



---

## Introduction et objectif de l'étude

L'histoire de l'homme est l'histoire des matériaux. Soit les matériaux s'identifient à des époques particulières soit ils ont apportés des développements révolutionnaires. On pourrait presque donner comme axiome que le progrès dans chaque domaine dépend de la disponibilité de matériaux ayant des caractéristiques spécifiques. En même temps les limitations du progrès sont aussi liées aux matériaux.

Depuis la deuxième moitié du 20<sup>ème</sup> siècle, les matériaux composites à renfort de fibres sont largement utilisés. Ces matériaux représentent une approche radicale pour le dessin d'une structure comparés aux matériaux classiques comme les aciers ou les céramiques. Ce nouveau type de matériau est un mariage à une échelle macroscopique de constituants différents. En combinaison ils sont potentiellement beaucoup plus performants que les éléments individuels. Cette synergie ouvre un champ très large à l'application des matériaux composites.

Avec les matériaux composites une inversion de la démarche a eu lieu. Avant nous avons cherché des applications pour les matériaux, maintenant nous créons les matériaux en fonction de nos besoins. Ces matériaux entrent dans un marché très compétitif où ils cherchent à remplacer les matériaux traditionnels. A la base la motivation pour ce remplacement est d'améliorer la performance en termes de résistance, poids, durée de vie et économie.

De nature hétérogène, le comportement mécanique de ces matériaux, ainsi que les phénomènes d'endommagements sont plus complexes que pour les matériaux homogènes. Cette incertitude dans l'utilisation limite encore l'application dans les structures vitales pour la sécurité. De nombreuses études ont été lancées avec pour objectif d'améliorer la connaissance des mécanismes de dégradation, mais aussi la tolérance aux dommages sous différents types de chargement. Plus une structure est complexe plus il est difficile de mettre en place un dimensionnement fiable. Une des raisons est que la meilleure manière de profiter des avantages liés aux composites est de construire des structures intégrées. Cela permet d'utiliser le grand potentiel des composites de construire selon les besoins. Pour adapter une structure aux besoins par rapport aux chargements attendus en service, il est nécessaire de faire varier l'épaisseur des panneaux en fonction des charges introduites. Pour une pièce de structure réalisée à partir de plis pré-imprégnés, cette variation d'épaisseur s'opère dans des zones de reprise de plis où des plis sont rajoutés au drapage initial (Figure 1).

Adaptation d'une structure  
aux besoins en service



Variation de l'épaisseur par l'insertion  
des plis supplémentaires

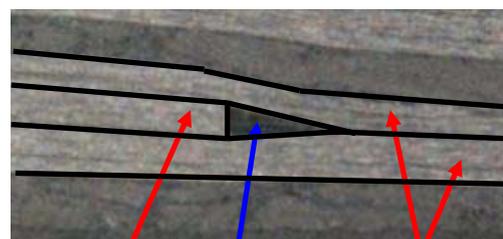


Figure 1 : Variation de l'épaisseur par des zones de reprise de plis

Ces zones constituent des discontinuités de la structure qui provoquent localement une perturbation du champ de contraintes. Du point de vue d'un constructeur il est important de bien connaître le comportement mécanique ainsi que les types de dégradations liés à cette perturbation et leur impact sur le fonctionnement en service pendant toute la durée de vie prévue. Malgré tous les efforts déjà faits, il y a toujours des incertitudes importantes qui empêchent d'utiliser le plein potentiel des matériaux composites et oblige de prendre en compte des facteurs de sécurité élevés.

L'idée de l'étude est de contribuer à compléter la connaissance des phénomènes et à développer des méthodes de calcul pour ces zones de reprises de pli afin de permettre une approche fiable de dimensionnement. En particulier l'étude s'occupera des zones de reprise de plis sous chargement de fatigue en compression et traction. En complément des études de la littérature l'objectif est d'évaluer l'influence de différents paramètres pour des configurations d'éprouvettes représentatives d'une application industrielle. Pour aborder les influences de certains paramètres, des configurations différentes des zones de reprise de plis ont été mises en place et étudiées par un modèle éléments finis simple. Les paramètres choisis afin d'étudier leur influence et compléter la base de données des résultats expérimentaux sont les suivants:

- la position des reprises de plis dans l'épaisseur,
- la permutation de la position des reprises les plus proches de la partie fine,
- l'orientation des plis arrêtés,
- la stratification de base de la partie épaisse.

Un certain nombre de configurations qui montrent de fortes différences en simulation numérique, ont été choisies pour l'étude expérimentale. En s'attachant aux différentes étapes de la vie d'une structure en service nous nous intéressons à identifier et comprendre les phénomènes suivants :

- L'amorçage des premiers endommagements en statique et fatigue
- La propagation des défauts en fatigue
- La cinétique de la dégradation en fatigue avant la rupture finale et la durée de vie totale

---

Afin d'évaluer l'influence de la qualité du matériau de base sur la tenue en statique et en fatigue quatre qualités de matériau différentes ont été testées et évaluées. Les résultats expérimentaux serviront pour valider un modèle numérique des zones de reprise de plis et mettre en place un critère d'amorçage de délaminage.

Cette étude expérimentale et numérique permettra de compléter et approfondir la connaissance du comportement des zones de reprises de plis sous chargement statique et de fatigue. Les résultats permettront finalement de contribuer à l'amélioration de la conception des zones de reprises de plis.

Le rapport présentera les différents points abordés selon cinq chapitres. Une étude bibliographique sera faite dans le chapitre un en se focalisant sur la problématique des zones de reprises de plis. Un état de l'art de la modélisation éléments finis des reprises de plis, des critères d'endommagements et des approches du suivi de la dégradation en fatigue seront aussi présentés. Le chapitre deux présentera la démarche de sélection des configurations à tester expérimentalement ainsi que les conditions d'essais et les moyens de fabrication et de suivi des essais.

Les résultats des essais statiques et la première partie des essais en fatigue qui permet d'identifier les premiers modes d'endommagement seront présentés dans le chapitre trois.

Le chapitre quatre présentera la mise en place et la validation d'un modèle éléments finis de zone de reprise de plis. Les résultats de ce modèle seront comparés avec les résultats expérimentaux afin de mettre en place un critère d'amorçage de délaminage.

La deuxième partie expérimentale, la propagation des défauts sous chargement de fatigue jusqu'à la rupture finale, sera présentée dans le chapitre cinq. L'influence des différents paramètres sur la cinétique de la propagation des délaminages et la durée de vie totale sera étudiée.



# Chapitre I : Etude bibliographique

## I.1 Introduction

Un résumé général sur les matériaux composites est donné dans le premier paragraphe. Puis on s'intéresse au comportement des stratifiés composites sous chargement de fatigue. Les différents modes d'endommagements pendant les différentes étapes de la dégradation sont présentés. Afin de prédire la durée de vie d'une pièce on trace le nombre de cycles en fonction de la charge appliquée, appelé courbe *SN*. Différentes approches pour tracer les courbes *SN* sont présentées. Pour une approche (Sendekyj [64]) l'identification des paramètres et l'influence des différents paramètres sur la forme de la courbe sont présentées.

Le paragraphe suivant se focalise sur la problématique des zones de reprises de plis. Tout d'abord les différents modes d'endommagements identifiés dans les zones de reprises de plis par de nombreux auteurs sont présentées. Ensuite les différents paramètres étudiés dans la littérature et leur influence sur le comportement global et local de la reprise sont développés.

Afin de prédire l'apparition des différents modes d'endommagement il existe une grande variété de critères, ceux présentés sont basés sur les contraintes. Appliqués aux zones de reprise de plis on distingue des critères pour une rupture de pli, rupture de la résine dans la zone triangulaire et de délaminage. Focalisées sur des critères de délaminage les démarches permettant d'identifier les paramètres des critères sont présentées.

Un état de l'art de la modélisation des zones de reprises de plis est effectué. Ayant l'objectif de calculer les contraintes interlaminaires autour des reprises de plis et de calculer la propagation des fissures, différentes méthodes possibles sont présentées.

La dernière partie traite des phénomènes de la surcontrainte à la reprise de plis et au bord libre. Différentes approches pour calculer les contraintes interlaminaires au bord libre sont présentées. Finalement l'interaction entre l'effet de bord libre et la reprise de plis sur les contraintes interlaminaires est montrée.

## I.2 Généralités sur les matériaux composites

### I.2.1 Influences sur la performance des matériaux composites

La performance d'une pièce en composite dépend de plusieurs facteurs (Figure 2). La première étape est de choisir un système fibre-résine bien adapté aux besoins. Une fois le matériau choisi, toutes les procédures partant du matériau brut jusqu'au produit final seront mises en place. Non seulement le choix des méthodes de fabrication et de l'usinage mais aussi la surveillance de la qualité sont nécessaires pour obtenir la performance souhaitée.

Une fois la pièce mise en service, elle sera soumise à plusieurs sollicitations. Les sollicitations mécanique peuvent prendre la forme d'un chargement statique, dynamique (vibratoire et impact) ou de fatigue. L'environnement influence aussi la performance et la tenue de la pièce en dégradant le matériau.

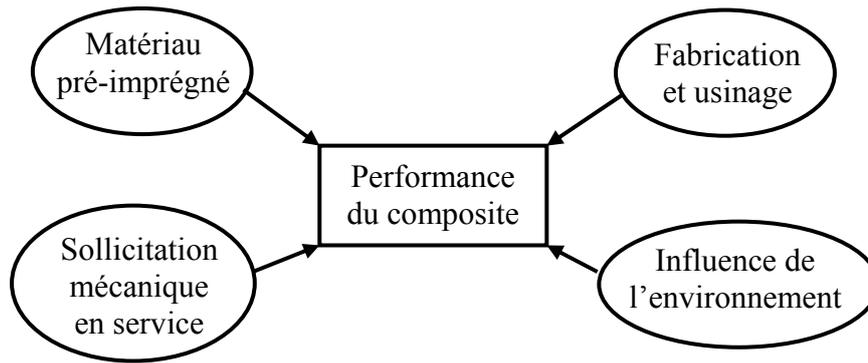


Figure 2 : Paramètres déterminant la performance d'une pièce en composite

## I.2.2 Classification et constituants des matériaux composites

### I.2.2.1 Types de composites

Un composite est un matériau qui contient deux ou plusieurs phases chimiquement ou physiquement différentes. On distingue une phase continue dans laquelle se trouve une phase de renfort. La phase continue donne la forme géométrique et transfère la charge introduite entre les renforts. Pour assurer ce transfert de charge, souvent les renforts sont traités par des produits chimiques pour améliorer l'adhérence. Le choix du matériau de matrice et de renfort dépend de l'application envisagée ainsi que des moyens de fabrication disponibles. Pour avoir une idée des possibilités liées aux composites, une classification est indispensable. Classiquement cela peut se faire selon la forme de ces renforts (Figure 3) [2, 10] :

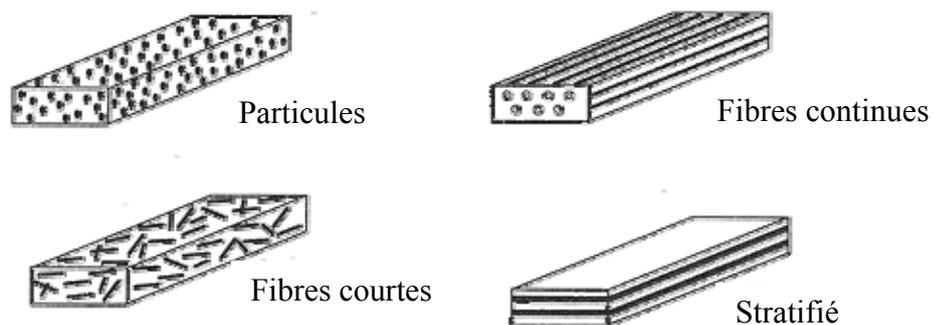


Figure 3 : Classification des matériaux composites selon le renfort d'après Chawla [2]

La classification considère souvent le type de matériau de la matrice et du renfort. Le paragraphe suivant présente les différents types de matrice et de renfort en se focalisant sur les composites à fibres longues.

### **I.2.2.2 Les fibres**

Une grande variété de fibres est disponible sur le marché. Possédant une résistance élevée sous chargement de traction, les résistances en compression et en flexion des fibres pures sont faibles. En fonction des besoins, le constructeur peut choisir le matériau avec les caractéristiques mécaniques adaptées. Les fibres les plus utilisées pour les applications industrielles sont les suivantes [13, 14, 15] :

Fibres de verre : De prix modéré et avec une grande disponibilité, le champ d'utilisation de ce type de fibres commence par des structures de basse performance jusqu'aux pièces vitales.

Fibres aramides : Avec une haute résistance aux dommages et une rigidité plus élevée que les fibres de verre, ces fibres sont utilisées là où une rupture brutale serait catastrophique. Un inconvénient est la faible adhésion entre ces fibres et les matrices.

Fibres céramiques : Capable de résister longtemps aux températures au dessus de 1000°C, aux produits chimiques et l'abrasion, ces fibres sont utilisées dans les environnements extrêmes.

Fibres de carbone : Développé dans les années 60, ce type de fibre est aujourd'hui le plus performant en termes de propriétés mécaniques spécifiques. Malgré un prix encore élevé, elles remplacent de plus en plus les matériaux classiques dans les applications hautes performance. En fonction du processus de fabrication il est possible de piloter les caractéristiques afin d'obtenir des fibres haut module ou haute résistance [10].

### **I.2.2.3 Les matrices**

Assurant la forme et la géométrie de la structure, la matrice maintient les fibres dans leur position prévue. Elle permet de redistribuer la charge en cas de rupture d'une fibre [12]. On distingue trois groupes de matériau de matrice [10] :

Matrice céramique : Comme les fibres céramiques, les matrices résistent aux hautes températures et environnement extrême. La fragilité de la structure moléculaire cause une rupture brutale sans déformation plastique et limite leur utilisation dans le cas de structures vitales.

Matrice métallique : Une haute résistance mécanique, une bonne tolérance aux dommages même aux températures élevées rendent les composites à matrice métallique intéressants. Le poids élevé et les difficultés de fabrication posent toujours des problèmes [14].

**Matrice polymère :** Les matrices en polymères ont un champ très large, en se basant sur les différentes structures moléculaires, on distingue deux grandes familles de polymère [16, 17] :

- Les *thermoplastiques* existent sous deux formes, cristalline et amorphe. Par chauffage au-dessus de la température de fusion, il est possible de piloter le pourcentage de polymère cristallin et amorphe ce qui influence les caractéristiques mécaniques. Par réchauffage il est possible de modifier la forme ou de recycler le matériau.
- Les *thermodurcissables* sont formés par une réaction chimique irréversible appelée polymérisation qui crée un réseau tridimensionnel. Ce matériau est caractérisé par une faible résistance en impact. Malgré ces limitations, les résines époxy sont largement utilisées dans l'industrie. Elles combinent des bonnes propriétés mécaniques, une fabrication facile avec un prix acceptable [15].

### **I.2.3 Avantages et inconvénients des matériaux composites**

Prenant les matériaux classiques de la construction, c'est-à-dire l'acier, l'aluminium et le titane et ses alliages comme référence, les matériaux composites disposent de certains avantages. Concernant les propriétés mécaniques du matériau on peut citer [12, 17] :

- Haute résistance et rigidité spécifiques
- Faible densité
- Haute résistance en dynamique et en fatigue
- Faible expansion thermique
- Haute résistance à la corrosion
- Endommagement en plusieurs étapes
- Bonne isolation thermique

Au niveau de la construction les points suivants sont à mentionner :

- Moins de pièces à cause des constructions intégrales
- Moins de déchets
- Facilité de la mise en forme

Outre les points mentionnés, la possibilité d'adapter les propriétés mécaniques et thermiques aux besoins est un point très fort des matériaux composites. Par choix des différents constituants il est possible de faire varier les propriétés dans une grande plage. Pour le cas d'un composite à fibres longues, la résistance et la rigidité sens fibres est beaucoup plus élevée que dans les autres directions. Ce fait peut être utilisé pour orienter les fibres dans le sens des sollicitations afin de minimiser le poids et maximiser la résistance.

Ces matériaux présentent cependant des inconvénients comme :

- Le coût du matériau et de la fabrication
- La réalisation des fixations et assemblages
- La tolérance aux dommages des matériaux à matrice fragile
- Les difficultés de la conception et du dimensionnement
- Le recyclage

Malgré le travail réalisé dans les dernières décades, les problèmes mentionnés ne sont pas encore résolus de manière satisfaisante. Mais on constate un énorme progrès depuis le début de leur utilisation [10, 12].

### I.2.4 Application des matériaux composites

Les premières applications industrielles des matériaux composites ont été réalisées dans l'aéronautique militaire. Depuis les années 1960, le taux de composites des avions et des hélicoptères militaires a augmenté jusqu'à 50% de la masse. Au début les structures secondaires comme des extensions d'aile ont été fabriquées en composite. Avec le développement de systèmes fibre-matrice plus performants, il a été possible de réaliser de plus en plus de pièces structurales d'avions et d'hélicoptères en matériau composite [10]. L'A350 d'Airbus (Figure 4) est un exemple où plus de 50% de la masse est constituée de composites. Le développement de cet avion est une étape importante parce qu'il n'est pas simplement développé en modifiant un avion existant et en remplaçant des pièces en aluminium par des composites. Dès le début, le dessin a été adapté à l'application des composites pour profiter au maximum des avantages apportés par ces matériaux.



Figure 4 : Airbus A350 avec plus que 50% de la masse en composites

Un autre domaine où les matériaux composites sont déjà largement utilisés est l'espace. Les conditions d'environnement extrême comme des différences de température de +150°C à -150°C et le prix des lancements en orbite exige haute rigidité et poids minimal en même temps. Avec les matériaux composites il est possible de construire des structures très rigides avec un coefficient thermique presque nul. Pour cette raison, jusqu'à 80% du poids des satellites est fait en matériaux composites.

Le domaine nautique a aussi découvert les avantages de la fabrication et du gain de masse des matériaux composites par exemple pour les corps des bateaux et les mâts. Le transport terrestre, trains, camions, voitures, a un grand intérêt à améliorer le rapport résistance – poids. Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés pour des structures à toutes échelles.

## I.3 Problématique des zones de reprise de plis

### I.3.1 Généralités

Une zone de reprise de plis forme une discontinuité de la géométrie dans une structure. Dans cette zone il y a des surcontraintes locales qui provoquent l'amorçage et la propagation des endommagements. La première étape est d'étudier les différents mécanismes d'endommagement. Le phénomène le plus traité est l'amorçage et la propagation des délaminages identifiés par les contraintes interlaminaires autour des reprises de plis. A cause de la singularité du champ des contraintes au niveau de la reprise de pli, le calcul et l'exploitation de ces contraintes interlaminaires est encore un problème imparfaitement résolu dans la littérature. De nombreuses approches analytiques et éléments finis ont été développées pour traiter ce problème. La deuxième étape est d'identifier les paramètres influents sur le comportement et la tenue des reprises de plis et d'évaluer leurs effets.

### I.3.2 Types de reprise de plis

Globalement on peut différencier trois types de reprise de plis [5, 6] (Figure 5) :

Doubleur externe : Les reprises de plis sont groupées et collées ensemble à l'extérieur de la structure (Figure 5). Cette configuration a des avantages en termes de fabrication. Il est possible de fabriquer séparément la structure et le doubleur, et de les coller ensemble ensuite.

Doubleur interne : Ici on fabrique le doubleur séparément et après on le colle sur la structure. Mais ensuite on colle encore des plis complémentaires pour noyer le doubleur dans l'épaisseur.

Plis noyés : Ici il n'y a pas un seul doubleur qui est arrêté, mais des plis continus intercalés entre des plis arrêtés.

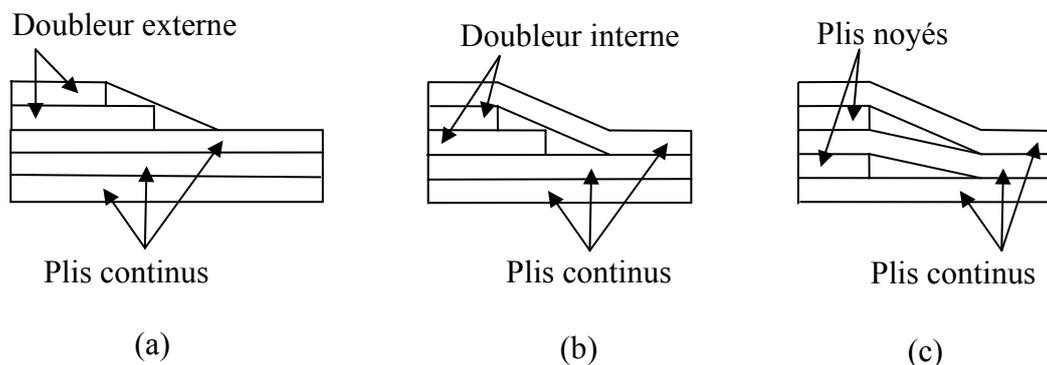


Figure 5 : Types basiques de reprise de plis avec doubleur externe (a), doubleur interne (b) et plis noyés (c)

### I.3.3 Endommagements aux reprises de plis

Des essais avec les trois types de reprises de plis et des combinaisons de matériaux différents ont été réalisés par de nombreux auteurs. Les éprouvettes ont été sollicitées en traction, compression et/ou flexion sous chargement statique ou fatigue. Pour tous les types de chargement il a été trouvé qu'un doubleur interne est plus résistant à rupture qu'un doubleur externe [5, 22, 27]. Les différents modes d'endommagement observés avant la rupture finale sont :

- rupture de la résine dans la zone d'arrêt de pli [26, 27, 28, 29]
- fissuration des plis [27]
- délaminage [22, 23, 24, 25, 26, 27, 28, 29]
- micro-flambage [23]

Le phénomène le plus étudié est le délaminage qui s'amorce autour des reprises de plis. Avant la rupture finale, les éprouvettes avec un doubleur externe se séparent entre les plis continus et le doubleur [22, 25, 27].

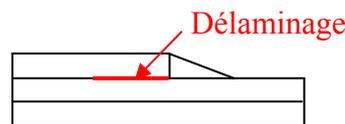


Figure 6 : Endroits critiques de l'amorçage de délaminage pour un doubleur externe

Les éprouvettes à doubleur interne ou type noyé montrent aussi des délaminages avant la rupture finale. Comme le pli arrêté se trouve à l'intérieur du stratifié, il y a trois interfaces où un délaminage peut s'amorcer, deux entre le pli arrêté et les plis continus côté épais, et un côté fin où les plis continus se rejoignent. Murri [24] a trouvé qu'il n'y a pas d'endroit préféré d'amorçage, mais Murri [26] et Shim [27] ont trouvé que les délaminages côté épais propagent beaucoup plus vite que le délaminage côté fin.

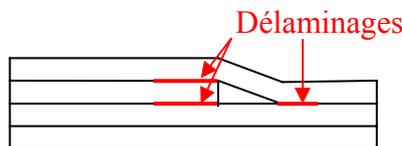


Figure 7: Endroits critiques de l'amorçage de délaminage pour un doubleur

Les essais de flexion de Orifici [3] et Murri [29] ont montré que les délaminages apparaissent d'abord au niveau du côté en traction. Des délaminages observés par Murri [24] et Shim [27] sont distribués pareillement des deux côtés de l'éprouvette sous chargement de flexion et de traction. D'après Steeves [23] la rupture finale d'un stratifié avec reprise de plis chargé en compres-

sion est provoquée soit par un délaminage soit par micro-flambage. A partir des observations microscopiques un modèle a été proposé qui prévoit la défaillance par délaminage ou micro-flambage en fonction de la géométrie de la zone inclinée, particulièrement l'angle de la zone de reprise. Un angle seuil a été identifié au-dessous duquel le micro-flambage domine et au-dessus duquel le délaminage est le phénomène dominant.

### I.3.4 Influence des paramètres géométriques et d'empilement

La résistance à rupture, la durée de vie en fatigue et les modes d'endommagement dépendent surtout du système fibre-matrice et de la séquence d'empilement. A part ces influences, la résistance des zones de reprise de plis dépend aussi des paramètres géométriques. Comme une reprise de plis crée une discontinuité d'épaisseur qui provoque des surcontraintes, une variation de la géométrie de cette zone influence l'état de contraintes. La connaissance des paramètres influents de la zone de reprise de plis est indispensable pour comprendre le comportement mécanique. Outre les possibilités du dessin d'une reprise de plis, les paramètres suivants sont considérés comme ayant une influence significative sur le comportement global :

le type de reprise :

Doubleur externe, doubleur interne ou plis noyés (paragraphe I.3.2)

la symétrie de la configuration :

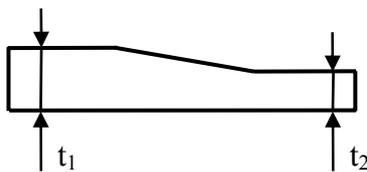


Symétrique

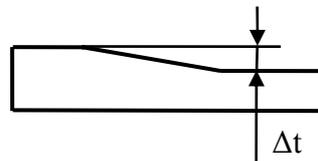


Non- symétrique

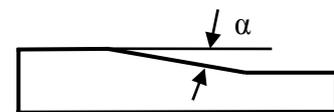
l'épaisseur totale de la partie épaisse et de la partie fine :



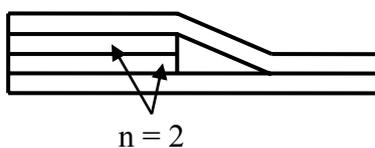
la hauteur de marche :



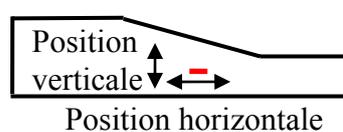
l'angle de la zone de reprise :



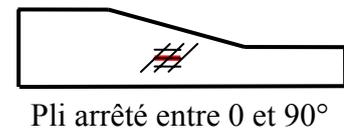
le nombre de reprises à la fois :



le positionnement des reprises de plis :



l'orientation des plis arrêtés :



Le type de la reprise a été étudié expérimentalement en statique et fatigue et avec des simulations numériques par Shim [27], Reifsnider [22] et Shim [38]. Il a été trouvé qu'en statique et en fatigue la résistance au délaminage d'une configuration à doubleur interne est plus élevée que celle d'une à doubleur externe.

L'influence de l'angle de la zone inclinée sur le mode de rupture en compression a été étudiée expérimentalement par Steeves [23]. Pour des éprouvettes UD à  $0^\circ$  en matériau carbone/époxy T300/914C il a été trouvé que lorsque l'angle dépasse environ  $11^\circ$ , le mode de rupture passe du micro-flambage au délaminage. Pour une augmentation de l'angle une diminution de la contrainte à rupture d'environ 30% a été trouvée. Des études numériques de l'influence de l'angle de la zone inclinée sur les contraintes intra- et interlaminaires ont été réalisées par Shim [38] et Vidyashankar [39]. Il a été trouvé qu'une augmentation de l'angle augmente les contraintes intra- et interlaminaires ce qui provoque des délaminages et la rupture des plis autour de la reprise de plis.

Le nombre de plis arrêté à la fois a été étudié par de nombreux auteurs [39, 38, 22, 32, 27]. Les résultats expérimentaux montre que la résistance en statique et en fatigue diminue avec le nombre de plis arrêtés au même endroit. Les modèles analytiques et éléments finis montrent que les contraintes interlaminaires autour de la zone triangulaire augmentent avec le nombre de plis arrêtés.

L'effet de l'orientation des plis arrêtés sur les contraintes intralaminaires des plis autour a été investigué par Vidyashankar [39] par modèle éléments finis. Les résultats montrent qu'il est moins critique d'arrêter des plis à  $60^\circ$  ou  $90^\circ$  que des plis entre  $0$  et  $45^\circ$ . Shim [38] a étudié l'influence de l'empilement des groupes de plis arrêtés en calculant les contraintes interlaminaires avec un modèle analytique. Pour un stratifié il a été trouvé que l'arrêt d'un groupe de 4 plis  $[0/X_2/0]$  est plus critique en termes de contraintes interlaminaires de cisaillement qu'un groupe  $[X/0_2/X]$  avec X un angle hors-axe. L'influence sur la contrainte interlaminaire d'ouverture est faible. Les simulations numériques de Mukherjee [32] ont montré que la résistance du stratifié ne change pas si on arrête un groupe de deux plis à  $0^\circ$  ou un groupe à  $0/90^\circ$ .

L'épaisseur totale influence la résistance au délaminage du stratifié. Cairns [22] a montré expérimentalement qu'un stratifié plus épais est plus résistant au délaminage.

Le positionnement des plis arrêtés dans la hauteur de l'éprouvette a été traité par un modèle analytiques et des essais statique et de fatigue par Shim [27, 38]. Les éprouvettes testées sont UD à  $0^\circ$  avec 8 plis dans la partie épaisse et deux ou quatre plis dans la partie fine de type doubleur externe ou interne. Les résultats expérimentaux de Shim [27] montrent que sous chargement statique de traction ainsi qu'en fatigue à  $R = 0,125$ , une configuration avec un positionnement des reprises de plis vers l'extérieur est plus résistant qu'une configuration où les reprises de plis sont positionnées proches de l'axe de symétrie. Sous chargement de flexion l'inverse a été trouvé. Les résultats analytiques sont en accord avec les résultats expérimentaux, pour les deux cas de charge, traction et flexion statique. Des contraintes interlaminaires plus élevées ont été trouvées pour une configuration avec les reprises de plis proches de l'axe de symétrie sous chargement de traction et pour une configuration avec les reprises vers l'extérieur sous chargement de flexion.

### I.3.5 Problématique industrielle

Le dimensionnement des zones de reprises de plis est un point de fort intérêt industriel. Afin de dimensionner une pièce en service l'influence des différents paramètres sur le comportement mécanique sous chargement statique et fatigue doit être connue. La plupart des essais réalisés dans la littérature traitent des éprouvettes basiques qui ne sont pas représentatives des structures réelles. L'objectif des études réalisées dans la littérature est de déterminer l'influence d'un seul paramètre pour un cas de charge particulier sur le comportement mécanique. Très peu de résultats sur des pièces structurales et les phénomènes couplés, surtout sous chargement de fatigue, sont disponibles. Cette étude a pour objectif de s'approcher des structures réelles en testant des éprouvettes ayant des drapages régulièrement utilisés pour des chargements de statique et de fatigue. En complétant la base de données des essais sur les reprises de plis ceci aidera à la mise en place d'une méthodologie de dimensionnement des zones de reprises de plis.

## I.4 Comportement des matériaux composites en fatigue

### I.4.1 Dégradation en fatigue

#### I.4.1.1 Classification des endommagements

Afin d'assurer l'intégrité des pièces en service il est indispensable de connaître les différents modes d'endommagements qui se produisent aux différentes échelles (Figure 8). L'échelle microscopique se situe au niveau des fibres et de la matrice. A l'échelle mésoscopique on s'intéresse à l'assemblage de plis. L'échelle macroscopique essaie de prévoir la rupture du stratifié.

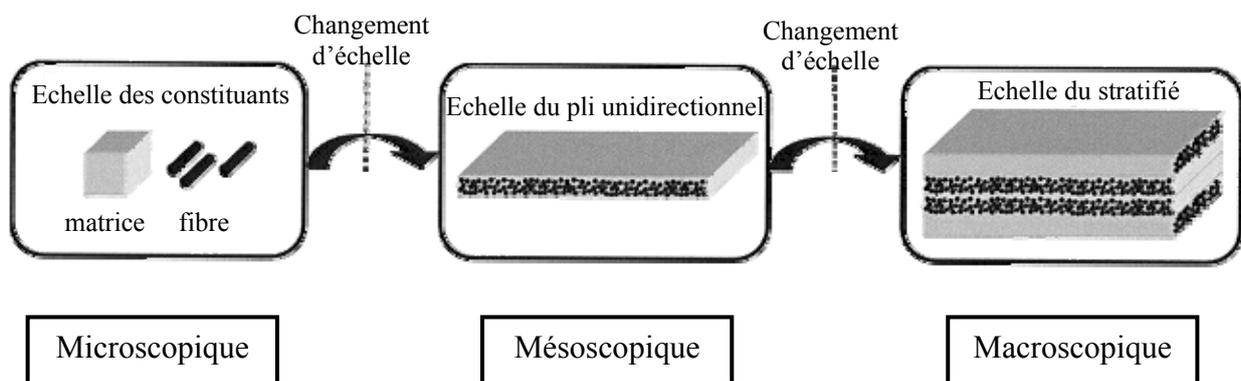


Figure 8 : Principe des différentes échelles d'après Laurin [18]

Le sujet de l'étude sont les zones de reprise de plis qui créent une discontinuité par l'arrêt des plis, L'échelle d'analyse sera l'échelle mésoscopique. A cette échelle les différents mécanismes de dégradation se produisent de plusieurs façons. Smith [19] distingue classiquement trois types de rupture (Figure 9) :

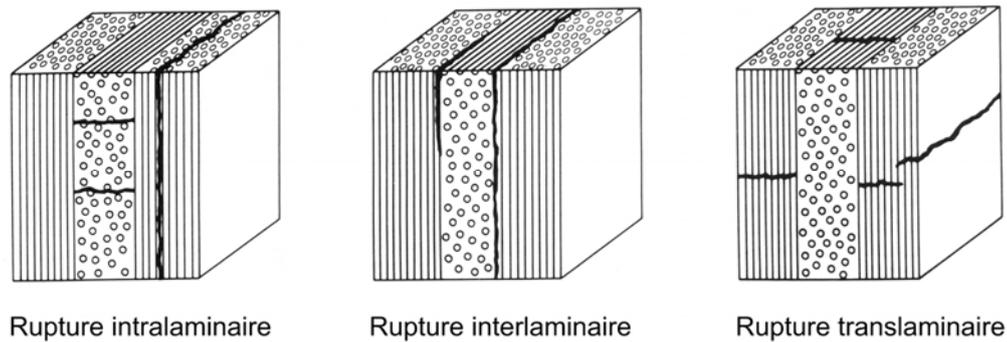


Figure 9 : Classification des mécanismes de rupture à l'échelle du stratifié d'après Smith [19]

#### I.4.1.2 Evolution de la dégradation sous chargement de fatigue

Presque toutes les structures réelles sont soumises à différentes conditions environnementales, températures et sollicitations mécaniques pendant leur vie. Le terme fatigue décrit le processus de l'endommagement d'une pièce soumise à une variété de conditions. Quand une pièce est sollicitée en fatigue il est alors indispensable de caractériser le comportement du matériau pour les chargements en service sous des conditions proches de la réalité.

Les différentes étapes de la dégradation d'un stratifié de l'état neuf à la rupture finale dépendent de la stratification et du chargement comme décrit par Orifici [3]. Globalement les modes d'endommagement d'un chargement statique et celles d'un chargement de fatigue sont les mêmes. La Figure 10 montre les différentes étapes d'endommagements pour un chargement en fatigue de compression et de traction d'un stratifié croisé  $[0/90_3/0]$  [21, 94].

La première étape sont des fissures primaires de la matrice le long des fibres dans les plis désorientés. Plusieurs fissures parallèles apparaissent dans un pli chargé. La densité des fissures augmente en fonction de la sollicitation dans le pli et de la fissuration dans les plis adjacents. La fissuration continue jusqu'au moment où un équilibre ou une saturation est atteinte dans chaque pli. La saturation est une propriété du laminé et ne dépend pas de l'historique de chargement. L'état d'endommagement donné par la saturation et la fissuration stable de la matrice dans un laminé est appelé « characteristic damage state » (CDS).

Quand les fissures primaires de la matrice se forment, des ruptures des fibres peuvent survenir dans les plis adjacents dans des régions de concentration de contrainte créées par les fissures de la matrice. Les fissures primaires de la matrice propagent sur toute la largeur des plis désorientés et généralement sur toute la largeur d'une région d'état de contrainte uniforme. Ceci s'accompagne de la création des microdélaminages au droit des fissures primaires et l'apparition des fissurations secondaires dans les plis qui sont moins désorientés.

La prochaine étape sont des délaminages à l'intérieur du laminé. Certains délaminages se créent dans les régions où des fissures primaires et secondaires se croisent.

La dernière étape est caractérisée par la propagation rapide de tous les modes d'endommagement. La rupture finale se produit par la rupture des fibres dans le sens de la charge.

Il est à noter que les différents modes d'endommagements n'apparaissent pas seulement à une certaine étape de dégradation, ils apparaissent pratiquement en même temps. Mais il est quand-même possible de distinguer des modes d'endommagements dominants au cours des différentes étapes de la durée de vie. La fissuration primaire de la matrice domine la première partie de la durée de vie et les délaminages dominent la partie intermédiaire.

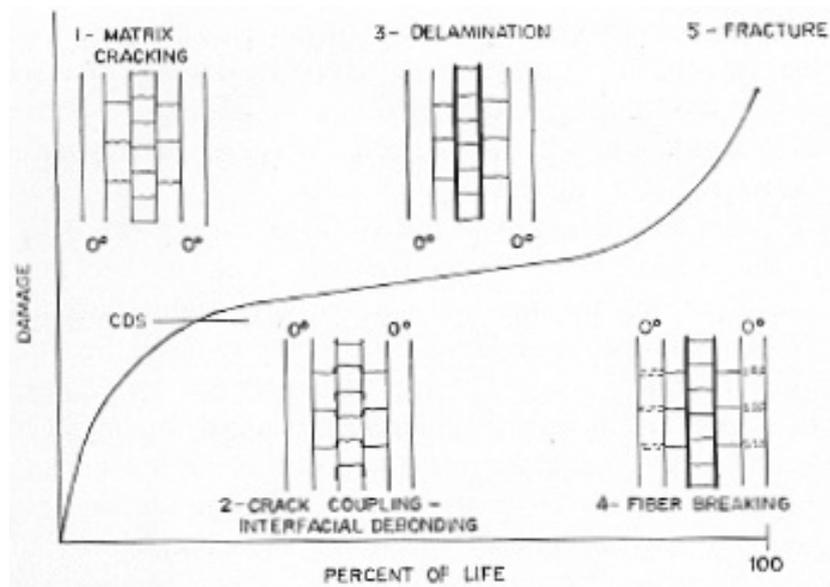


Figure 10 : Evolution de la dégradation en fonction du nombre de cycles en fatigue d'après Reifsnider [21]

### I.4.2 Généralités sur les modèles des courbes $SN$

Le comportement en fatigue d'un matériau nécessite la connaissance de la relation entre la charge appliquée et la durée de vie associée appelée courbe  $SN$  ou courbe de Wöhler. Une grande variété de modèles a été proposée afin de décrire l'allure de ces courbes.

De manière générale, la mise en place d'un modèle est divisée en trois étapes. La première étape est l'observation et l'identification des différents modes et mécanismes d'endommagements permettant d'identifier le paramètre qui servira à suivre la dégradation.

La deuxième étape est le développement d'un modèle pour la prédiction de la durée de vie. Ce modèle se base sur la mesure de la dégradation choisie.

Une fois que le modèle considéré existe sous forme explicite, il reste à déterminer les données du modèle et vérifier la qualité des prédictions par des essais.

Cette démarche a été appliquée aux matériaux métalliques. Pour ce type de matériau l'endommagement se produit sous forme de petites fissures qui propagent et s'accumulent pendant le chargement cyclique. La longueur des fissures est alors le paramètre de dégradation qui est introduit dans la loi de la durée de vie.

Les mécanismes et les modes d'endommagement d'un matériau composite sont multiples et dépendent fortement du matériau et des conditions de charge. Il n'y a pas un seul phénomène qui mène à la rupture finale, il est donc possible de choisir plusieurs mesures de la dégradation. Selon la configuration de l'essai et les moyens de détection disponibles les auteurs de [62, 63, 64] considèrent comme mesure :

- l'émission acoustique
- la densité de fissure
- le changement de la température de surface
- la résistance résiduelle
- la rigidité résiduelle

Les mesures les plus utilisées pour évaluer la dégradation sont la résistance résiduelle et la rigidité résiduelle. Ces deux paramètres indiquent directement l'ensemble des dégradations dues aux différents phénomènes d'endommagement qui se produisent pendant le cyclage.

La stratégie générale pour mettre en place un modèle de durée de vie qui se base sur un paramètre de dégradation du matériau en fonction du nombre de cycles suit les étapes suivantes :

- Etude de l'évolution de la résistance résiduelle sous chargement de fatigue
- Prise en compte ou non de la dispersion des valeurs en statique et en fatigue
- Construction de la courbe *SN* en fonction des paramètres déterminés
- Identification des paramètres inconnus avec des méthodes d'approximation

Généralement une courbe *SN* est divisée en trois zones (Figure 11) : Dans la zone oligo-cyclique les ruptures se produisent après un petit nombre de cycles. La zone de l'endurance limitée est celle où les ruptures arrivent après un nombre de cycles limité. Et l'endurance illimitée, caractérisée par une asymptote horizontale qui correspond à la limite de fatigue, au-dessous de ce niveau de charge, le nombre de cycles à rupture est supposé infini. Souvent la courbe est tracée en échelle semi ou double logarithmique.

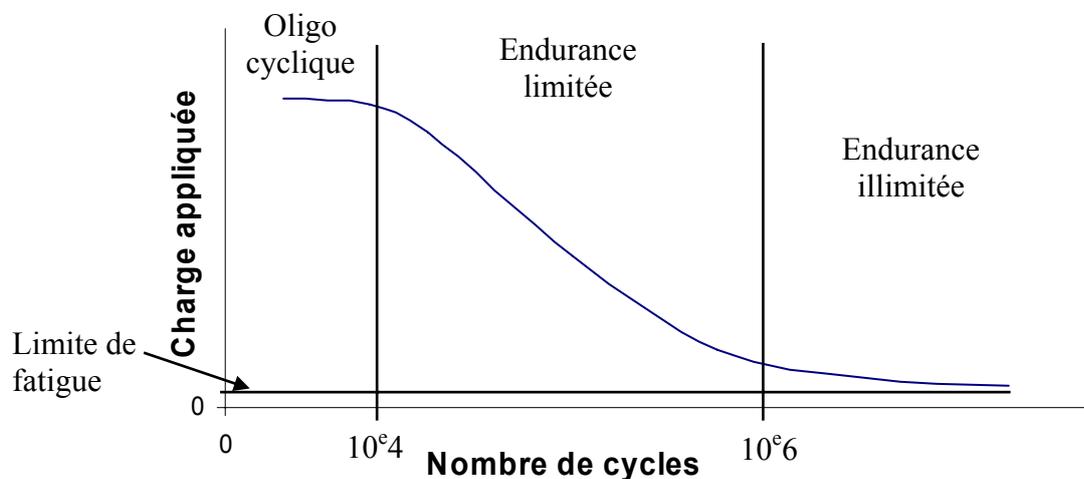


Figure 11 : Courbe *SN* classique avec distinction des zones de la durée de vie

L'établissement du diagramme de Goodman permet de visualiser l'influence du rapport de charge  $R$  sur la durée de vie. Ce rapport  $R$  est défini comme suit :

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (1)$$

Pour tracer une courbe dans le diagramme, on prend les résultats de plusieurs essais effectués avec des rapports  $R$  différents mais qui ont le même nombre de cycles à rupture. Les valeurs de contrainte alternée  $\sigma_a$  et contrainte moyenne  $\sigma_m$  sont définis comme suit :

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(1 - R)\sigma_{\max} \quad \sigma_m = \frac{1}{2}(1 + R)\sigma_{\max} \quad (2)$$

Un exemple est donné Figure 12 pour un carbone/époxy.

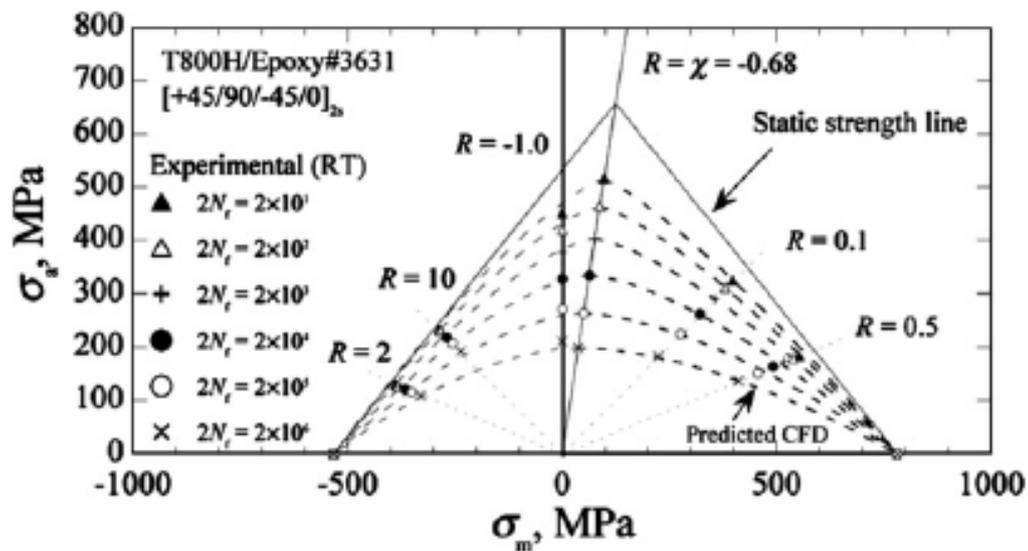


Figure 12 : Diagramme de Goodman utilisé par Kawai [65]

L'application des matériaux composites dans une structure nécessite de prendre en compte le caractère statistique de la résistance sous chargement statique et de fatigue. La distribution de la probabilité de défaillance et les paramètres associés sont par exemple estimés par la distribution Weibull en deux et trois paramètres, la distribution normale, log normale et exponentielle. Lee [66] présente une étude qui compare plusieurs approches statistiques et des méthodes numériques d'identification des paramètres. Il a été trouvé qu'il n'y a pas de différence importante entre les différentes approches statistiques ni les différentes méthodes numériques. Néanmoins, au niveau de l'application pratique mais aussi de la précision obtenue, la distribution Weibull à deux paramètres est la mieux adaptée pour décrire le comportement statistique observé dans les matériaux composites (Figure 13).

$$F(x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x}{\beta}\right)^\alpha\right] \quad (3)$$

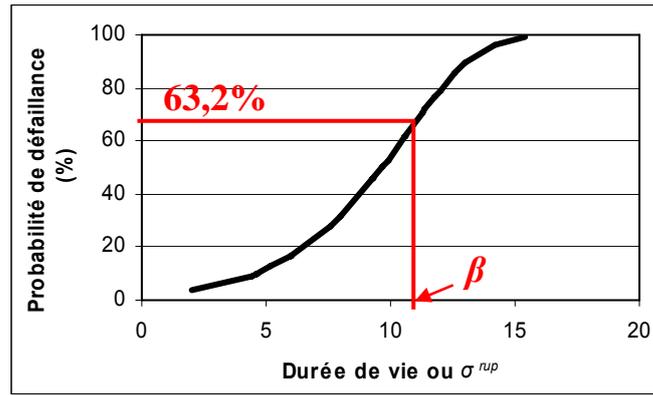


Figure 13 : Distribution Weibull à deux paramètres

### I.4.3 Modèles descriptifs des courbes SN

Pour représenter les courbes  $SN$  des matériaux composites, les modèles suivants sont souvent utilisés (Figure 14).

Le modèle semi logarithmique trace une droite dans un diagramme  $\sigma_{max} - \log(N)$  [67, 68, 69] :

$$\sigma_{max} = a - b \log N \quad (4)$$

Avec les deux constantes  $a$  et  $b$  à déterminer à partir des résultats expérimentaux.

Le modèle logarithmique trace une droite dans un diagramme  $\log(\sigma_{max}) - \log(N)$  [71, 72] :

$$\sigma_{max} = AN^B \quad (5)$$

Avec les deux constantes  $A$  et  $B$  à déterminer expérimentalement.

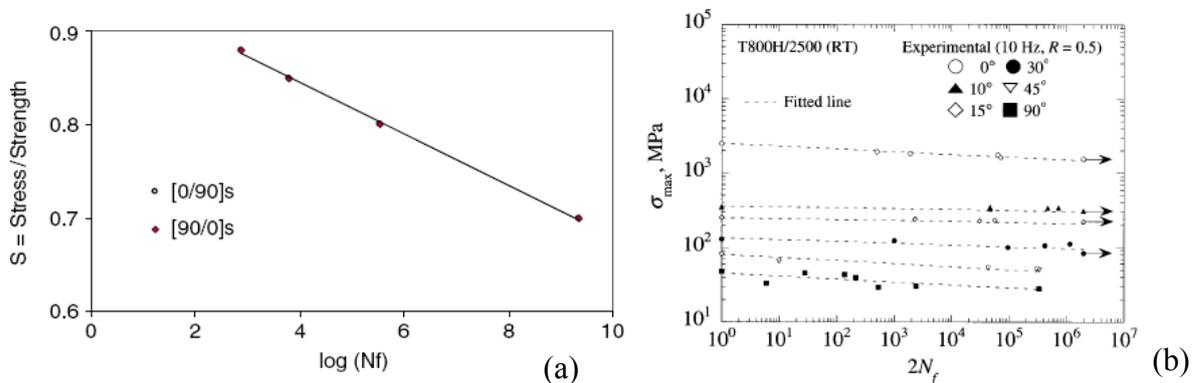


Figure 14 : Courbe SN semi-logarithmique d'une plaque composite 0/90° de Shokrieh [68] (a) et courbes SN double-logarithmiques des plaques unidirectionnelles de Kawai [72] (b)

Brighenti [70] applique l'approche commune des matériaux métalliques qui suppose une durée de vie illimitée à partir d'un nombre de cycles seuil aux matériaux composites. L'asymptote horizontale qui représente l'endurance illimitée ( $\sigma_0$ ) est définie explicitement en définissant la courbe de fatigue en deux parties, durée limitée et durée illimitée.

$$N = \begin{cases} (\sigma/A)^{-1/B} = const, & \sigma > \sigma_0 \\ \infty & , \sigma \leq \sigma_0 \end{cases} \quad (6)$$

#### I.4.4 Modèles de courbes *SN* basés sur la résistance résiduelle

On suppose que la résistance à rupture d'une éprouvette soumise à un chargement cyclique diminue en fonction du nombre de cycles. La rupture se produit après  $N$  cycles lorsque la résistance résiduelle  $\sigma_{res}(n)$  après  $n$  cycles est égale à la contrainte maximale appliquée  $\sigma_a$  en fatigue :

$$\sigma_{res}(n) = \sigma_a ; N = n \quad (7)$$

$\sigma_{res}(n)$  - contrainte résiduelle en statique après  $n$  cycles en fatigue avec  $\sigma_a$

$\sigma_a$  - contrainte maximale appliquée en fatigue

$n, N$  - nombre de cycles subis, nombre de cycles à rupture

##### I.4.4.1 Modèle de Sendekyj [64]

De nombreuses approches ont été présentées par Nijssen [74] pour accéder à la résistance résiduelle. Une approche qui fait le lien entre la résistance résiduelle et la courbe *SN* est celle de Sendekyj [64], elle est présentée ci-dessous.

D'après Sendekyj [64] la variation de la résistance résiduelle en fonction du nombre de cycles de fatigue s'écrit :

$$\frac{d\sigma_{res}}{dn} = -S \cdot f \cdot \sigma_a^{\frac{1}{S}} \cdot \sigma_{res}^{1-\frac{1}{S}} \quad (8)$$

$S, f$  - Paramètres

Après l'intégration entre  $l$  et  $n$  cycles l'équation s'écrit :

$$\sigma_{res}^{\frac{1}{S}} = \sigma_{res}^{\frac{1}{S}}(0) - f \cdot \sigma_a^{\frac{1}{S}} \cdot (n-1) \quad (9)$$

La résistance résiduelle dépend alors des paramètres  $f$  et  $S$ .

Mise en place du modèle :

Pour un chargement sinusoïdal avec une amplitude constante il est supposé que les paramètres  $S$  et  $f$  de l'équation (9) dépendent seulement du rapport de charge  $R$ . Pour un  $R$  constant, les paramètres sont alors constants, on définit :

$$f = C \quad (10)$$

La résistance résiduelle après  $n$  cycles de fatigue en fonction des constantes  $C$  et  $S$  s'écrit :

$$\sigma_{res}^{\frac{1}{S}} = \sigma_{res}^{\frac{1}{S}}(0) - C \cdot \sigma_a^{\frac{1}{S}} \cdot (n-1) \quad (11)$$

Avec la condition de rupture en fatigue (7) insérée dans (11) la courbe  $SN$  peut être tracée :

$$N = \left( \left( \frac{\sigma_{res}(0)}{\sigma_a} \right)^{\frac{1}{S}} - 1 \right) C^{-1} + 1 \quad (12)$$

La résistance résiduelle et la courbe  $SN$  dépendent alors des deux constantes  $C$  et  $S$  qui sont à déterminer avec les résultats expérimentaux.

Identification des paramètres :

La méthode proposée pour déterminer les constantes  $C$  et  $S$  se base sur le nombre de cycles théoriques calculés.

Le nombre de cycles théorique moyen à rupture  $N_{th,moy}$  des éprouvettes testées en fatigue à rupture peut être calculé avec l'équation (13). La résistance moyenne statique  $\sigma_{res,moy}(0)$  des éprouvettes testées en statique est déterminée expérimentalement.

$$N_{th,moy} = \left( \left( \frac{\sigma_{res,moy}(0)}{\sigma_a} \right)^{\frac{1}{S}} - 1 \right) C^{-1} + 1 \quad (13)$$

La résistance statique théorique  $\sigma_{res,th}(0)$  des éprouvettes peut être calculée avec l'équation (11). Ensuite à partir de l'équation (14) le nombre de cycles à rupture théorique des éprouvettes testées en résistance résiduelle après  $n$  cycles de fatigue peut être calculé.

$$N_{th} = \left( \left( \frac{\sigma_{res,th}(0)}{\sigma_a} \right)^{\frac{1}{S}} - 1 \right) C^{-1} + 1 \quad (14)$$

Les paramètres  $C$  et  $S$  sont obtenus par minimisation du critère proposé :

$$e = \frac{\sum_{i=1}^{n_{ep,rf}} \left| \frac{\log|N_i - N_{th,moy}}{\log N_{th,moy}} \right| + \sum_{i=1}^{n_{ep,rr}} \left| \frac{\log|N_{th} - N_{th,moy}}{\log N_{th,moy}} \right|}{n_{ep,rf} + n_{ep,rr}} \quad (15)$$

$n_{ep,rf}$  - nombre d'éprouvettes testées à rupture en fatigue  
 $n_{ep,rr}$  - nombre d'éprouvettes testées à rupture en résistance résiduelle en statique

Prédictions du modèle et influence des constantes :

A partir des résultats des essais de fatigue compression – traction et résistance résiduelle sur du matériau graphite/époxy 934/T300 présentés par Yang [73] les constantes du modèle de Sendeckyj [64] ont été déterminées (Tableau 1) afin de tracer la courbes *SN* et la résistance résiduelle. L'influence des constantes *C* et *S* sur la courbe *SN* et la résistance résiduelle est également montrée Tableau 1 et Figure 15.

Tableau 1 : Constantes des modèles de Sendeckyj [64] déterminées pour les résultats expérimentaux de Yang [73]

	Valeurs identifiées	Variation de S	Variation de C
<b>C</b>	1,1E-03	1,1E-03	3,0E-03
<b>S</b>	9,8E-02	7,5E-02	9,8E-02
$\sigma_{res}(0)$	69,2 MPa	69,2 MPa	69,2 MPa

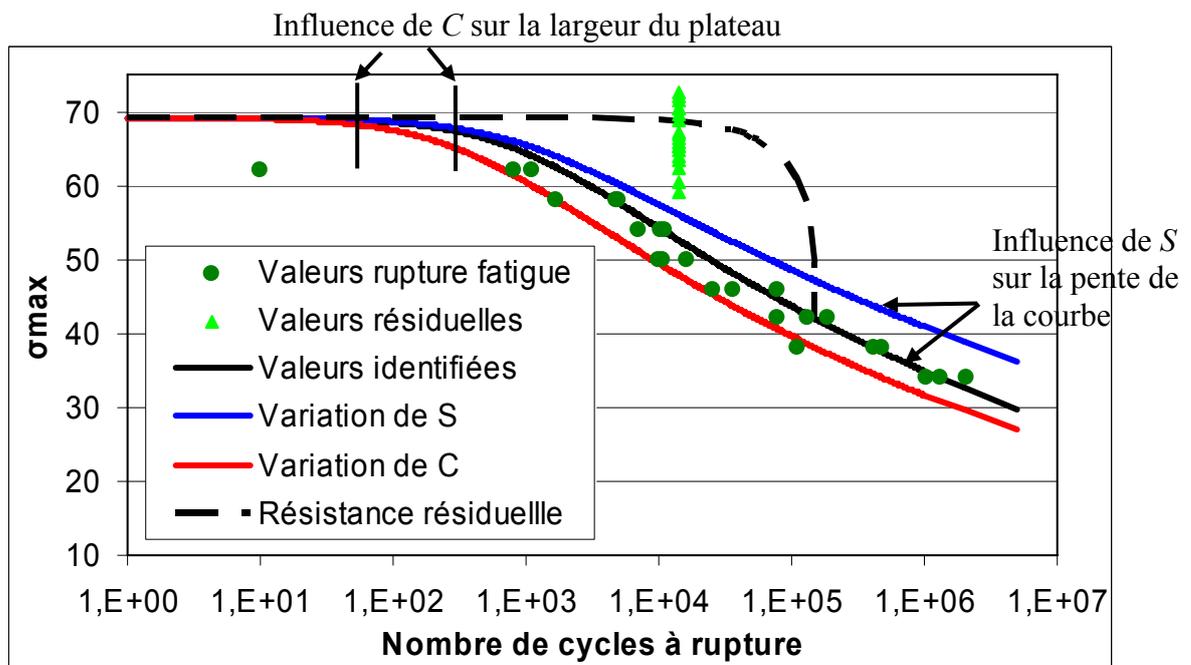


Figure 15 : Influence des constantes du modèle de Sendeckyj [64] sur la courbe *SN* et la résistance résiduelle

La courbe  $SN$  de Sendeckyj avec les paramètres identifiés à partir des valeurs expérimentaux retrace bien les résultats expérimentaux.

La constante  $S$  influence la pente de la courbe et la constante  $C$  la largeur du plateau. Une valeur de  $C$  inférieure à 1 telle que identifiées pour ces essais illustre bien le comportement dite « Sudden Death » pour lequel la dégradation de la résistance résiduelle intervient de manière catastrophique dans la dernière partie de la durée de vie.

#### I.4.4.2 Autres modèles basés sur la résistance résiduelle

Plusieurs autres modèles qui prévoient la durée de vie et la résistance résiduelle sont proposés dans la littérature [75, 77, 78, 79]. Ces modèles se basent sur les mêmes hypothèses que Yang [73] et supposent que la résistance en statique suit une distribution Weibull. En fonction de la résistance statique initiale et de deux autres paramètres, les courbes de la résistance résiduelle et de la durée de vie peuvent être tracées. A partir d'une distribution statistique des valeurs statiques la courbe  $SN$  a été retracée pour différents rapports de  $R$  par [76]. En se basant sur le modèle de Yang [73], les auteurs de [67, 80] ont mis en place des modèles basés sur la rigidité résiduelle qui montrent des résultats comparables. Afin de montrer la démarche de la mise en place d'un modèle qui prend en compte la distribution statistique des valeurs, le modèle de Yang [73] est présenté par la suite.

##### Modèle de Yang [73]:

A partir des essais en traction / traction et traction / compression avec différents rapports  $R$  l'équation différentielle suivante a été proposée pour l'évolution de la résistance résiduelle en fonction du nombre de cycles :

$$\frac{d\sigma_{res}(n)}{dn} = -f(D, R) \frac{1}{g} \sigma_{res}^{1-g}(n) \quad (16)$$

$f(D, R)$  - Fonction de  $D = \sigma_{max} - \sigma_{min}$  et  $R$  (rapport de charge)  
 $g$  - Constante

Après l'intégration entre 0 et  $n$  cycles l'équation s'écrit :

$$\sigma_{res}^g(n) = \sigma_{res}^g(0) - f(D, R) \cdot n \quad (17)$$

$\sigma_{res}(0)$  - Résistance initiale statique à 0 cycles

Il est supposé que la distribution de la résistance statique  $\sigma_{res}(0)$  suit une distribution de Weibull à deux paramètres  $\alpha, \beta$ . Avec les conditions de la rupture (7) et en supposant qu'à nombre de cycles élevé la courbe  $SN$  peut être approximée par une courbe  $SN$  classique  $KD^b N^* = 1$  on obtient la résistance résiduelle après  $n$  cycles de fatigue en fonction des constantes  $\beta, g, b$  et  $K$  :

$$\sigma_{res}^g(n) = \sigma_{res}^g(0) - \beta^g KD^b n \quad (18)$$

La courbe  $SN$  peut être tracée avec (18) en appliquant la condition de rupture en fatigue (7) :

$$N = \left( \sigma_{res}^g(0) - \sigma_{max}^g \right) / \beta^g KD^b \quad (19)$$

La constante  $\beta$  est déterminée par la distribution Weibull des valeurs à rupture statique. Il y a alors trois constantes à déterminer avec les résultats expérimentaux en fatigue  $g$ ,  $b$  et  $K$ .

##### I.4.4.3 Limitations des approches basées sur la résistance résiduelle

Les modèles qui se basent sur la résistance résiduelle posent deux problèmes. Tout d'abord ce paramètre n'est pas accessible avec une méthode non-destructive pendant l'essai. Pour obtenir une valeur de la courbe il faut arrêter le chargement cyclique et charger l'éprouvette à rupture en statique. L'évaluation d'un type d'éprouvette demande alors un nombre important d'essais. L'autre inconvénient est que la résistance est liée à plusieurs phénomènes. Les modèles représentent seulement la somme des différents modes d'endommagement cumulés. Cette globalité des dégradations peut cacher différents effets qui s'accumulent de manières différentes pendant le cyclage.

Malgré ces inconvénients il a été montré que le modèle de Sendeckyj [64] donne des prédictions fiables pour la durée de vie globale des éprouvettes testées en fatigue compression – traction. D'un point de vue pratique, le modèle de Sendeckyj a l'avantage d'avoir seulement deux constantes à déterminer et l'implémentation du critère proposé par Sendeckyj pour identifier les constantes est plus simple. Pour ces raisons les courbes  $SN$  des éprouvettes reprise de plis testées en fatigue seront tracées avec le modèle de Sendeckyj.

##### I.4.5 Modèles à plusieurs niveaux de charge

Les méthodes qui prévoient la durée de vie pour une amplitude de charge qui varie avec le nombre de cycles se basent sur une loi de cumul d'endommagement. La règle de Miner est la plus fréquemment citée qui considère la somme des nombres de cycles  $n$  subis par niveau de charge divisé par le nombre de cycles à rupture  $N$  pour ce niveau de charge. Le nombre de cycles à rupture est défini quand  $D = 1$  ce qui permet de tracer la courbe  $SN$  comme présenté par Gao [81] :

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} \quad (20)$$

Cette règle ne prend pas en compte l'évolution de la charge. Il a été trouvé qu'un chargement à un niveau élevé suivi par un niveau bas ne cause pas le même endommagement qu'un cyclage à un niveau bas suivi par un niveau élevé. La loi modifiée de Palgrem-Miner par contre considère une loi non-linéaire avec une constante  $C$  déterminée expérimentalement par Sendeckyj [64] :

$$D = \sum_{i=1}^m \left( \frac{n_i}{N_i} \right)^C \quad (21)$$

Gao [81] utilise un algorithme pour calculer la réduction du module de Young en fonction du nombre de cycles. Pour un spectre à plusieurs chargements le module de Young résiduel après chaque niveau de charge a été calculé. La durée de vie totale  $N$  a été déterminée avec la loi modifiée de Palmgren-Miner.

Le modèle proposé par Hwang [82] calcule l'endommagement en se basant sur la déformation résiduelle  $\varepsilon_f$  et la déformation initiale  $\varepsilon_0$  :

$$D = \frac{\varepsilon(n) - \varepsilon_0}{\varepsilon_f - \varepsilon_0} \quad (22)$$

Il a été trouvé que ce modèle est en bon accord avec les résultats expérimentaux.

Sous conditions réelles il est rare de trouver une pièce soumise à une sollicitation avec une amplitude constante pendant toute sa vie. Le développement d'un spectre de chargement qui représente les sollicitations attendues en service et une méthode qui permette de prévoir la durée de vie associée est la tâche des constructeurs.

## I.5 Critères de rupture locale

### I.5.1 Méthodes d'application et définitions

Un point clé dans le dimensionnement des structures composites est la prédiction des différentes étapes et modes de la dégradation. Malgré les efforts des dernières décades, un point faible des matériaux composites est toujours le manque d'expérience et de maîtrise des méthodes de prédiction comparé aux matériaux métalliques. Les solutions réalisées sont soit surdimensionnées avec un facteur de sécurité élevé soit demandent une validation expérimentale importante.

Un point d'intérêt est de mettre en place des critères de défaillance adaptés aux besoins et simples à utiliser qui permettent de prévoir la rupture à partir d'un calcul numérique ou analytique. La démarche classique d'analyse de la tenue structurale est de calculer les champs de déformation et/ou de contraintes de toute la structure afin d'appliquer un critère de défaillance soit à toute la structure soit aux endroits considérés critiques.

Les valeurs d'entrée sont alors les champs des déformations et des contraintes. Généralement ils sont déterminés par un modèle éléments finis ou analytique. Un des problèmes de ces modèles sont les zones de forte variation de géométrie : le bord d'un trou, un bord libre ou une reprise de plis qui créent des singularités. Les calculs sont menés en linéaire aussi la valeur maximale est approchée.

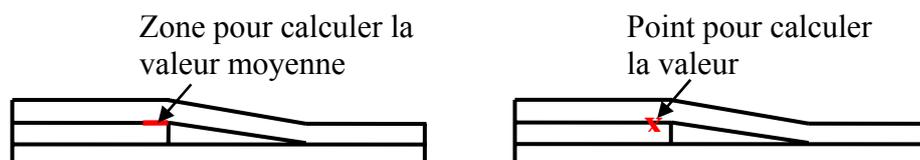


Figure 16 : Approches d'évaluation de valeurs pour les critères de rupture

Une méthode est d'évaluer la valeur moyenne de la contrainte sur une certaine longueur. Cette longueur doit être déterminée empiriquement. La deuxième méthode est de calculer le critère à un point situé à une certaine distance de la zone perturbée. Le défaut de ces approches est l'identification de cette distance qui se fait en fonction des résultats expérimentaux.

Comme le matériau d'étude est un composite pré imprégné unidirectionnel de fibres longues, les critères présentés dans la suite se limitent à ceux utilisés pour les matériaux unidirectionnels. Les valeurs d'entrée des critères sont exprimées dans le repère principal d'orthotropie, c'est-à-dire le repère du pli (Figure 17).

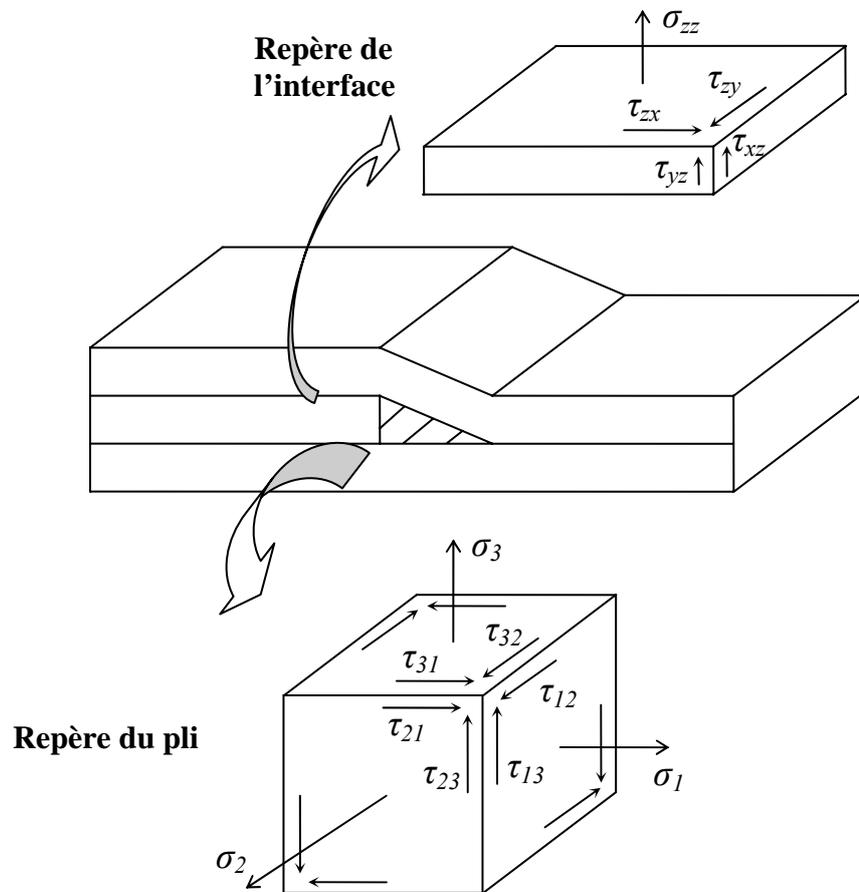


Figure 17 : Repère dans l'interface et dans le pli avec les composantes de contraintes associées

Afin de prévoir une rupture avec un critère, on se base sur les valeurs caractéristiques du matériau. De nature inhomogène les matériaux composites à fibres longues possèdent des caractéristiques très différentes selon les orientations. D'après la théorie des laminés tous les plis sont soumis aux hypothèses de contrainte plane, il existe alors cinq modes de rupture sous sollicitations simples :

- $X_t$  - contrainte à rupture en traction en direction des fibres
- $X_c$  - contrainte à rupture en compression en direction des fibres
- $Y_t$  - contrainte à rupture en traction sens travers des fibres
- $Y_c$  - contrainte à rupture en compression sens travers des fibres
- $S_{12}$  - contrainte à rupture en cisaillement

Ces valeurs peuvent être déterminées à partir des essais basiques normés par des organisations nationale (ASTM) ou internationale (ISO).

Afin de caractériser la résistance au délaminage, les valeurs à rupture des interfaces entre les plis doivent être déterminées expérimentalement :

- $Z_t$  - contrainte à rupture en traction en mode I (ouverture)
- $Z_c$  - contrainte à rupture en compression en mode I (ouverture)
- $S_{xz}, S_{yz}$  - contrainte à rupture en cisaillement mode II et mode III

Afin de prévoir une rupture à partir des valeurs caractéristiques identifiées, il existe une grande variété de critères. Par la suite les critères les plus utilisés dans le domaine de construction avec des matériaux composites à fibre longues [44, 53] seront expliqués.

## I.5.2 Application des critères aux zones de reprise de plis

### I.5.2.1 Endroits de dégradation

Les différents modes d'endommagement ont été présentés au paragraphe I.3, on distingue rupture de la matrice, rupture des fibres et délaminage. Pour une éprouvette de type reprise de plis on peut alors considérer trois zones différentes qui peuvent se dégrader (Figure 18) : les plis UD du stratifié, la résine pure dans les zones triangulaires aux reprises de plis et l'interface entre les plis autour d'un arrêt.

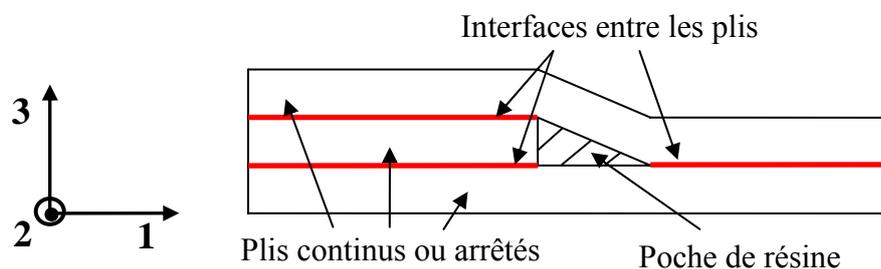


Figure 18: Zones d'endommagement considérées

Les différentes approches relatives aux différents modes d'endommagement sont ensuite discutées pour ces trois zones.

### I.5.2.2 Critère de rupture de la poche de résine

Les modèles de certains auteurs considèrent que la zone triangulaire à l'arrêt de pli est vide et ne transfère pas de charge comme celui de Steeves [23]. Certains modèles éléments finis supposent que cette zone est complètement remplie de résine (matériau isotrope) et qu'elle contribue au transfert de charge comme Murri [26] et He [28]. Ganesan [11] et Mukherjee [32] calculent l'état de contrainte dans la poche de résine avec des modèles éléments finis. Afin de prévoir la rupture de la résine un critère de type contrainte maximale peut être utilisé. L'avantage de ce critère est la simplicité et la clarté de ce qu'il représente au niveau des mécanismes de rupture.

De plus il est possible d'identifier les valeurs critiques nécessaires avec des essais basiques uni axiaux. Par contre on traite les composantes séparément, les effets de couplages entre les différentes composantes de contraintes/déformations ne sont pas pris en compte. Pour un matériau fragile on suppose la rupture lorsque la contrainte dans une direction principale est supérieure à la contrainte à rupture :

$$\frac{\sigma^{r\acute{e}\sin e}}{\sigma^{rupture,r\acute{e}\sin e}} \leq 1 \quad (23)$$

Au lieu de calculer les contraintes principales et appliquer un critère dans chaque direction, d'après Beitz [100] il est possible de calculer une contrainte équivalente comme le critère de Von Mises qui s'applique aux matériaux ductiles avec une certaine plasticité. He [28] considère une couche de résine autour du pli qui s'arrête et qui est en liaison avec la poche de résine. Afin de prévoir un délaminage dans cette couche isotrope et la rupture de la résine dans la zone triangulaire le critère de von Mises a été appliqué aux contraintes calculées :

$$\sigma_{equ} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y\sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (24)$$

Ce critère permet de calculer une seule valeur équivalente à partir du tenseur de contraintes complet et de la comparer directement à la valeur caractéristique du matériau déterminée en essai.

### I.5.2.3 Critères de rupture de pli

A l'échelle microscopique un pli est un matériau hétérogène, on distingue les deux composantes, les fibres et la résine, et les modes d'endommagement associés. La rupture de la résine ou l'interface fibre/résine influence généralement le comportement mécanique du stratifié, mais ne provoque pas la défaillance complète de la pièce. Par contre la rupture des fibres dans le sens de la charge influence fortement la résistance du stratifié, une accumulation de fibres cassées provoquent la défaillance de la pièce.

Une possibilité pour prendre en compte les effets différents de ces deux modes de rupture est d'appliquer des critères de contrainte maximale séparément aux fibres et à la résine [43, 11, 44]. Les inconvénients de cette approche sont qu'on obtient trois valeurs à évaluer séparément et les couplages entre les différentes composantes ne sont pas pris en compte.

Les critères utilisés par les auteurs de [45, 18, 46, 47] prennent en compte certains couplages des différentes composantes de contrainte. Ils distinguent quatre modes de rupture : Rupture des fibres en traction ou en compression et rupture de la matrice en traction ou en compression. Chaque mécanisme est représenté par un critère spécifique en contrainte. Comme les critères de valeur maximale, l'enveloppe de rupture est alors définie par morceaux.

Les critères quadratiques / interactifs permettent d'obtenir une seule valeur pour prévoir la rupture du pli. Le critère de Tsai-Wu en 2D sous les hypothèses de contrainte planes s'écrit sous la forme [40, 54, 55] :

$$F = f_1\sigma_1 + f_2\sigma_2 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_{66}\tau_{12}^2 = 1 \quad (25)$$

Les coefficients représentent les résistances pour les différents cas de charge uni axiaux, mais ils prennent aussi en compte la différence entre la compression et la traction ( $f_1, f_2$ ) et les couplages entre les différentes composantes ( $F_{12}$ ). Le coefficient  $F_{12}$  a peu d'influence et peut être négligé ce qui permet un calcul des coefficients avec des essais élémentaires.

#### I.5.2.4 Critères d'amorçage de délaminage

La dégradation de l'interface entre deux plis adjacents mène à la séparation de ceux-ci. Le mode d'endommagement résultant est un délaminage. Contrairement au pli où il y a deux composantes, fibre et résine qui peuvent se dégrader, un délaminage se produit entre deux plis adjacents qui sont liés par la résine.

Un point délicat est toujours la détermination des valeurs représentatives des composantes de contrainte. Deux approches existent dans la littérature pour résoudre ce problème, le calcul du critère en un point situé à une certaine distance de la discontinuité ou le calcul d'une valeur moyenne sur une certaine longueur.

Une autre possibilité pour éviter les problèmes de calcul de contraintes aux zones singulières est donnée par la mécanique de la rupture. Contrairement aux méthodes de calcul classique qui suppose un matériau sain, on suppose une fissure initiale. Afin de prédire la criticité de propagation de délaminage à un endroit, on calcule le « taux de restitution d'énergie  $G$  ». Dans notre recherche cette approche n'est pas utilisée, les critères présentés se basent sur le calcul des contraintes avec les deux méthodes mentionnées.

##### Critères calculés en un point :

Dans [49, 50] les contraintes interlaminaires pour des plaques  $[10_n, -10_n]_s$  et  $[20_n, -20_n]_s$  (avec  $n = 1$  à 4) ont été calculées avec un logiciel semi-analytique CLEOPS par Diaz [49] et une méthode éléments finis par Joo [50]. Les calculs montrent que directement au bord la contrainte de cisaillement  $\tau_{xz}$  est fortement plus élevée que les contraintes  $\sigma_{zz}$  et  $\tau_{yz}$  (Figure 17). Le critère proposé pour prévoir l'amorçage de délaminage au bord est de type valeur maximale de  $\tau_{xz}$  calculé au bord :

$$\frac{\tau_{xz}}{S} \geq 1 \quad (26)$$

Les valeurs calculées dépendent fortement de l'approche du modèle semi-analytique. La valeur critique trouvée avec ce modèle est  $\tau_{xz} = 265$  MPa ce qui est fortement plus élevée que la contrainte à rupture identifiée expérimentalement d'environ 50 MPa.

Ganesan [11] calcule les contraintes interlaminaires autour des reprises de plis avec un modèle éléments finis. Une couche de résine a été insérée entre les plis autour de la reprise de plis. Un délaminage est supposé quand un des critères suivants est satisfait :

$$\frac{\sigma_{zz}}{Z} \geq 1 \quad \frac{\tau_{xz}}{S_{xz}} \geq 1 \quad \frac{\tau_{yz}}{S_{yz}} \geq 1 \quad (27)$$

Les valeurs d'entrée de ces critères sont les contraintes moyennes des éléments les plus proches de la reprise. Le problème avec ce modèle est que les valeurs des contraintes dans les éléments de la couche de résine directement autour de la reprise dépendent fortement du maillage. La prédiction de l'amorçage de délaminage dépend alors de la taille des éléments.

En se basant sur le critère de Tsai-Wu, Mukherjee [32] a étudié l'amorçage de délaminage autour d'une reprise de plis interne. En négligeant les composantes dans le plan le critère utilisé s'écrit :

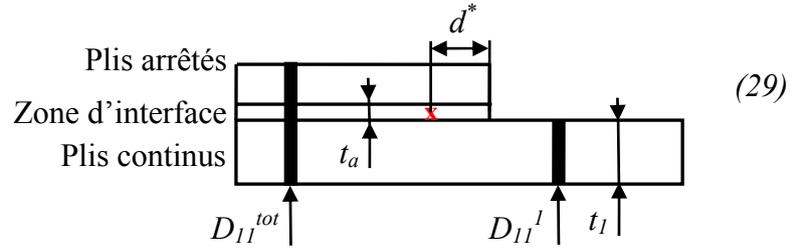
$$F_3 \sigma_{zz} + F_{33} \sigma_{zz}^2 + F_{55} \tau_{xz}^2 = 1 \quad (28)$$

Les coefficients  $F$  ont été déterminés par les valeurs caractéristiques du matériau de la résine. Le critère a été calculé directement aux coins de la zone de reprise avec les valeurs de contrainte dans la couche de résine qui est supposée avoir un comportement linéaire isotrope. L'inconvénient de ce critère est aussi que la contrainte  $\sigma_{zz}$  varie fortement directement à la reprise et dépend du maillage.

Les critères présentés précédemment sont calculés en des points où les gradients des contraintes sont très importants. Sous simulation numérique les valeurs dépendent fortement du maillage. D'après He [5] et Orifici [3] les valeurs obtenues avec un modèle analytique dépendent normalement des hypothèses et du type de l'approche.

Une méthode proposée pour obtenir la distance à laquelle le calcul doit être effectué est présentée par Thomsen [25]. Avec un critère de type valeur maximale, le début de délaminage pour des structures sandwichs symétriques avec des reprise de plis externe sous charge de traction est étudié. Expérimentalement il a été trouvé que la distance caractéristique à laquelle le critère doit être appliqué peut être écrite ainsi :

$$d^* = \sqrt[4]{\alpha \frac{D_{11}^1}{\left(\frac{E_a}{t_a}\right)}} \quad (29)$$



$d^*$  distance caractéristique

$\alpha$  paramètre

$D_{11}^1$  raideur de flexion en direction 11 du stratifié avec épaisseur  $t_1$

$t_a$  épaisseur de l'interface supposée entre le doubleur et la plaque

$E_a$  module de Young pour la couche d'interface entre les plis continus et le doubleur

Le paramètre  $\alpha$  prend en compte la variation de la raideur de flexion de la plaque :

$$\alpha = \frac{D_{11}^{tot}}{D_{11}^{tot} - D_{11}^1} \quad (30)$$

Les prédictions de cette approche sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. Mais la distance caractéristique identifiée  $d^*$  ne donne pas d'information sur les mécanismes de dégradation, il s'agit plutôt d'une approche pragmatique pour éviter les problèmes de la singularité de contrainte directement à la reprise.

Critère calculé avec une contrainte moyennée :

La deuxième approche pour appliquer un critère aux zones où le champ de contrainte est fortement perturbé est de calculer une valeur moyenne  $\bar{\sigma}_{ij}$  sur une certaine longueur  $x_0$ . Cette longueur doit être déterminée à partir des résultats expérimentaux d'après Soutis [48] :

$$\bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{x_0} \int_0^{x_0} \sigma_{ij} dx \quad (31)$$

He [28] calcule les contraintes dans une couche de résine isotrope entre les plis autour d'une reprise interne. Afin de prévoir l'amorçage de délaminage, le critère de von Mises a été utilisé en excluant les composantes dans le plan :

$$\bar{\sigma}_{equ} = \sqrt{\sigma_{zz}^2 - \sigma_{yy}\sigma_{zz} + \sigma_{zz}\sigma_{xx} + 3(\tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \quad (32)$$

Cette contrainte équivalente  $\bar{\sigma}_{equ}$  est comparée avec la contrainte à rupture de la résine. Les simulations ont montré que la composante  $\tau_{23}$  est négligeable. La longueur sur laquelle les contraintes ont été moyennées a été fixée à l'épaisseur d'un pli.

Le critère proposé par Shim [27] prend en compte deux composantes de la contrainte interlaminaire. Les contraintes ont été calculées autour des reprises de plis internes et externes pour des stratifiés UD avec une approche analytique :

$$\left(\frac{\bar{\sigma}_z}{Z}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\tau}_{xz}}{S_{xz}}\right)^2 = 1 \quad (33)$$

Une forte variation de la contrainte moyenne en fonction de la longueur moyennée a été trouvée. Les longueurs avec lesquelles le critère prédit le mieux un délaminage dépend de la configuration testées (position des reprises dans l'épaisseur, reprises interne ou externe) et varient entre deux et 10 épaisseurs de pli. Cette forte variation de la longueur moyennée pour les différentes configurations met en question les prédictions du critère. Un autre point de critique est que la différence de résistances en compression et traction n'est pas prise en compte.

L'amorçage de délaminage aux bords libre des stratifiés avec des plis désorientés a été étudié par plusieurs auteurs. Différentes formes de critère pour prévoir l'amorçage au bord vont être présentées.

Sun [57] a étudié des stratifiés quasi-isotropes. Basé sur des résultats expérimentaux et des calculs analytiques un critère quadratique qui prend en compte les trois composantes de la contrainte interlaminaire a été proposé :

$$\left(\frac{\bar{\tau}_{xz}}{S_{xz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\tau}_{yz}}{S_{yz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\sigma}_{zz}}{Z_t}\right)^2 = 1 \quad (34)$$

Dans ce critère le signe de la contrainte  $\sigma_{zz}$  n'est pas considéré, seulement la résistance en traction est introduite. L'inconvénient est que le critère n'est pas applicable pour des cas de charge avec une contrainte  $\sigma_{zz}$  négative.

Le critère proposé par Brewer [51] prend en compte les différentes résistances en traction et en compression de la contrainte interlaminaire d'ouverture avec deux termes quadratique. Toutes les composantes de la contrainte interlaminaires ont le même poids :

$$\left(\frac{\bar{\tau}_{xz}}{S_{xz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\tau}_{yz}}{S_{yz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\sigma}_{zz}}{Z_t}\right)^2 = 1 \quad \text{si } \sigma_{zz} \geq 0 \quad (35)$$

$$\left(\frac{\bar{\tau}_{xz}}{S_{xz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\tau}_{yz}}{S_{yz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\sigma}_{zz}}{Z_c}\right)^2 = 1 \quad \text{si } \sigma_{zz} \leq 0$$

L'inconvénient est que le critère est défini en deux morceaux en fonction du signe de la contrainte  $\sigma_{zz}$ .

Le critère proposé par Marion [58] et repris par Lorriot [60] considère lui aussi le signe de la contrainte interlaminaire. La résistance en compression n'est pas introduite, mais l'effet d'une contrainte en compression est pris en compte grâce au terme linéaire :

$$\left(\frac{\bar{\tau}_{xz}}{S_{xz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\tau}_{yz}}{S_{yz}}\right)^2 + \frac{\bar{\sigma}_{zz}}{Z_t} = 1 \quad (36)$$

Dans [59] ce critère a été modifié en utilisant la résistance en traction  $Z_t$  ou compression  $Z_c$  au terme linéaire en fonction de la contrainte calculée. L'avantage de cette approche est qu'elle prend en compte l'effet bénéfique d'une contrainte  $\sigma_{zz}$  en compression. L'inconvénient est que le terme linéaire de la contrainte  $\sigma_{zz}$  a plus de poids que les termes quadratiques, son influence sur les prédictions est alors plus forte que celle des autres composantes.

Dans le critère proposé par Kim [52] les différences entre les résistances en compression et en traction sont directement introduites avec un terme quadratique et un terme linéaire :

$$\left(\frac{\bar{\tau}_{xz}}{S_{xz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\tau}_{yz}}{S_{yz}}\right)^2 + \left(\frac{\bar{\sigma}_{zz}^2}{Z_t Z_c}\right) + \bar{\sigma}_{zz} \left(\frac{1}{Z_t} - \frac{1}{Z_c}\right) = 1 \quad (37)$$

Dans ce critère une contrainte de compression augmente la résistance totale au délaminage parce que le terme linéaire peut changer le signe.

Une autre approche pour prendre en compte l'effet de renforcement d'une contrainte interlaminaire de compression sur la résistance en délaminage est proposé par Xiao [61] dans le cadre d'essais de cisaillement interlaminaire. Le critère intègre l'effet bénéfique d'une contrainte de compression  $\sigma_{zz}$  par la mise en place d'une loi de type de Coulomb-Mohr qui caractérise la résistance  $S_{SR}$  en cisaillement en fonction de deux paramètres à identifier  $f_0$ ,  $\alpha$ . De plus de manière à représenter les zones de dominance de la compression transverse (pour de fortes valeurs de compression) et de dominance de cisaillement (pour les faibles valeurs de compression) il propose un seuil de transition caractérisé par le paramètre  $\beta$  :

$$\left(\frac{\sigma_{zz}^t}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{xz}}{S_{xz} + S_{SR}}\right)^2 + \left(\frac{\langle (\sigma_{zz}^c / Z_c) - \beta \rangle}{1 - \beta}\right)^2 = 1 \quad (38)$$

$$S_{SR} = f \cdot \sigma_{zz}^c = f_0 \cdot \sigma_{zz}^c \left(1 - \alpha \frac{\sigma_{zz}^c}{Z_c}\right)$$

$\sigma_{zz}^t, \sigma_{zz}^c$  - contraintes interlaminaire d'ouverture en traction et en compression

$\langle \rangle$  - parenthèses de Macaulay ; 0 si  $\langle x \rangle < 0$ ,  $x$  si  $\langle x \rangle > 0$

$\alpha, \beta, f_0$  - coefficients

Un point critique est qu'il y a trois paramètres à déterminer expérimentalement ce qui demande une campagne d'essais importante et que l'effet dominant de la compression apparait pour de très fortes valeurs de contrainte  $\sigma_{zz}/Z_c$  aux environs de 0,6.

Un critère couplant l'effet bénéfique de la contrainte  $\sigma_{zz}$  négative et prenant en compte toutes les contraintes interlaminaires a été proposé par Duplessis [102]. Le critère s'écrit :

$$\left( \frac{\langle \sigma_{zz} \rangle^+}{Z_t} \right)^2 + \left( \frac{\langle \sqrt{\sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2} + k \cdot \langle \sigma_{zz} \rangle^- \rangle^+}{S} \right)^2 = 1 \quad (39)$$

$\langle \rangle$  - parenthèses de Macaulay ; 0 si  $\langle x \rangle^+ < 0$ ,  $x$  si  $\langle x \rangle^+ > 0$ ; 0 si  $\langle x \rangle^- > 0$ ,  $x$  si  $\langle x \rangle^- < 0$   
 $k$  - paramètre de couplage

La particularité du critère est qu'il est supposé que les cisaillements  $\sigma_{xz}$  et  $\sigma_{yz}$  ont le même effet sur l'amorçage en calculant la résultante des deux composantes. L'effet bénéfique d'une contrainte  $\sigma_{zz}$  négative sur la résistance au délaminage est introduite avec le paramètre  $k$ . Ce critère a été utilisé pour prévoir l'amorçage de délaminage des stratifiés  $[0_2/\pm 45_2/90_2]_s$ . Les différentes composantes de la contrainte interlaminaire ont été calculées en utilisant une seule longueur mais aussi avec deux longueurs différentes, une pour  $\sigma_{zz}$  et une pour le cisaillement. Le calcul avec deux paramètres a donné des meilleurs résultats mais pour l'auteur la signification physique de deux longueurs n'est pas claire, aussi il se focalise sur les résultats avec une seule longueur. L'avantage fort du critère proposé est qu'il permet de réduire le nombre de paramètres en utilisant la résultante du cisaillement.

Un critère qui prend en compte les trois composantes de la contrainte interlaminaire semble le plus précis pour prédire l'amorçage de délaminage. Dans tous les cas les prédictions des critères au bord libre présentés dépendent fortement des valeurs de contraintes calculées dans la zone au bord. Ces valeurs peuvent être déterminées avec des approches analytiques ou des modèles éléments finis. Si les valeurs d'entrée des critères sont les contraintes moyennées sur une certaine zone au bord, un point important est la stratégie d'identification de la taille de cette zone. Le paragraphe suivant présente une démarche pour déterminer les paramètres des critères.

### I.5.3 Identification des paramètres de critères

L'étude de Lorriot [60] présente une méthode d'identification des paramètres d'un critère de délaminage aux bords libres. La contrainte d'amorçage de délaminage aux bords en mode III et mixte a été déterminée par des essais statiques en traction. Afin de prendre en compte l'effet de l'épaisseur sur la contrainte d'amorçage, des plaques avec plusieurs nombres de plis ont été testées.

En mode III, des stratifiés  $[+\theta / -\theta]_s$  à  $10^\circ$ ,  $20^\circ$  et  $30^\circ$  de 1 à 9 plis ont été testés et arrêtés dès qu'un délaminage a été détecté avec un système d'émission acoustique. Les contraintes interlaminaires des différents stratifiés ont été calculées numériquement avec le logiciel CLEOPS. Le critère proposé pour le délaminage en mode III est :

$$\frac{|\bar{\sigma}_{yz}|}{\sigma_{yz}^D} = 1 \quad \text{avec} \quad \bar{\sigma}_{yz} = \frac{1}{y_{0,yz}} \int_0^{y_{0,yz}} |\sigma_{yz}| dy \quad (40)$$

Les paramètres inconnus sont alors la contrainte à rupture  $\sigma_{yz}^D$  et la distance caractéristique  $y_{0xz}$  sur laquelle la contrainte moyenne a été calculée. Globalement on cherche la distance  $y_{0xz}$  pour laquelle les contraintes  $\sigma_{yz}^D$  sont les mêmes pour les différents nombres de plis. Les évolutions des contraintes  $\sigma_{yz}$  pour les différentes épaisseurs de stratifié  $h$  en fonction de la longueur pour calculer les contraintes moyennées  $y_{0xz}$  sont montrées dans la Figure 19. Les valeurs identifiées du critère se trouvent à l'intersection des courbes.

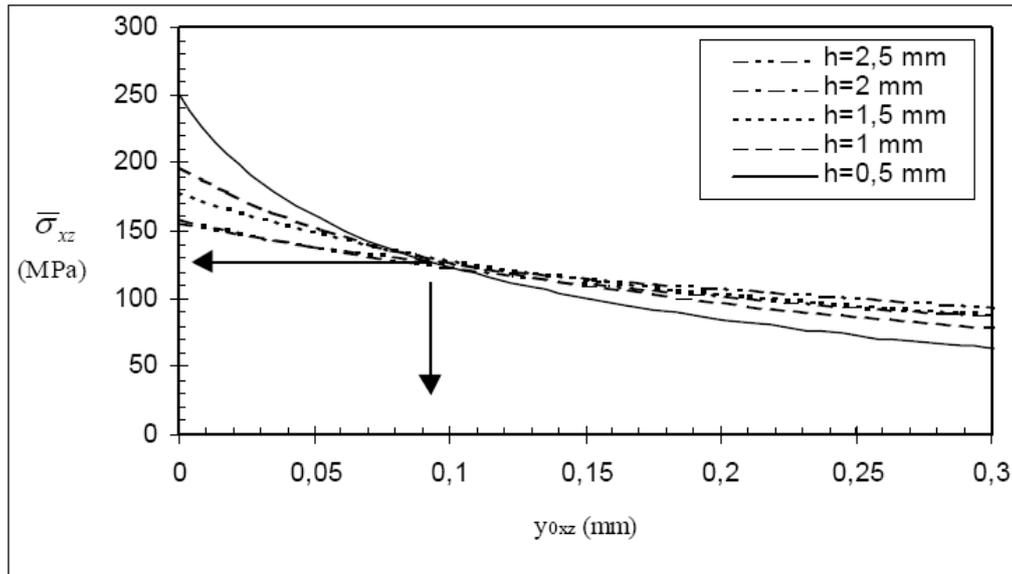


Figure 19 : Méthode d'identification des paramètres du critère d'amorçage de délaminage d'après Lorriot [60]

Sous forme d'équation l'optimisation des paramètres se fait en minimisant la fonction :

$$\Gamma(y_{0yz}, \sigma_{yz}^D) = \frac{1}{N_e} \sum_{i=1}^{N_e} \left[ \frac{1}{N_{ee}(i)} \sum_{j=1}^{N_{ee}(i)} \left( 1 - \frac{N_{xx}^{TH i}}{N_{xx}^{EXP ij}} \right)^2 \right] \quad (41)$$

$N_e$  - nombre d'épaisseurs testées pour ce stratifié

$N_{ee}$  - nombre d'éprouvettes testées par épaisseur

$N_{xx}^{exp}$  - contrainte globale appliquée sur l'éprouvette au moment d'amorçage

$N_{xx}^{TH}$  - contrainte moyenne d'amorçage par épaisseur de stratifié utilisée pour les simulations

Pour les différentes valeurs de  $N_{xx}^{TH}$ , le critère de rupture a été calculé en faisant varier la valeur de  $y_{0xz}$ . Les valeurs obtenues au final,  $\sigma_{yz}^D = 164 \text{ MPa}$  et  $y_{0yz} = 50 \text{ }\mu\text{m}$ , ne dépendent pas de l'épaisseur du stratifié et sont en bon accord avec les résultats expérimentaux.

Les essais en mode mixte ont été fait avec des stratifiés  $[+15_n/90_{n/2}/-15_n]_s$ , le critère proposé prend en compte la contrainte  $\sigma_{zz}$  avec un terme linéaire :

$$\frac{\bar{\sigma}_{zz}}{\sigma_{zz}^D} + \left( \frac{\bar{\sigma}_{xz}}{\sigma_{xz}^D} \right)^2 + \left( \frac{\bar{\sigma}_{yz}}{\sigma_{yz}^D} \right)^2 = 1 \quad (42)$$

Il est supposé que les distances ne changent pas. Il reste alors deux paramètres à déterminer,  $\sigma_{zz}^D$  et  $y_{0zz}$ . La valeur obtenue de  $y_{0zz} = 257 \mu m$  égale à deux épaisseur de pli semblait très élevé. La valeur de  $\sigma_{zz}^D = 11 MPa$  est très faible par rapport à valeur à rupture transverse du pli  $Y = 50 MPa$ . Néanmoins une bonne corrélation entre les prédictions du critère et les essais a été trouvée pour les stratifiés avec des interfaces  $15/90^\circ$ . Pour vérifier les paramètres déterminés, des essais avec des stratifiés  $[+30_n/90_{n/2}/-30_n]_s$  ont été réalisés. Une simulation avec les valeurs de  $\sigma_{zz}^D$  et  $y_{0zz}$  déterminées pour l'interface  $15/90^\circ$  a été faite pour les stratifiés à l'interface  $30/90^\circ$ . La contrainte d'amorçage prédite par le critère est plus faible de 25% que les valeurs expérimentales.

Le critère et la méthode d'identification proposée marche bien pour l'amorçage de délaminage, mais en mode mixte les résultats ne sont pas fiables.

La même méthode d'identification des paramètres utilisés par Lorriot [60] a été reprise par Lagunegrand [59]. D'abord les paramètres ont été déterminés avec des essais  $[+\theta / -\theta]_s$ . Il a été supposé que les paramètres sont les mêmes que pour les autres sollicitations, il a été trouvé  $\sigma_{xz}^D = \sigma_{yz}^D = 265 MPa$  et  $y_{0xz} = y_{0yz} = 11 \mu m$ .

L'influence d'une contrainte  $\sigma_{zz}$  positive ou négative a été étudiée avec des essais sur des stratifiés sandwich  $[+15_n/90_{n/2}/-15_n]_s$  et  $[+30_n/90_{n/2}/-30_n]_s$  testés sous charge de flexion. Ce chargement met un côté du sandwich sous charge  $\sigma_{zz}$  positive, l'autre côté avec  $\sigma_{zz}$  négatif. Le critère proposé est celui de Lorriot [60] en mode mixte avec un terme linéaire pour la contrainte  $\sigma_{zz}$  :

$$\frac{\bar{\sigma}_{zz}}{\sigma_{zz}^{Di}} + \left( \frac{\bar{\sigma}_{xz}}{\sigma_{xz}^D} \right)^2 + \left( \frac{\bar{\sigma}_{yz}}{\sigma_{yz}^D} \right)^2 = 1 \quad \text{avec} \quad \begin{cases} i = T \text{ si } \sigma_{zz} > 0 \\ i = C \text{ si } \sigma_{zz} < 0 \end{cases} \quad (43)$$

Pour le cas d'une contrainte  $\sigma_{zz}$  positive ( $\sigma_{zz}^{DT} = 13 MPa$ ,  $y_{0zz}^T = 233 \mu m$ ) une bonne corrélation entre les prédictions du critère et les résultats expérimentaux a été trouvée pour les deux types d'interfaces,  $15/90^\circ$  et  $30/90^\circ$ . Pour une contrainte  $\sigma_{zz}$  négative ( $\sigma_{zz}^{DC} = 33 MPa$ ,  $y_{0zz}^C = 235 \mu m$ ) une bonne corrélation pour l'interface  $15/90$  mais des moins bons résultats pour l'interface  $30/90^\circ$  ont été obtenus.

L'influence de la contrainte  $\sigma_{zz}$  a été montrée par une comparaison des résultats expérimentaux avec un critère sans terme de contrainte hors-plan  $\sigma_{zz}$  :

$$\left( \frac{\bar{\sigma}_{xz}}{\sigma_{xz}^D} \right)^2 + \left( \frac{\bar{\sigma}_{yz}}{\sigma_{yz}^D} \right)^2 = 1 \quad \text{avec} \quad \begin{cases} y_{0xz} = y_{0yz} = 11 \mu m \\ \sigma_{xz}^D = \sigma_{yz}^D = 265 MPa \end{cases} \quad (44)$$

Ce critère est en bonne corrélation avec les résultats des essais à  $[+\theta / -\theta]_s$  mais pour les stratifiés  $[+15_n/90_{n/2}/-15_n]_s$  en mode mixte, le critère prédit une contrainte d'amorçage plus élevée. La distance  $y_{0xz}$  est très faible ce qui explique la valeur élevée de  $\sigma_{xz}$ . Le critère est alors calculé très

proche du bord dans la zone de forte influence, la valeur obtenue pour la contrainte à rupture en cisaillement est beaucoup plus élevée que la valeur expérimentale.

La contrainte  $\sigma_{zz}$  joue un rôle non négligeable. En mode mixte, le critère avec un terme linéaire en  $\sigma_{zz}$  donne des bonnes prédictions pour une contrainte  $\sigma_{zz}$  positive mais pour une contrainte négative la précision des résultats est moins bonne.

La même stratégie d'identification des paramètres mais avec un paramètre supplémentaire  $k$  qui prend en compte le couplage entre une contrainte  $\sigma_{zz}$  négative et le cisaillement a été utilisé par Duplessis [102]. Les prédictions du critère avec les paramètres identifiés sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. Par contre les contraintes à rupture identifiées sont loin des valeurs expérimentales ( $Y_t^{exp} = 50 \text{ MPa}$ ,  $S^{exp} = 100 \text{ MPa}$ ;  $Y_t^{sim} = 25 \text{ MPa}$ ,  $S^{sim} = 165 \text{ MPa}$ ) et la longueur caractéristique est très petite ( $l = 0.005 \text{ mm}$ ). Malgré la bonne corrélation avec les essais la signification physique des valeurs identifiées et la validité pour des autres stratifiés peuvent être mises en question.

La méthode proposée permet d'identifier les paramètres d'un critère pour des épaisseurs de stratifié différentes à partir des données expérimentales par un calcul de contraintes semi-analytiques. L'avantage de la méthode est que la signification physique des différents paramètres est claire et la stratégie de l'identification simple à implémenter. L'inconvénient est que les évolutions des contraintes en fonction de la distance du bord ne sont pas prises en compte. On cherche simplement à minimiser l'écart entre les prédictions pour les différents stratifiés. Cette approche pragmatique peut mener à des valeurs des paramètres éloignées des caractéristiques du matériau ce qui met en question la signification des valeurs obtenues.

Un critère basé sur les contraintes interlaminaires avec une stratégie d'identification des paramètres proche de celle présentée précédemment sera mis en place dans le chapitre IV.

## I.6 Etat de l'art de la modélisation des zones de reprise de plis

### I.6.1 Approches analytiques

Pour être capable de comprendre les phénomènes ou même de prévoir une défaillance dans une zone de reprise de plis, il est indispensable de disposer d'une méthode qui permette de calculer précisément l'état de contrainte. De nombreux auteurs [36, 85, 91, 86, 89, 88] ont trouvé que le calcul des contraintes directement à la reprise de plis posent des problèmes à cause de la singularité des contraintes à cet endroit.

Afin de calculer l'évolution des contraintes interlaminaires autour des reprises de plis les approches proposées dans la littérature [25, 27, 38, 87, 90, 92, 93] se basent sur l'écriture de l'équilibre global dans la zone de reprise de plis. Avec des conditions limites et en considérant la continuité du déplacement et de la force, un système d'équations différentielles linéaires peut être établi. La solution de ce système permet de calculer les déformations en considérant un comportement matériau linéaire-élastique.

Les auteurs de [25, 87, 92, 93] considèrent une couche isotrope de résine entre les plis autour de la zone de reprise de plis qui contribue au transfert de charge (Figure 20).

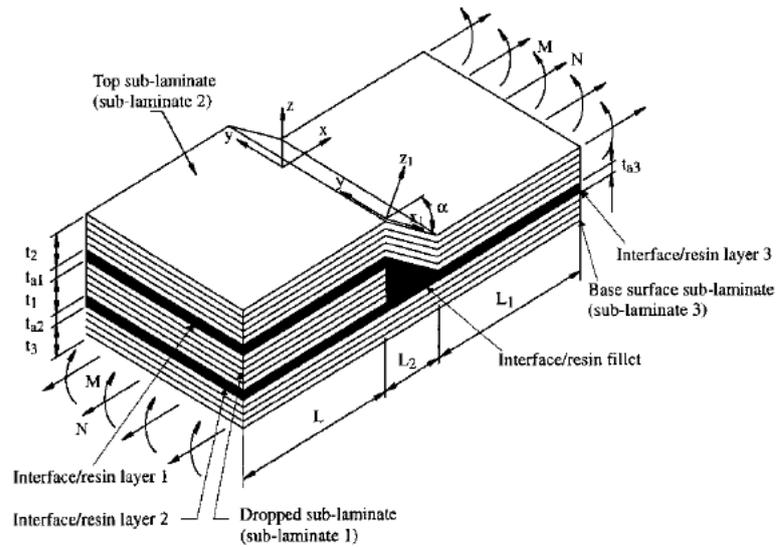


Figure 20 : Modèle analytique de reprise de plis de Mortensen [92] avec une couche de résine autour des plis adjacents

La solution du système d'équations résultant de l'équilibre permet de tracer l'évolution des contraintes interlaminaires de cisaillement  $\tau_a$  et d'ouverture  $\sigma_a$  (Figure 21).

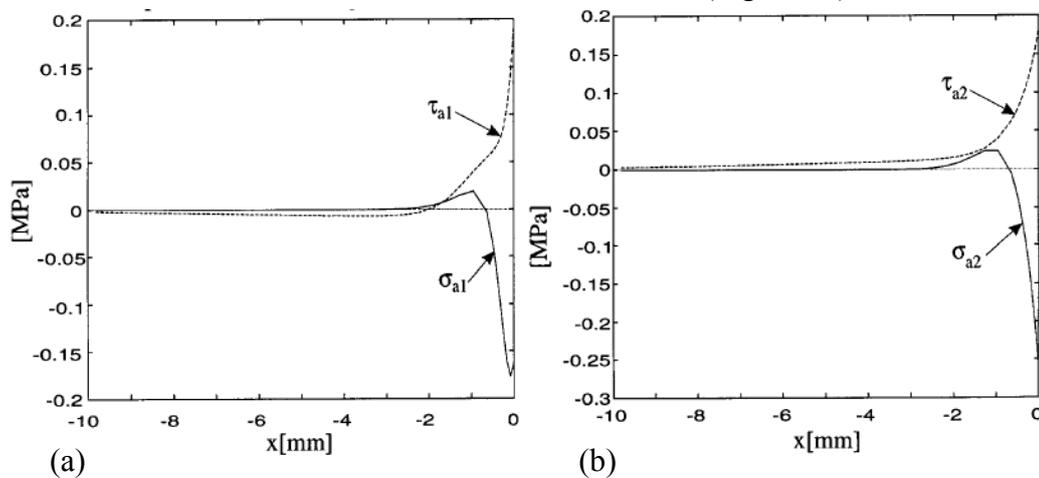


Figure 21 : Contrainte interlaminaire de cisaillement  $\tau_a$  et d'ouverture  $\sigma_a$  dans la couche de résine 1 en haut (a) et la couche de résine 2 en bas (b) de la Figure 20

Il a été montré que ces approches analytiques permettent de calculer l'état de contrainte interlaminaire autour d'une reprise de plis. La contrainte  $\sigma_a$  tend vers l'infini. L'inconvénient des approches trouvées dans la littérature est qu'elles ne prennent pas en compte le couplage entre l'effet de la reprise et l'effet de bord libre. Les contraintes calculées correspondent à l'état de contrainte au milieu de l'éprouvette. Cette approche n'est alors pas utilisable pour étudier les phénomènes d'endommagements des éprouvettes de taille réelle sous condition d'essais.

## I.6.2 Approches éléments finis 2D

### I.6.2.1 Calcul des contraintes interlaminaires

L'objectif du calcul des contraintes interlaminaires autour des reprises de plis est de prévoir l'amorçage de défaut, notamment le délaminage. Shim [27] a implémenté un modèle 2D en contraintes planes avec des éléments rectangulaires à 8 nœuds pour calculer les contraintes interlaminaires autour de la reprise de plis et comparer les résultats à un modèle analytique. Il a été supposé que la résine dans la zone triangulaire ne transfère pas de charge, elle a été laissée vide. Pour augmenter la précision sans augmenter le temps de calcul de manière exorbitante, le maillage a été raffiné en deux étapes autour de la zone triangulaire sur la longueur de l'éprouvette. Afin d'évaluer les valeurs numériques une étude de raffinement dans l'épaisseur a été réalisée. Il a été trouvé que les valeurs convergent à partir d'une taille d'élément de  $0,25 \times$  l'épaisseur d'un pli.

Le modèle utilisé par He [28] est aussi raffiné aux coins de la zone triangulaire et utilise des éléments finis à 8 nœuds rectangulaires et à 6 nœuds triangulaires. La poche de résine est remplie, ce modèle suppose alors que la résine contribue au transfert de charge. Afin de représenter l'interface entre les plis, une couche de résine de  $0,1 \times$  l'épaisseur d'un pli a été insérée entre les plis. L'influence de la couche de résine a été étudiée et il a été trouvé qu'une couche épaisse et rigide augmente la résistance globale au délaminage. Avec les contraintes interlaminaires dans la couche de résine, un critère de Von Mises modifié et le critère de contrainte maximale en cisaillement ont été utilisés pour prévoir l'amorçage de délaminage.

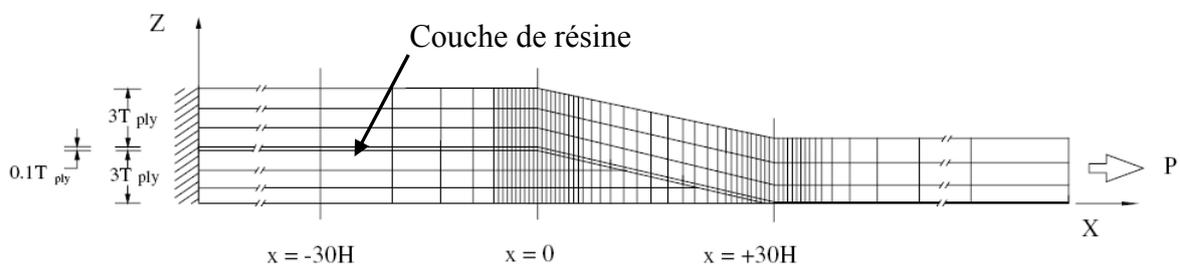


Figure 22 : Modèle éléments finis de [28] avec une couche de résine entre les plis

Varughese [30] a traité le problème de raffinement autour de la reprise de plis avec une approche globale-locale. Cette méthode permet d'étudier les effets locaux en isolant la partie intéressante de la structure. Les avantages mentionnés par [83, 84, 97] sont un gain de temps de calcul et une augmentation de la précision des résultats dans la zone d'étude.

Appliqué aux zones de reprise de plis, le modèle utilisé par Varughese [30] représente la zone autour de la reprise de pli. Les déplacements du modèle global ont été interpolés afin de les introduire comme conditions limites pour le modèle local. Pour calculer les contraintes autour de la reprise un nouvel élément plaque 2D a été développé qui permet de placer la reprise de pli dans l'élément. Le maillage est alors indépendant de la position de la reprise.

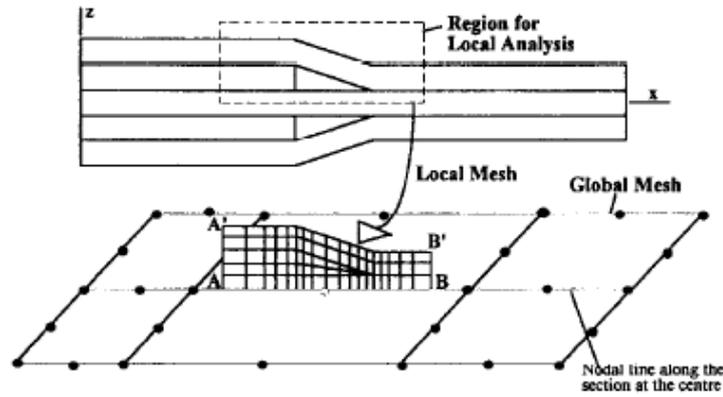


Figure 23 : Modèle global-local de Varughese [30]

Le maillage du modèle local est montré Figure 24. L'étude a montré qu'une approche globale-locale avec un raffinement en local permet d'augmenter la précision localement, le temps de calcul reste raisonnable.

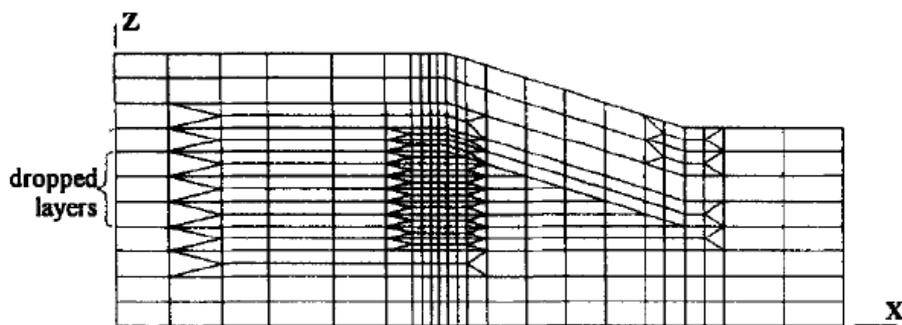


Figure 24 : Maillage raffiné du modèle local de Varughese [30]

Le modèle global-local ainsi que le nouvel élément développé par Varughese [30] ont été repris et modifiés par Mukherjee [31, 32]. Une couche de résine a été insérée entre les plis dans le modèle local ce qui permet de calculer les contraintes interlaminaires dans la couche de résine. Mukherjee [32] utilise un critère de contrainte maximale pour prévoir la rupture de la résine. L'amorçage de délaminage a été traité par un critère Tsai-Wu adapté pour qu'il ne contienne que les termes considérés dominants pour l'amorçage. En étudiant quelques paramètres des reprises de plis et se basant sur ces critères, des règles de conception pour les zones de reprise de plis ont été mises en place :

- minimiser le nombre de plis arrêtés au même endroit,
- la distance entre les reprises doit être au minimum trois fois l'épaisseur des plis arrêtés,
- les reprises de plis avec une raideur élevée ( $0^\circ$ ) doivent être situées vers la partie épaisse, les reprises avec une faible raideur ( $90^\circ$ ) vers la partie fine,

- la résistance ne change pas quand on arrête des plis d'orientations différentes, la réduction de la résistance pour une reprise avec deux plis à  $0^\circ$  est au même niveau que celle d'un groupe de plis de  $90^\circ$  et  $0^\circ$ .

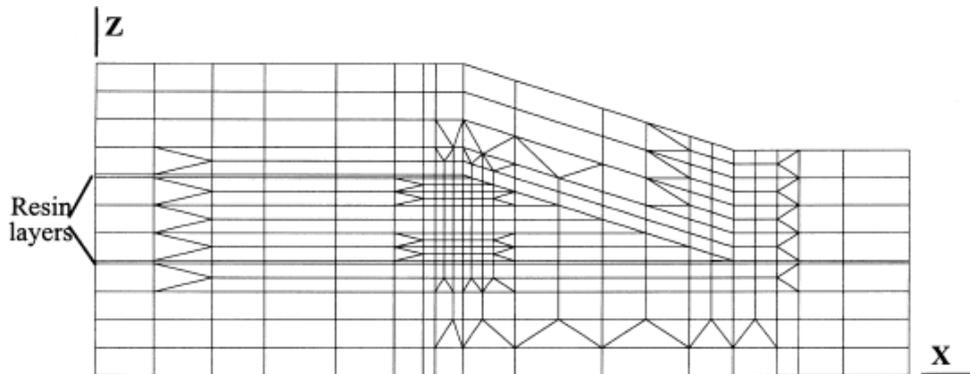


Figure 25 : Modèle local de [31, 32] avec une couche de résine entre les plis

Une approche globale-locale basée sur des méthodes numériques et analytiques est utilisée par Her [36]. Le modèle utilisé représente une reprise de plis. Il est montré Figure 26. Afin de calculer les contraintes interlaminaires dans les coins de la zone triangulaire un autre type d'élément a été développé. En se basant sur des fonctions propres pour approximer les contraintes interlaminaires, cet élément permet de traiter le problème de la singularité à l'interface entre trois matériaux différents.

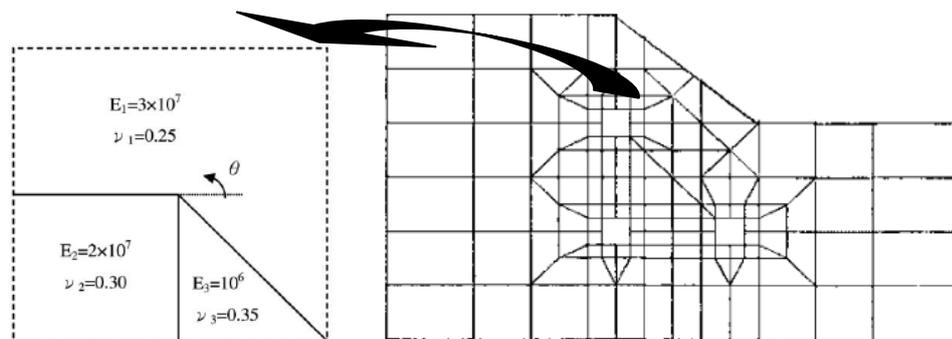


Figure 26 : Modèle de Her [36] avec des éléments particuliers dans la zone triangulaire

### I.6.2.2 Propagation de délaminage

L'objectif de Cairns [22] est de définir des règles de dessin en évaluant le risque de délaminage. Différentes configurations de reprise de plis ont été modélisées avec un modèle 2D non-linéaire. Le maillage choisi est régulier et carré, la poche de résine étant vide. Avec ce modèle basique le taux de restitution d'énergie a été calculé avec la méthode VCCT pour les différentes configura-

tions de reprise de plis afin de mettre en place des règles de conception pour les zones de reprise de plis.

Une modélisation similaire en utilisant la méthode VCCT et des éléments de 4 nœuds en contrainte plane a été utilisé par Murri [24, 26, 29] pour étudier la propagation de délaminage dans le rotor d'un hélicoptère. Ici la zone triangulaire est remplie de résine et modélisée par des éléments triangulaires à 3 nœuds. L'endroit et la direction de la propagation ainsi que la répartition des modes I et II ont été étudiées.

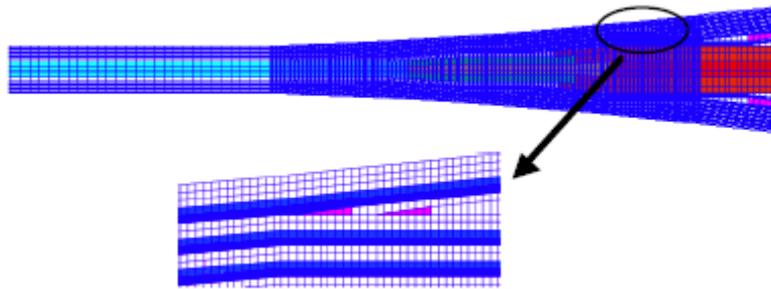


Figure 27 : Modèle élément finis de la propagation de délaminage de Murri [24, 26, 29]

Cette étude a montré qu'il est possible de traiter la propagation de délaminage aux endroits critiques par un modèle éléments finis. Dans le cadre de l'étude seulement l'amorçage de délaminage a été étudié mais il est à noter que dans une deuxième étape il serait possible d'étudier la propagation et l'influence sur le comportement global.

### I.6.3 Interaction de l'effet de bord libre et de la reprise de plis

Les modèles éléments finis présentés dans le paragraphe I.6.2 réduisent la reprise de plis à un problème 2D en supposant que les éprouvettes testées sont assez larges pour que les perturbations locales aux bords n'influencent pas le comportement global. Vizzini [37] par contre étudie l'influence de l'effet de bord pour un modèle de reprises de plis. Ils ont développé un modèle 3D d'une éprouvette avec six plis arrêtés en groupe de deux à trois endroits différents. Le modèle représente la moitié de la largeur de l'éprouvette avec des conditions de symétrie d'un côté. Il y a sept éléments dans la largeur du modèle avec une distribution non uniforme. Les premiers quatre éléments au bord ont une longueur de 1 fois l'épaisseur d'un pli, les trois suivants 6 fois, 30 fois et 60 fois. Les contraintes interlaminaires ont été calculées dans une couche de résine insérée entre les plis adjacents de  $0,1 \times$  l'épaisseur d'un pli. La géométrie de la section autour du premier groupe de plis arrêté est montrée Figure 28.

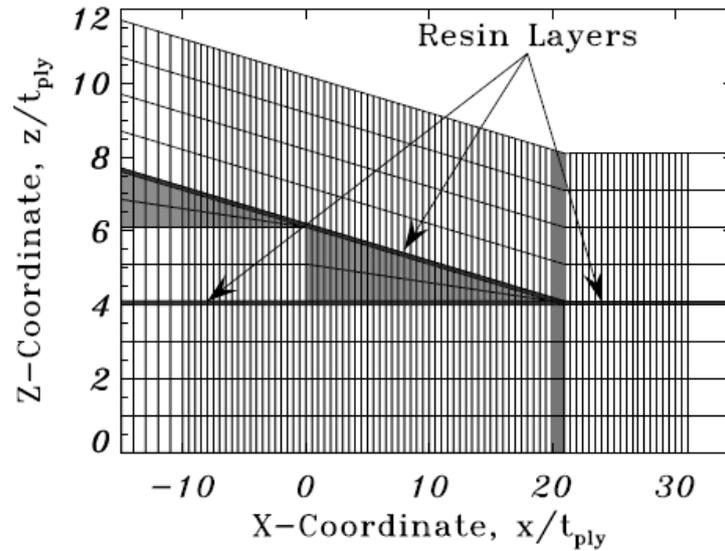


Figure 28 : Modèle éléments finis de Vizzini [37]

Les contraintes interlaminaires le long la couche de résine en bas du premier groupe de plis arrêtés sont montrées Figure 29. L'évolution des trois composantes des contraintes interlaminaires est fortement perturbée dans la zone de reprise. A part cette perturbation, on observe aussi une variation au bord de l'éprouvette vers  $y = 0$ . Cette variation au bord existe sur toute la longueur étudiée, c'est à dire à proximité de la reprise, mais aussi loin de la reprise. Il a été trouvé que l'effet de la discontinuité de la reprise de plis couplé avec l'effet de bord libre mène à des fortes surcontraintes. Pour une plaque lisse, la zone d'influence de l'effet de bord est de quelques épaisseurs de pli [33, 34, 35], cette étude par contre a montré que la zone d'influence dans la largeur de l'éprouvette est de plus de 20 fois l'épaisseur d'un pli.

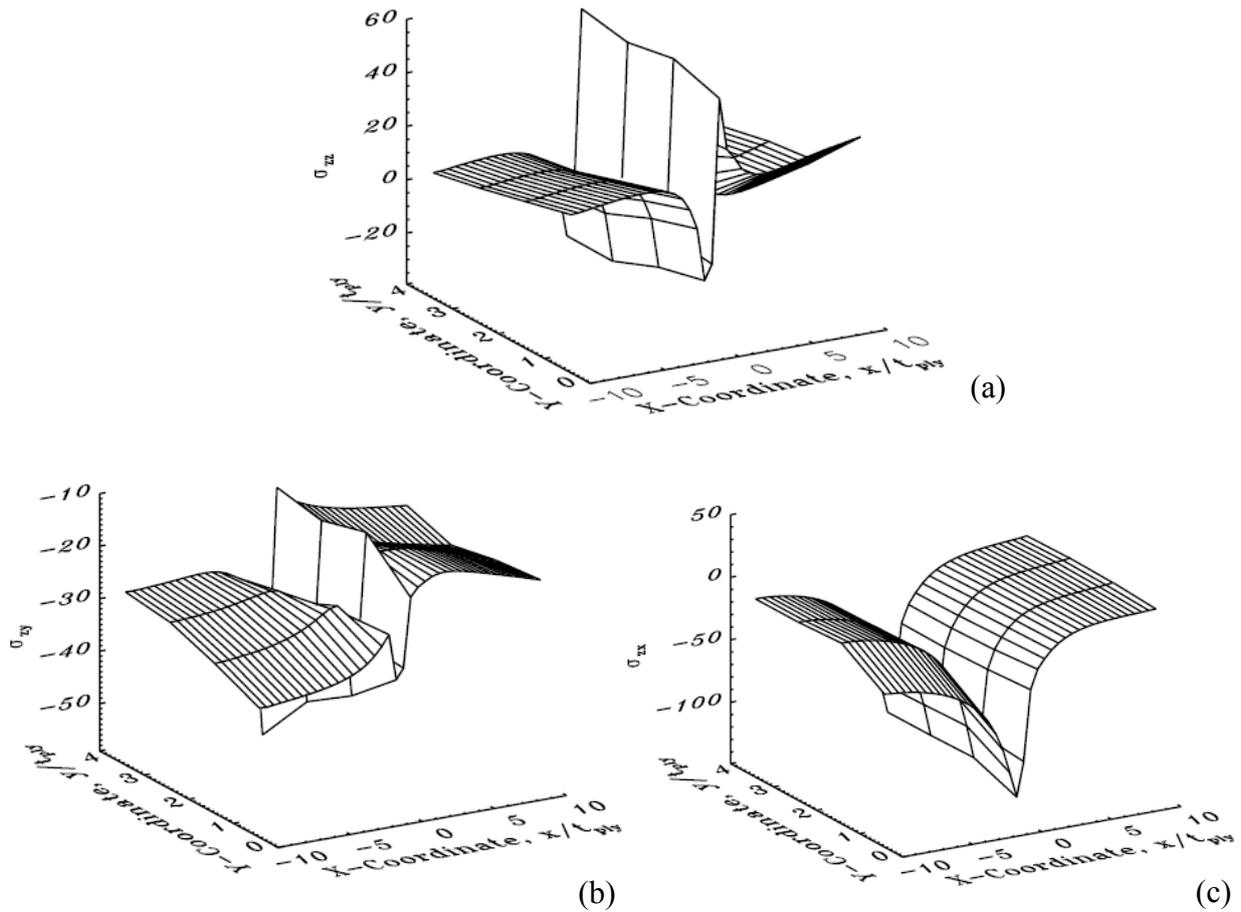


Figure 29 : Contraintes interlaminaires en 3D du bord jusqu'au milieu de l'éprouvette autour d'une reprise de plis de Vizzini [37],  $\sigma_{zz}$  (a),  $\sigma_{yz}$  (b),  $\sigma_{zx}$  (c)

Malgré un maillage relativement grossier dans la largeur cette étude a montré que le couplage des deux effets, effet de la reprise et l'effet de bord libre augmente la zone de surcontrainte au bord. L'identification des endroits critiques d'une configuration reprise de plis et l'évaluation de la criticité en termes de délaminage doit alors prendre en compte ces deux effets. Une modélisation en 3D est alors indispensable.

## I.7 Conclusions

Le mode d'endommagement des zones de reprise de plis le plus fréquent et le plus sévère est un délaminage près d'un arrêt. Plusieurs paramètres influent sur le comportement global et local des zones de reprise de plis. La plupart des études ont traité seulement de configurations avec une ou deux reprises. Peu de résultats existent pour des configurations proches des applications réelles. Afin de compléter la base de données, l'étude traitera des stratifiés proches des applications industrielles en étudiant les paramètres suivants : position des reprises de plis dans l'éprouvette, orientation des reprises de plis et stratification de base.

La durée de vie d'une pièce sous chargement de fatigue peut être prédite par des courbes  $SN$ . L'approche de Sendeckyj [64] qui se base sur la résistance résiduelle comme indicateur de la dégradation est présentée et analysée. D'un point de vue application le modèle de Sendeckyj est facile à utiliser parce qu'il suffit de déterminer deux paramètres. C'est celui que nous avons choisi pour identifier les courbes de fatigue de nos essais.

En fonction de l'état de contraintes les critères d'amorçage de délaminage proposés prennent en compte une ou plusieurs composantes des contraintes interlaminaires avec des termes linéaires ou quadratiques. Les termes linéaires permettent notamment de prendre en compte le signe des contraintes  $\sigma_{zz}$  négatives qui retardent l'apparition de délaminage. En excluant le cas des contraintes  $\sigma_{zz}$  négatives une forme quadratique qui prend en compte les trois composantes de la contrainte semble la mieux adaptée. Comme le calcul des contraintes aux zones singulières pose des problèmes numériques deux méthodes ont été proposées pour déterminer les valeurs de contraintes à utiliser pour les critères : calculer la contrainte en un point à une certaine distance de la singularité ou calculer la contrainte moyenne sur une certaine longueur. La méthode avec une longueur prend en compte l'évolution de la contrainte ce qui la rend plus robuste. Il a été montré qu'avec une méthode d'optimisation pour déterminer les paramètres à partir des résultats expérimentaux il est possible d'obtenir un jeu de paramètres valables pour des cas de charge différents.

La modélisation des zones de reprises de plis en 2D a deux objectifs, le calcul des contraintes interlaminaires et l'estimation de la propagation des fissures. Des approches de calcul global-local ont été mises en place en raffinant le maillage localement autour de la reprise de plis. Cette méthode permet de minimiser le temps de calcul et d'augmenter la précision des résultats dans la zone singulière aux coins de la reprise de plis. Un modèle éléments finis en 3D des reprises de plis a montré que le couplage de l'effet de bord et de la reprise augmente la taille de la zone de surcontraintes au bord. Pour étudier l'état de contraintes des éprouvettes de reprises de plis un modèle en 3D est alors indispensable.



## Chapitre II : Conception et instrumentation des éprouvettes

### II.1 Intention et limitation

Les éprouvettes testées doivent être représentatives d'une structure réelle. En même temps l'objectif est de tester les cas les plus critiques d'un point de vue tolérance aux défauts et durée de vie. Deux stratifications de base largement utilisées pour les applications industrielles sont les fortement orientées et les quasi-isotropes. Avec ces deux stratifications, deux types d'éprouvettes ont été définies : une qui passe de fortement orientée dans la partie épaisse à fortement orientée dans la partie fine, l'autre de quasi-isotrope dans la partie épaisse à fortement orientée dans la partie fine.

L'objectif de l'étude est d'étudier l'influence de certains paramètres sur l'endommagement et la tenue structurale, notamment le positionnement des reprises de plis, leur orientation et le séquençement des stratifiés de base. La démarche qui a été choisie pour mettre en place des configurations d'éprouvettes permettant d'étudier l'influence de ces paramètres est la suivante :

- tout d'abord définir une enveloppe de toutes les configurations possibles en se basant sur les règles de conception,
- puis mettre en place un modèle éléments finis simplifié qui permette d'évaluer l'influence des différents paramètres et les différences entre les configurations proposées,
- et enfin définir les éprouvettes qui seront testées.

Les essais doivent être représentatifs du comportement des zones de reprise de plis dans des panneaux soumis à un chargement dans le plan. La déformation hors-plan sous charge de traction ou de compression de ces panneaux est faible parce qu'ils sont soit symétriques soit ils disposent d'un support. Les essais doivent représenter ces conditions, mais en même temps prendre en compte les limitations des moyens de fabrication à notre disposition. Pour cette raison la géométrie choisie est non-symétrique avec un dispositif de limitation en flexion qui supporte l'éprouvette sous charge de compression ce qui minimise la déformation hors-plan. La largeur de l'éprouvette doit être choisie assez grande pour éviter une prédominance des effets de bord sur les autres phénomènes de dégradation situés à une certaine distance des bords. De plus l'installation de tout l'équipement de mesure sur l'éprouvette doit être possible. La largeur maximale est limitée par les outils de serrage de la machine d'essai et le coût de la fabrication. Ces contraintes doivent être prises en compte lors de la définition des éprouvettes.

La première partie du chapitre est de définir les configurations selon la procédure décrite plus haut. Le modèle éléments finis permet également d'étudier l'influence de certaines conditions d'essais sur le comportement des éprouvettes sous charge. La dernière partie du chapitre présente la fabrication des éprouvettes et les moyens de suivi des essais pour mesurer l'état de la dégradation.

## II.2 Définition du périmètre des configurations de reprise de plis

### II.2.1 Règles de conceptions industrielle

#### II.2.1.1 Règles pour la conception d'un stratifié

La définition des stratifiés permettant d'étudier l'influence des différents paramètres des reprises de plis est un point central de l'étude. D'un côté il est indispensable de faire varier la position des arrêts dans une large plage pour obtenir un maximum de variation du comportement. D'un autre côté on doit respecter les règles de conception des stratifiés définies par Airbus. Les règles à respecter pour représenter des applications Airbus réelles sont les suivantes :

1. Stratifié symétrique, ça veut dire que pour chaque pli avec un angle de  $+\theta$  à une distance  $z_i$  de l'axe de symétrie, il y a un pli à  $-\theta$  à une distance  $-z_i$ .
2. Quand il n'est pas possible d'obtenir un stratifié symétrique, il faut garder l'asymétrie la plus proche possible de l'axe de symétrie.
3. Stratifié équilibré avec le même nombre de plis avec un angle de  $+\theta$  et avec  $-\theta$ .
4. Les plis de même orientation doivent être distribués régulièrement dans le stratifié.
5. Afin de minimiser les effets de cisaillement interlaminaire il faut limiter l'angle entre deux plis adjacents.
6. Pour réduire le risque de microfissuration le nombre de plis adjacents avec la même orientation ne doit pas dépasser  $n = 3$ .
7. Un stratifié avec des plis à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$  doit contenir au moins un taux de 8% de chaque orientation.
8. Une zone d'introduction d'effort nécessite les quatre orientations ( $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$ ,  $90^\circ$ ) et devrait être quasi isotrope.

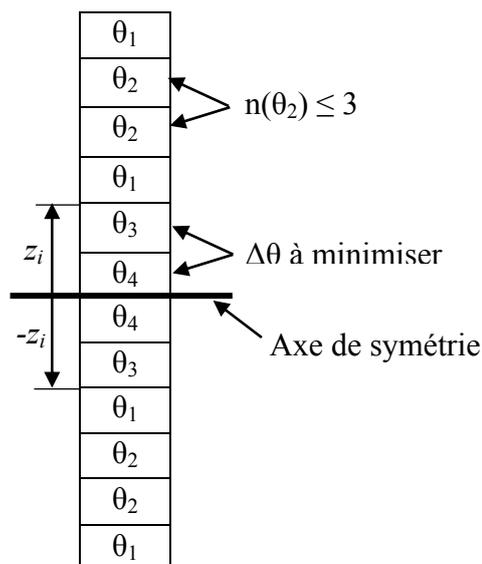


Figure 30 : Règles de conception d'un stratifié

### II.2.1.2 Règles pour la conception des zones de reprise de plis

La conception des zones de reprise de plis est aussi soumise à certaines règles. Afin de ne pas trop s'éloigner des structures réelles ces règles ont été aussi prises en compte. Les directives suivantes s'ajoutent aux règles précédentes :

9. Les plis à l'extérieur doivent être continus
10. Les pentes de la zone de reprise :
  - a. 3° en direction de la charge
  - b. 5,7° dans une direction non-chargée
  - c. 11° pour des applications particulières
11. Ne pas arrêter plus de deux plis en même endroit pour éviter des délaminages
12. Chaque trois plis arrêtés il faut un pli qui couvre les plis arrêtés
13. Le stratifié dans la zone de reprise doit suivre les mêmes règles que le stratifié complet, garder la symétrie et l'équilibre
14. Distribuer les reprises tour à tour loin et proche de l'axe de symétrie du stratifié

### II.2.2 Mise en place des stratifiés de base

Dans le cadre de l'étude deux combinaisons de stratification de base seront testées. Une qui passe de fortement orientée dans la partie épaisse à fortement orientée dans la partie fine (FO - FO) et une de quasi-isotrope à fortement orientée (QI - FO).

L'épaisseur et l'empilement des stratifications de base dépendent surtout des moyens expérimentaux à disposition. Une machine d'essais hydraulique avec une capacité maximale de 250 kN a été utilisée pour tous les essais. Afin de réduire le risque de perturbation des résultats par des désalignements et les effets de bord, la largeur des éprouvettes a été fixée à 50 mm.

Une méthode pour estimer la tenue des éprouvettes reprise de plis est de supposer que la tenue globale est égale à la tenue de la partie fine seule. La première étape est alors de définir la stratification de la partie fine. Comme elle doit être fortement orientée, 50% des plis doivent être à 0°. Une autre contrainte est que les plis à l'extérieur doivent être à 90° pour limiter l'ouverture de fibres à l'extérieur. Avec les restrictions données par les règles de conception et les limitations de la machine d'essais le nombre maximal de plis à 0° se réduit à 6.

En respectant les règles 1 à 8 la stratification suivante pour la partie fine de toutes les configurations a été proposée :

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

En tenant compte des règles de conception et afin d'obtenir la stratification équilibrée avec une distribution régulière des orientations de 20 à 12 plis choisie pour la partie épaisse fortement orienté est la suivante :

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

Pour définir des stratifiés symétriques pour les parties épaisses quasi-isotrope, la moitié du nombre total des plis doit être un multiple de quatre (quatre orientations différentes). Un stratifié de 24 plis a été choisi, avec la symétrie, il y a donc 12 plis à distribuer dans l'épaisseur.

Afin de respecter au mieux toutes les règles de conception, la stratification suivante a été déterminée pour la partie épaisse quasi-isotrope :

$[90/45/0/-45/90/45/0/-45/90/45/0/-45]_s$

### II.2.3 Définition des configurations possibles

Les stratifiés de base dans la partie épaisse et la partie fine sont les mêmes pour toutes les configurations considérées. Il a été essayé d'étudier indépendamment l'influence de la position et de l'orientation des reprises de plis le long et dans l'épaisseur en évitant de changer plusieurs paramètres influents en même temps. Les stratifications FO – FO passent de 20 à 12 plis, il y a alors 8 reprises de plis, il a été défini que la numérotation commence avec la reprise 1 la plus proche de la partie fine. En respectant les règles de conception, il est possible de permuter la position des reprises sur la longueur de l'éprouvette (numéro reprise 1 à 8) pour obtenir 12 configurations possibles (montrées en annexe). Un exemple pour une configuration FO – FO (v2) est montré dans la Figure 31.

Le même principe a été utilisé pour les configurations QI – FO. Elles passent de 24 à 12 plis, il y a alors 12 reprises de plis. La configuration QIv9 est montrée à titre d'exemple dans la Figure 32. En respectant les règles de conception, la permutation de la position des reprises entre 1 et 12 mène aux 12 configurations montrées en annexe.

No.	8	7	6	5	4	3	2	1		
20	90	90	90	90	90	90	90	90	90	
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
18	0	0								x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
16	-45	-45	-45	-45	-45	-45				x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
14	45	45	45	45						x
13	0	0	0	0	0	0	0	0		x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
8	0	0	0	0	0	0	0	0		x
7	45	45	45							x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
5	-45	-45	-45	-45	-45					x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
3	0									x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	

Reprises de plis  
marquées en gris

Figure 31 : Séquence d'empilement d'une configuration FO – FO appelé v2

No.	12	11	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1		
24	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	
23	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
22	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
21	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45				x
20	90	90												x
19	45	45	45	45	45	45								x
18	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
17	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
16	90	90	90	90	90	90	90	90						x
15	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45		x
14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
13	-45	-45	-45	-45										x
12	-45	-45	-45											x
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45			x
9	90	90	90	90	90	90	90							x
8	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
7	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
6	45	45	45	45	45									x
5	90													x
4	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45					x
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	

Reprises de plis  
marquées en gris

Figure 32 : Séquence d'empilement d'une configuration QI – FO appelé QIv9

## II.3 Etude numérique sur l'influence des paramètres locaux de la zone de reprise de plis

### II.3.1 Objet du modèle éléments finis

La mise en place d'un modèle éléments finis paramétré permettra d'explorer l'influence des paramètres précédemment définis. Il a été trouvé que le mode d'endommagement le plus fréquent et le plus critique sont des délaminages autour des reprises de plis (paragraphe I.3.3). Le modèle doit donc permettre de calculer les contraintes interlaminaires autour des reprises de plis. La démarche de l'étude numérique est la suivante :

- calcul des contraintes interlaminaires autour des reprises de plis pour toutes les configurations,
- classement des configurations en fonction de leur criticité supposée,
- définition des configurations à tester en essai.

On s'attachera à définir des configurations avec les différences les plus importantes en termes de criticité d'amorçage et permettant d'étudier les paramètres définis.

### II.3.2 Mise en place du modèle élément finis

Pour obtenir la fonctionnalité souhaitée une routine Matlab a été implémentée. Elle génère de manière automatique un fichier .dat qui peut être exécuté directement par le logiciel éléments finis Samcef. Dans ce fichier se trouve la géométrie de l'éprouvette en fonction des paramètres introduits, mais aussi des commandes qui permettent de piloter la simulation.

Les valeurs caractéristiques du matériau utilisées dans cette étude varient de celles présentées dans II.5.1. Il s'agit des valeurs du pré imprégné T800M21 qui a été utilisé pour des essais préliminaires mais n'a pas été utilisé pour les essais finaux. L'étude ne s'intéresse pas aux valeurs absolues, mais à leur évolution en fonction des paramètres des reprises de plis. Comme les différences entre les deux matériaux sont faibles, on peut supposer que l'influence est faible. Les valeurs caractéristiques pour un grammage de 132 gr/m<sup>2</sup> (épaisseur d'un pli UD 0,125 mm) sont montrées Tableau 2.

Tableau 2 : Valeurs caractéristiques du matériau pour l'étude des paramètres locaux

$E_x = 160000$ MPa	$G_{xy} = 5220$ MPa	$\nu_{xy} = 0,4$
$E_y = 7850$ MPa	$G_{yz} = 5220$ MPa	$\nu_{yz} = 0,4$
$E_z = 7850$ MPa	$G_{xz} = 5220$ MPa	$\nu_{xz} = 0,4$

Le modèle montré dans la Figure 33 représente la partie libre d'une éprouvette qui est serrée dans un dispositif anti-flambage. Ce dernier a une épaisseur de 2,5 mm et est réalisé en acier ( $E = 200000$  MPa,  $\nu = 0,3$ ). Il doit limiter le déplacement en direction  $z$  de l'éprouvette. Le mo-

dèle est réalisé en 2D avec des éléments carrés à 8 nœuds sous hypothèse de déformation plane. La loi de comportement du matériau est linéaire élastique et le module de calcul non linéaire. Le maillage des plis dans la hauteur a été fixé à un élément par pli. Sous l'hypothèse que la résine dans la zone triangulaire aux reprises de plis ne transfèrent pas de charge, ces zones sont laissées vides [22]. Des conditions de contact ont été ajoutées dans ces zones pour éviter une pénétration des éléments sous déformation.

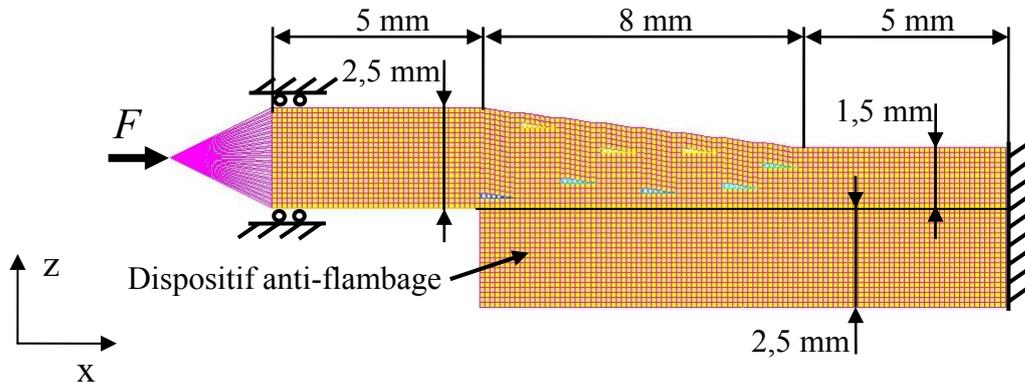


Figure 33 : Modèle éléments finis global d'une éprouvette reprise de plis FO - FO

Pour comparer l'influence des différents paramètres locaux sur le comportement de l'éprouvette on s'intéresse aux contraintes interlaminaires autour des reprises de plis. Ces contraintes indiquent le risque d'amorçage de délaminage que l'on suppose être le mode d'endommagement dominant. Dans le logiciel Samcef il est possible d'obtenir directement les valeurs des contraintes interlaminaires d'ouverture et de cisaillement autour des reprises de plis [98]. Pour ces premières analyses, il a été supposé que la contrainte interlaminaire d'ouverture  $\sigma_{zz}$  est la composante dominante [23]. Le critère pour évaluer l'influence des différents paramètres est alors la valeur de cette contrainte. Les valeurs ont été récupérées autour de la reprise pour 3 points qui correspondent aux nœuds du milieu des éléments les plus proches de la reprise. La Figure 34 montre le maillage autour des reprises de plis et les nœuds où les valeurs ont été récupérées. Cette approche pragmatique, basée sur la méthode de Thomsen [25], réduit les problèmes liés à la singularité de la reprise mais prend en compte l'influence de l'arrêt de pli.

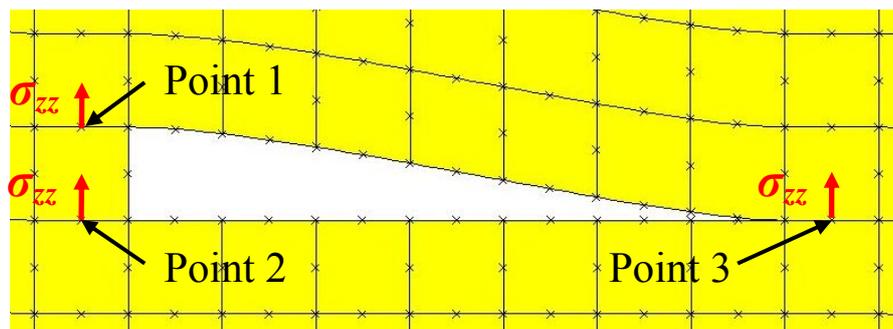


Figure 34 : Modèle éléments finis global des éprouvettes reprise de plis

Les simulations ont été faites pour un chargement global en compression parce que les essais mécaniques préalables ont montré que la rupture finale se produit en phase de compression. Pour ce chargement la contrainte  $\sigma_{zz}$  est positive aux points 1 et 2 et négative au point 3. On considère alors que les contraintes aux points 1 et 2 sont représentatives de la résistance de l'éprouvette en compression.

### II.3.3 Contraintes interlaminaires des configurations FO - FO

Afin de visualiser la distribution des contraintes interlaminaires d'ouverture dans la zone de reprise, une cartographie de contraintes a été faite. Elle permet d'identifier les endroits les plus chargés, vraisemblablement les plus critiques pour l'amorçage d'un délaminage. Chaque point dans les Figure 35 et Figure 36 représente la valeur de contrainte d'ouverture  $\sigma_{zz}$  au point 1 d'un pli arrêté à cet endroit. Pour toutes les configurations testées les résultats sont indiqués en fonction de l'orientation du pli arrêté à  $0^\circ$  ou à  $45^\circ$ . Qualitativement la distribution au point 2 est la même qu'au point 1 et n'est pas représentée.

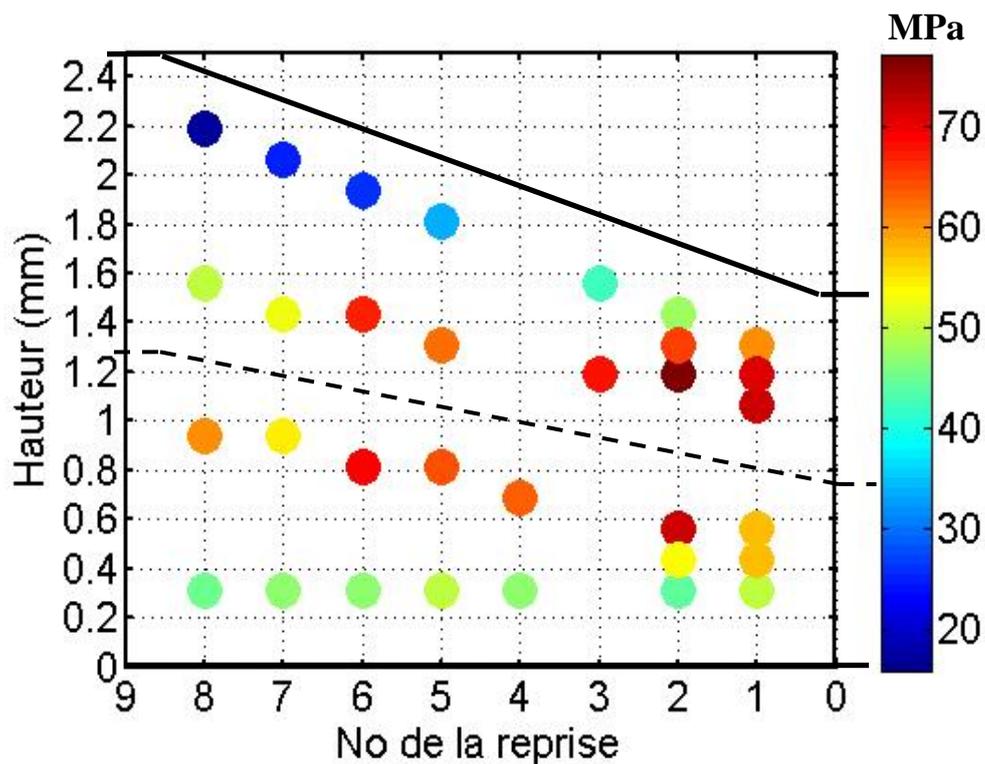


Figure 35 : Cartographie des contraintes  $\sigma_{zz}$  au point 1 des reprises à  $0^\circ$  des FO - FO

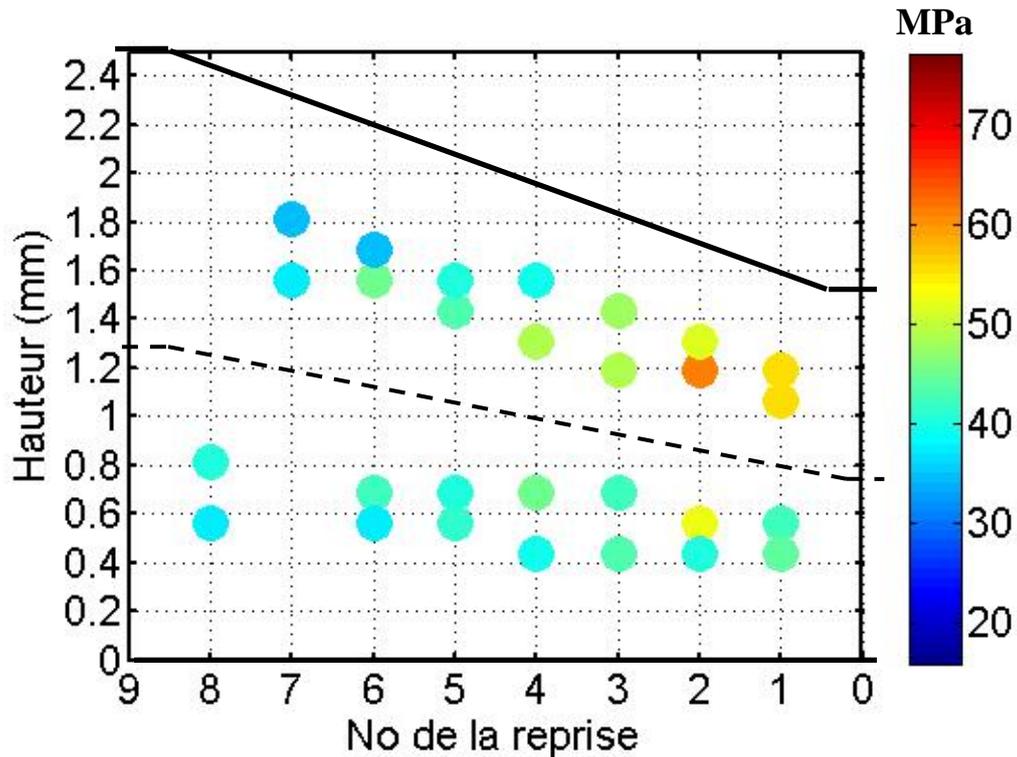


Figure 36 : Cartographie des contraintes  $\sigma_{zz}$  au point 1 des reprises à  $45^\circ$  des FO - FO

Les cartographies calculées au niveau des plis arrêtés à  $0^\circ$  et à  $45^\circ$  montrent deux résultats :

- les contraintes sont plus élevées vers la transition entre la partie inclinée et la partie fine
- dans toute la zone de reprise les contraintes des reprises proches de l'axe de symétrie sont plus élevées que les contraintes des reprises situées loin de l'axe

Afin d'étudier l'influence de la position et l'orientation des reprises de plis, on s'est focalisé sur cette zone critique. La Figure 37 montre les contraintes au point 1 et 2 de la 1<sup>ère</sup> reprise de plis pour toutes les configurations FO – FO.

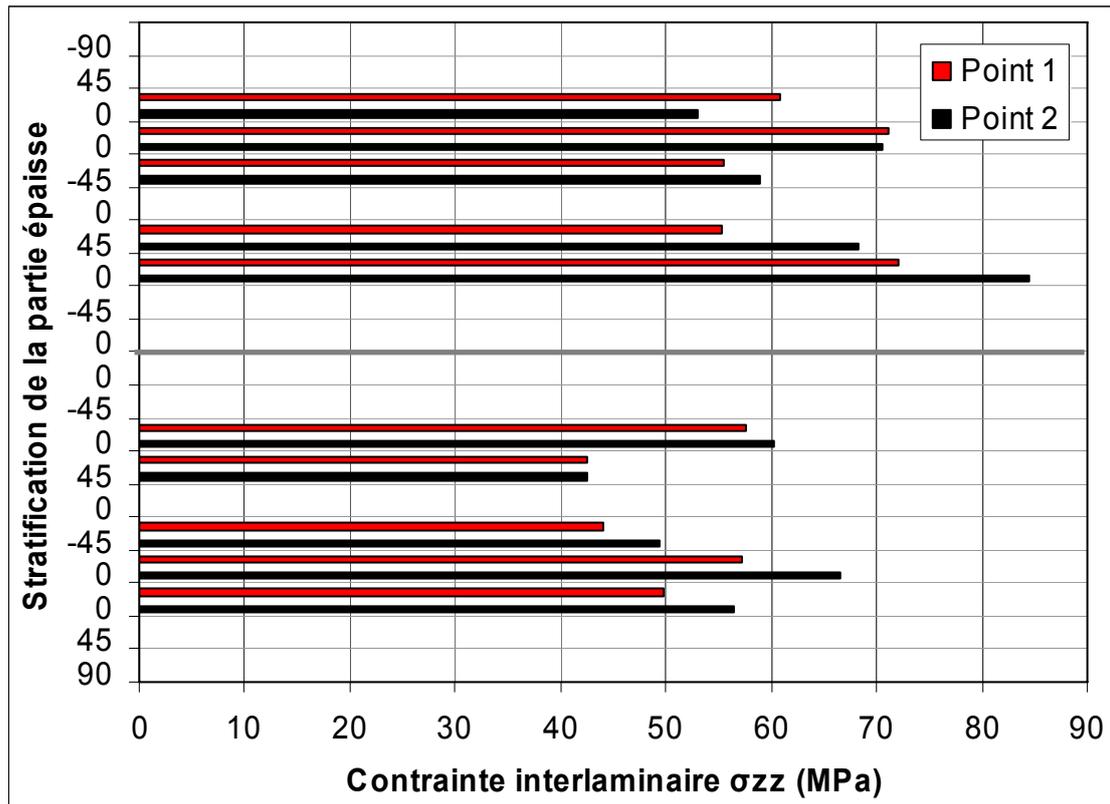


Figure 37 : Contrainte interlaminaire  $\sigma_{zz}$  dans l'épaisseur à la reprise 1 la plus proche de la partie fine pour toutes les configurations FO – FO

Les contraintes interlaminaires  $\sigma_{zz}$  autour de la reprise 1 sont représentées Figure 37. On peut observer trois tendances. Les contraintes sont plus élevées :

- dans la partie supérieure,
- au niveau de l'axe de symétrie,
- pour les plis à  $0^\circ$ .

### II.3.4 Contraintes interlaminaires des configurations QI - FO

La méthode d'exploitation des données des configurations FO – FO a été utilisée de la même manière pour les configurations QI – FO. Les valeurs de la contrainte  $\sigma_{zz}$  au point 1 pour toutes les configurations QI – FO et pour les plis arrêtés à  $45^\circ$  ou à  $90^\circ$  sont représentées Figure 38 et Figure 39. La distribution au point 2 est qualitativement similaire à celle du point 1 et n'est pas rapportée.

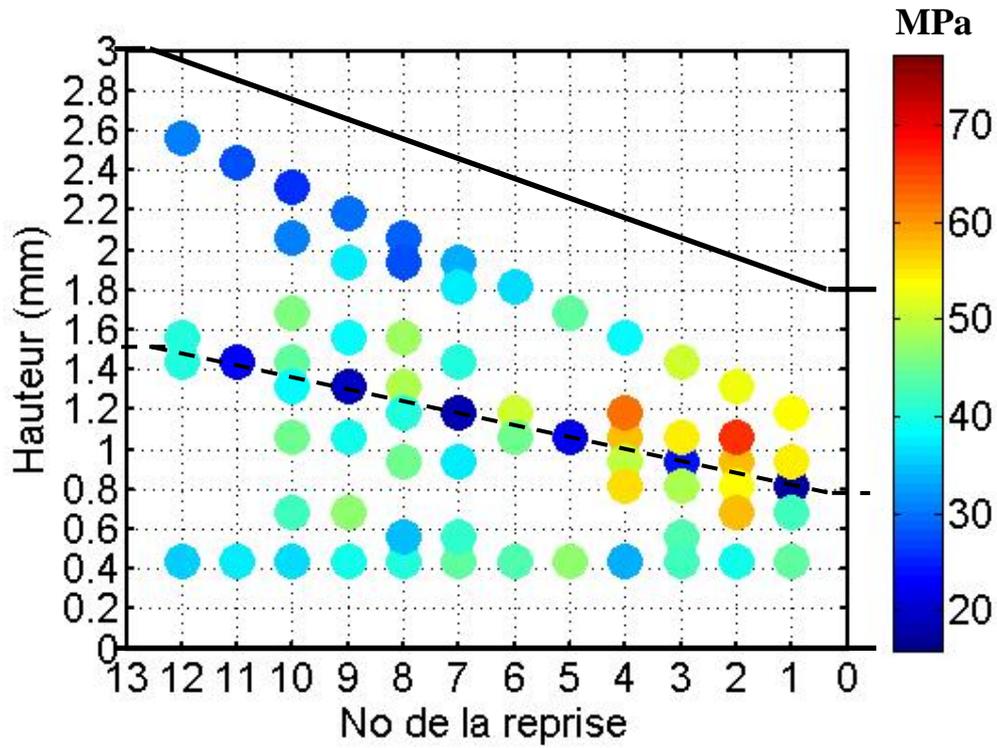


Figure 38: Cartographie des contraintes  $\sigma_{zz}$  au point 1 des reprises à  $\pm 45^\circ$  des QI - FO

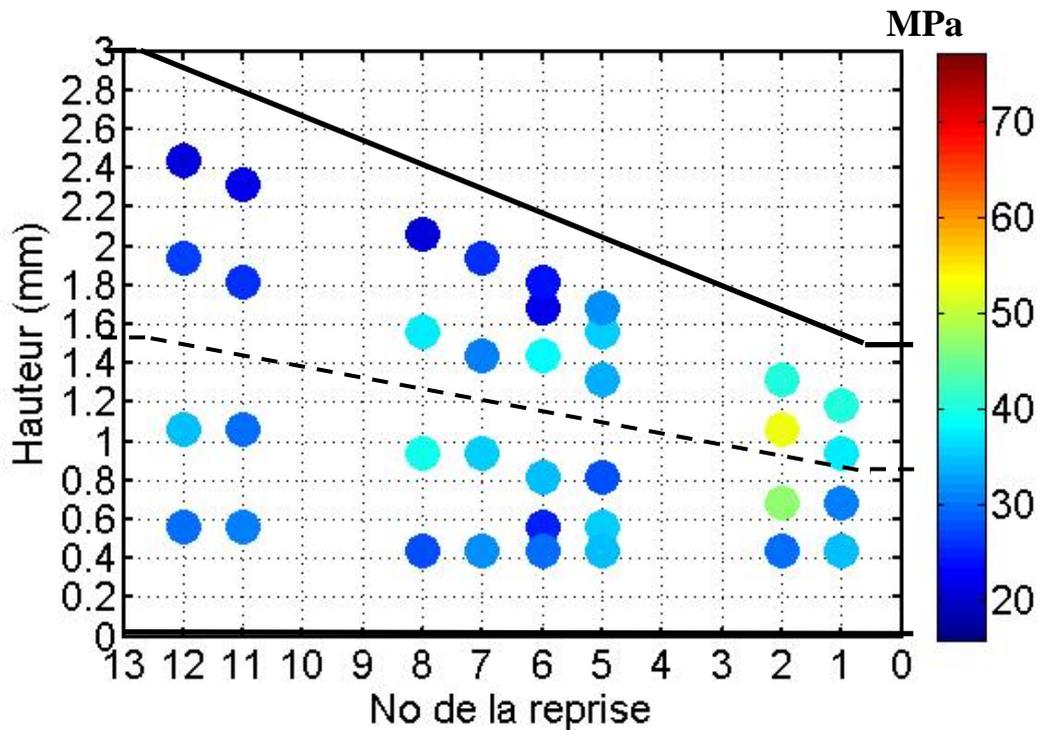


Figure 39: Cartographie des contraintes  $\sigma_{zz}$  au point 1 des reprises à  $90^\circ$  des QI - FO

Pour les configurations QI - FO on retrouve les tendances observées pour les configurations FO – FO :

- une concentration de contrainte à la transition entre la partie inclinée et la partie fine,
- les valeurs proches de l'axe de symétrie sont plus élevées que loin de l'axe.

Les contraintes des reprises situées directement sur l'axe de symétrie par contre sont faibles par rapport aux valeurs à proximité de l'axe. Le niveau de contraintes en dehors de la zone de transition inclinée – fine est faible.

Le même type de diagramme pour visualiser l'influence de la position et l'orientation des reprises de plis à la transition inclinée - fine a été utilisé pour les QI – FO. La Figure 37 montre les contraintes aux points 1 et 2 pour la reprise 1 pour toutes les configurations QI – FO.

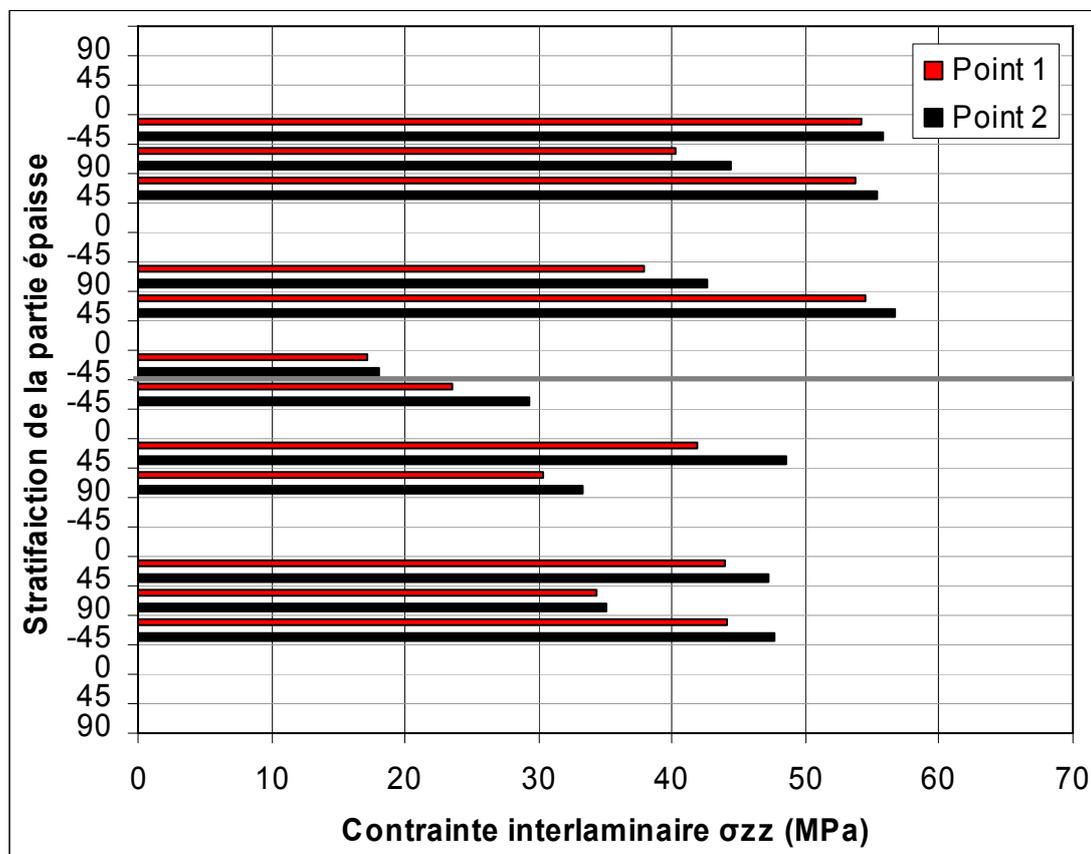


Figure 40 : Contrainte interlaminaire  $\sigma_{zz}$  dans l'épaisseur à la reprise 1 la plus proche de la partie fine pour toutes les configurations QI – FO

Comme pour les configurations FO – FO le diagramme des configurations QI – FO montre que les contraintes sont légèrement plus élevées dans la partie supérieure. Contrairement aux FO – FO, les contraintes associées aux plis ayant la même orientation ont la même valeur quelle que soit la position dans l'épaisseur. Dans ce cas les valeurs sont moins élevées. On observe une forte influence de l'orientation des plis arrêtés, les contraintes des reprises à 90° sont plus faibles que celles des reprises à 45° situées à proximité.

### II.3.5 Sélection des configurations testées expérimentalement

L'étude numérique précédente a confirmé que la position et l'orientation du pli arrêté, influence les contraintes interlaminaires autour des reprises. Afin favoriser les écarts en essai, des configurations avec une forte variation des contraintes autour des reprises 1 et 2 ont été choisies. Les séquences d'empilement de toutes les configurations testées se trouvent en annexe. La Figure 41 montre la position des reprises 1 et 2 des configurations FO - FO et QI - FO choisies et les contraintes interlaminaires  $\sigma_{zz}$  calculées.

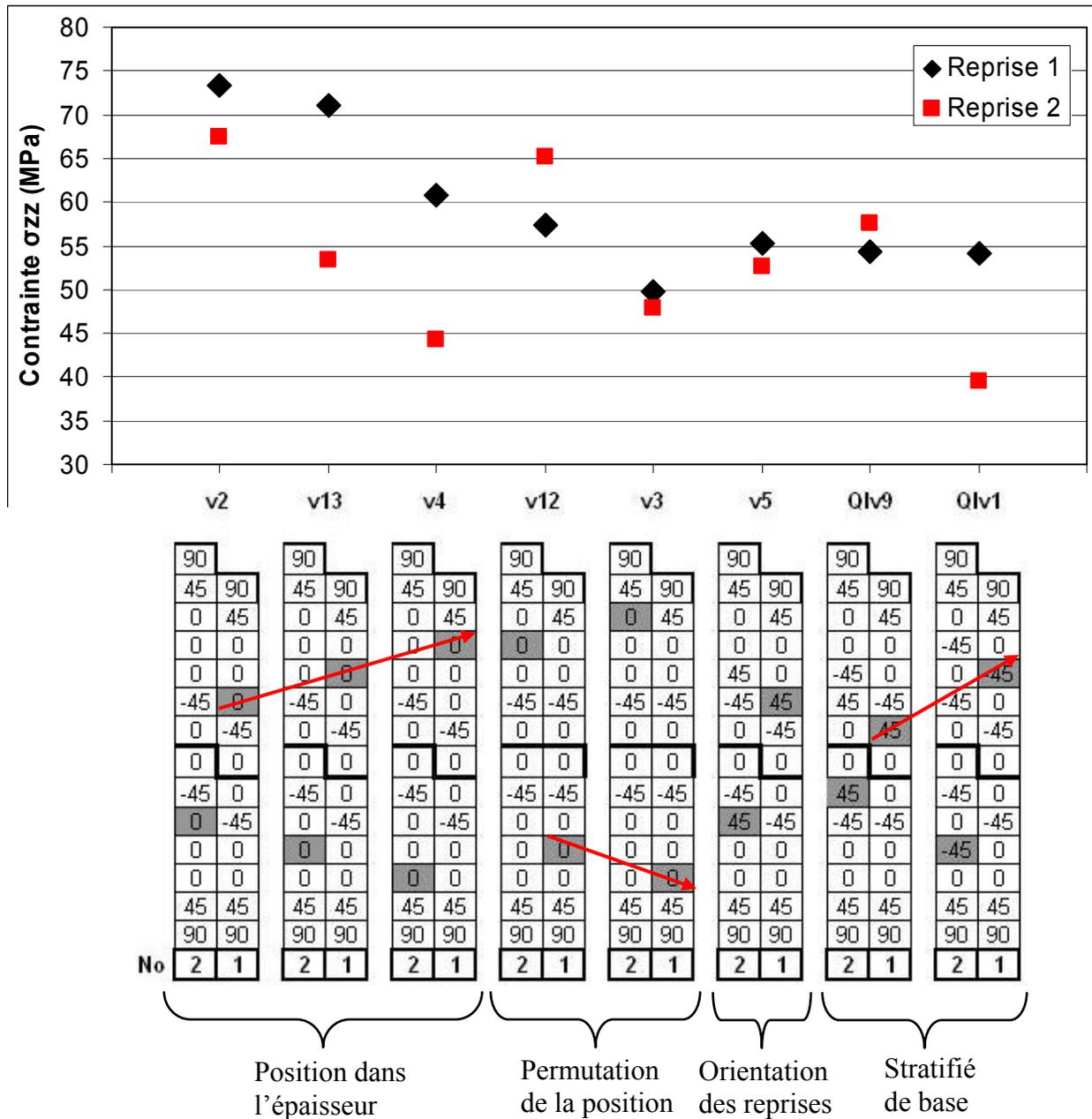


Figure 41 : Position des reprises 1 et 2 des configurations choisies et contraintes  $\sigma_{zz}$  calculées avec le modèle éléments finis en 2D

Les configurations v2, v13 et v4 permettent d'étudier l'influence d'une variation de la position de la reprise 1 dans l'épaisseur. Pour ces configurations la contrainte  $\sigma_{zz}$  de la v2 est la plus élevée, la v4 est la plus faible. On anticipe alors que la résistance de la v2 soit plus faible que celles des autres.

La différence entre la v3 et la v4 (respectivement v12 et v13) est une permutation des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur. Comparées aux configurations avec la reprise 1 en haut de l'axe de symétrie (v4 et v13) les contraintes de la v3 et la v12 sont moins élevées, la résistance devrait être alors plus élevée.

Afin d'étudier l'influence de l'orientation des reprises, une configuration avec les reprises 1 et 2 proches de l'axe de symétrie à  $45^\circ$  (v5) a été choisie. Les contraintes  $\sigma_{zz}$  sont moins élevées que celles de la v2 avec les reprises 1 et 2 à la même position dans l'épaisseur que la v5 mais à  $0^\circ$ .

L'influence du stratifié de base dans la partie fine a été étudiée en testant deux configurations avec un stratifié de base quasi-isotrope dans la partie épaisse (QI – FO). Les reprises 1 et 2 de ces deux configurations sont à  $45^\circ$ , une fois proche (QIv9) et une fois loin de l'axe de symétrie (QIv1). Les contraintes  $\sigma_{zz}$  de ces configurations sont moins élevées que celles des configurations FO – FO avec les reprises 1 et 2 à  $0^\circ$ .

Toutes les configurations sélectionnées ont été testées avec le matériau en grammage  $268 \text{ gr/m}^2$  qui correspond à une épaisseur de  $0,25 \text{ mm}$  par pli UD. Afin d'étudier l'influence de l'épaisseur du pli sur le comportement mécanique, les configurations v2 et v3 ont été testées en grammage  $132 \text{ gr/m}^2$  (épaisseur des plis UD  $0,125 \text{ mm}$ ).

## II.4 Simulation numérique des conditions d'essais

### II.4.1 Problématique de la modélisation

L'objectif de l'étude est d'étudier l'influence des conditions limites sur le comportement global de l'éprouvette pour s'assurer que les résultats obtenus en essais sont représentatifs d'applications réelles. L'influence du dispositif anti-flexion sur les déformations et les contraintes interlaminaires a été étudiée.

### II.4.2 Influence du dispositif anti-flambage

#### II.4.2.1 Influence du dispositif sur la déformée

Le moment de flexion dû à la non-symétrie des éprouvettes provoque des déplacements hors-plan. Afin d'étudier ce déplacement trois modèles éléments finis se basant sur le modèle II.3.2 pour une configuration v2 avec des conditions aux limites différentes ont été mis en place. Le premier modèle sans dispositif, le deuxième avec un dispositif en bas de la partie fine et le troisième avec des conditions de symétrie imposée (Figure 42). Les trois modèles ont été chargés avec la même charge de compression qui correspond à la charge théorique de rupture de la partie fine.

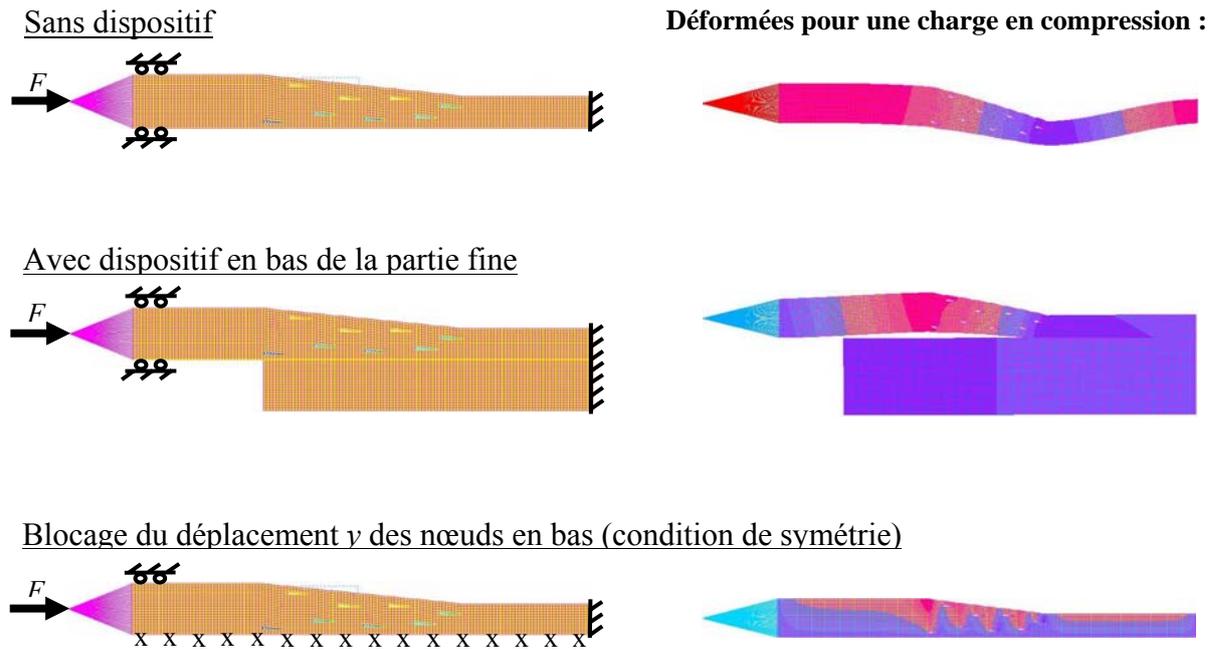


Figure 42 : Modèles éléments finis pour étudier le déplacement hors-plan dû au moment de flexion provoqué par la non-symétrie des éprouvettes

Sous charge de compression le modèle sans dispositif fléchit, le déplacement hors-plan est alors très important. La simulation avec le dispositif en bas de la partie fine montre qu'il n'y a presque pas de déplacement à la transition inclinée – fine. Mais à la transition épaisse – fine l'éprouvette se déplace vers le haut. La déformée du modèle avec les conditions de symétrie montre pas de déplacement global de l'éprouvette. Les déplacements sont localisés autour des reprises de plis et sont faibles comparés aux déplacements des deux autres modèles.

#### II.4.2.2 Influence du dispositif anti-flambage sur les contraintes interlaminaires

Il a été trouvé que le dispositif anti-flambage évite le déplacement hors-plan à la transition inclinée - fine. Afin d'étudier l'effet des conditions limites localement autour des reprises de plis, les contraintes interlaminaires d'ouverture 33 ont été calculées avec la méthode de II.3.2. Les valeurs aux points 1 et 2 à chaque reprise pour les trois modèles de II.4.2.1 ont été tracées. La Figure 43 montre l'évolution des contraintes au point 1 en fonction du numéro de la reprise, les évolutions au point 2 sont similaires.

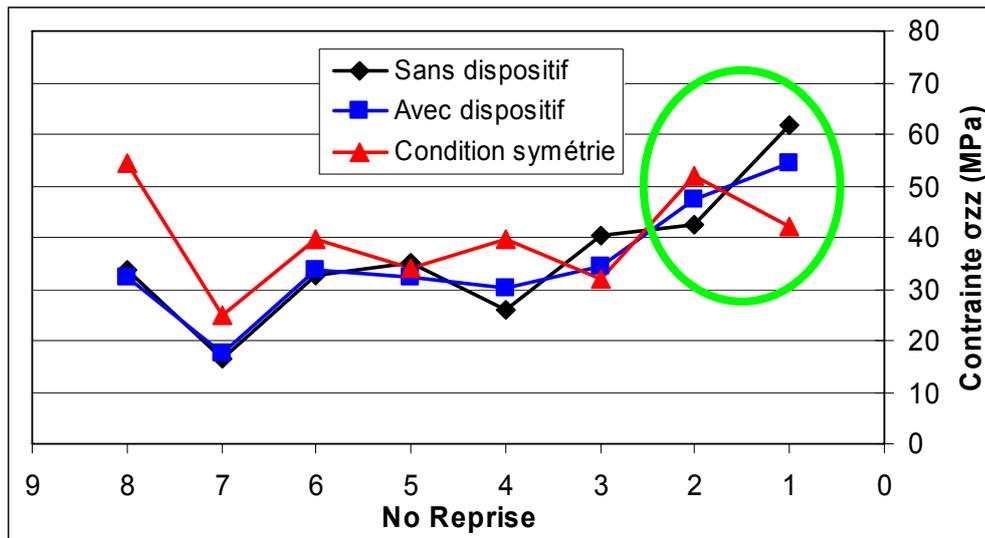


Figure 43 : Contraintes interlaminaires d'ouverture 33 au point 1 des reprises de plis pour les trois modèles influence du dispositif

La contrainte relevée pour le cas sans dispositif est plus élevée au niveau de la reprise 1. Au niveau de la reprise 2 la contrainte du modèle sans dispositif chute au-dessous de celle des autres modèles. Le modèle avec des conditions de symétrie représente une contrainte moins élevée au niveau de la reprise 1 mais plus élevée que les autres à la reprise 2. La valeur maximale se trouve à la reprise 8.

La tendance observée est que la contrainte au niveau de la transition zone inclinée – zone mince est maximale sans dispositif et minimale avec des conditions de symétrie. Le modèle avec le dispositif se situe entre ces deux modèles.

Pour s'approcher des conditions symétriques, qui sont représentatives d'une application réelle, en prenant en compte les limitations des moyens de fabrication à disposition, l'utilisation du dispositif est indispensable. Celui évite la rupture à cause d'un flambement de l'éprouvette sous charge de compression.

#### II.4.2.3 Influence de la raideur du dispositif sur les contraintes interlaminaires

Il a été montré que l'utilisation d'un dispositif améliore les conditions aux limites. Afin de déterminer l'épaisseur de ce dispositif cette étude a pour objectif de trouver l'influence de la raideur du dispositif sur les contraintes interlaminaires. Le module d'Young du matériau utilisé pour le dispositif du modèle présenté dans le paragraphe II.4.2.1 a été modifié dans une plage de 1000000 à 400000 MPa (Figure 44). La Figure 45 montre l'évolution des contraintes interlaminaires  $\sigma_{zz}$  pour cette variation du module de Young.

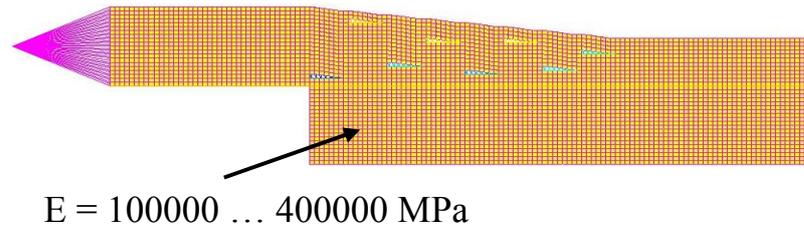


Figure 44 : Modèle avec une variation du module de Young du dispositif

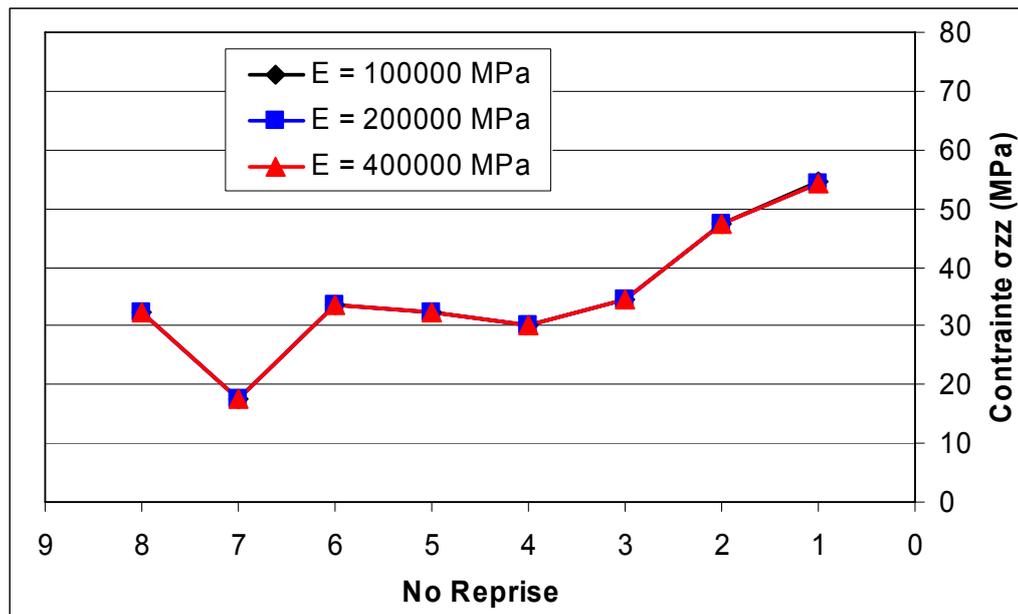


Figure 45 : Evolution de contrainte interlaminaire  $\sigma_{zz}$  pour une variation du module de Young du dispositif

Les trois courbes avec les trois valeurs différentes du module de Young sont identiques. Dans la plage étudiée, la raideur du dispositif n'influence pas les contraintes interlaminaires  $\sigma_{zz}$ .

### II.4.3 Dimensions des éprouvettes et du dispositif anti-flambage

Les simulations ont montré qu'un dispositif anti-flambage est nécessaire pour reproduire les conditions d'essai représentatif d'un cas de charge réel. Le serrage de l'éprouvette influence la répartition des contraintes dans l'épaisseur sur une longueur à peu près égale à une épaisseur de l'éprouvette. Pour cette raison la partie libre lisse des éprouvettes entre le dispositif et la zone de reprise de plis en grammage 132 gr/m<sup>2</sup> qui ont une épaisseur de 2,5 mm dans la partie épaisse a été fixée à 5 mm. Pour les éprouvettes réalisées avec le matériau 268 gr/m<sup>2</sup> avec 5 mm (FO –FO) et (6 mm (QI – FO) dans la partie épaisse, la partie libre est fixée à 10 mm. En outre des cales en téflon de 15 mm ont été ajoutées (Figure 46). Afin d'éviter un glissement de l'éprouvette dans le dispositif et du dispositif dans les mors, les surfaces du dispositif au contact éprouvette – dispositif et mors de la machine – dispositif ont été martelées. Ce martelage assure le maintien de l'éprouvette et du dispositif et redistribue les contraintes imposées par des défauts d'alignement et de la surface. Les dimensions des éprouvettes testées sont montrées Figure 47.

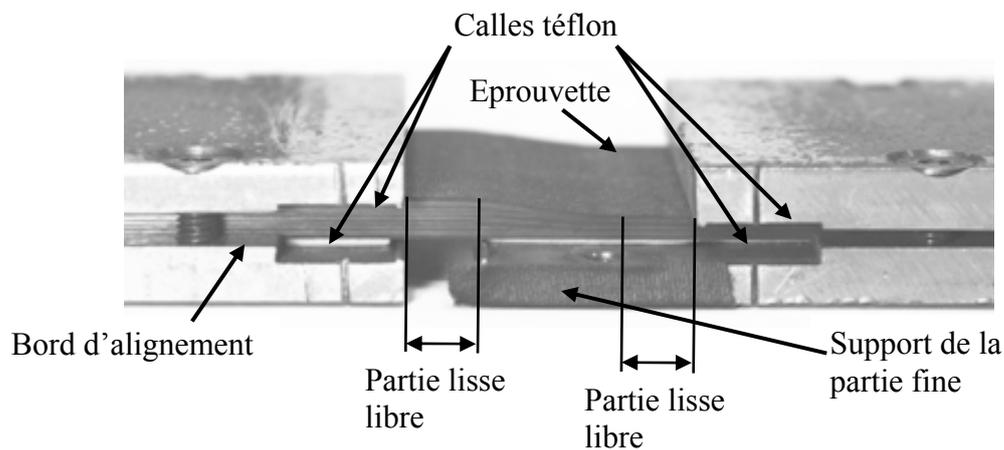


Figure 46 : Eprouvette serrée dans le dispositif anti-flambage

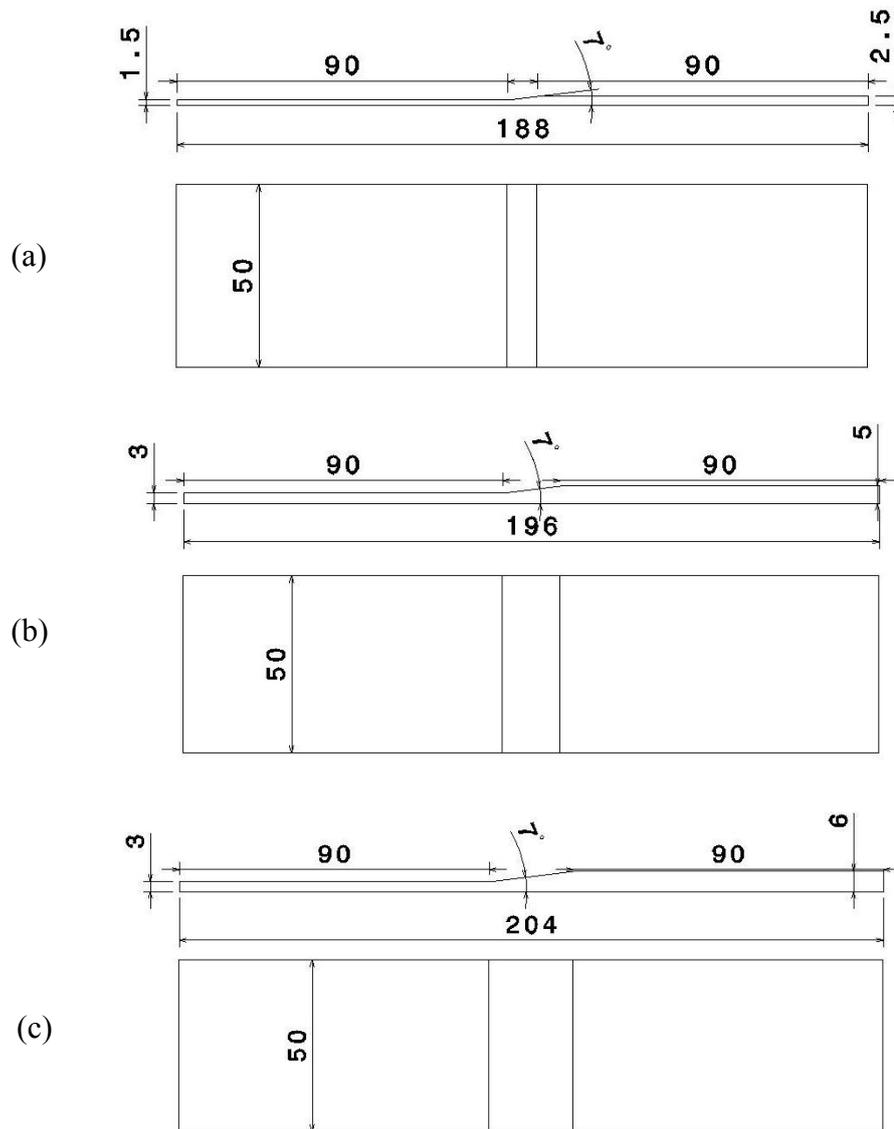


Figure 47 : Dimensions des éprouvettes en grammage  $132 \text{ gr/m}^2$  FO – FO (a), grammage  $268 \text{ gr/m}^2$  FO – FO (b) et QI – FO (c).

## II.5 Fabrication des éprouvettes et paramètres des essais

### II.5.1 Matériau d'étude et paramètres d'essais

Le matériau utilisé pour toutes les éprouvettes est le composite T700 M21 fourni par Hexcel<sup>®</sup>. Il s'agit d'un carbone/époxy à fibres longues unidirectionnelles (UD) livré en rouleau de matériau pré-imprégné. Dans le cadre de l'étude, deux grammages ont été testés, 132 gr/m<sup>2</sup> ce qui correspond à une épaisseur de pli UD de 0,125 mm et 265 gr/m<sup>2</sup> avec 0,25 mm par pli. Les caractéristiques élastiques du matériau sain ont été déterminées par Gohorianu [99], elles sont rassemblées dans la Tableau 3.

Tableau 3 : Valeurs caractéristiques du matériau d'étude T700M21

$E_{11} = 130000$ MPa	$G_{12} = 4750$ MPa	$\nu_{12} = 0,33$
$E_{22} = 7700$ MPa	$G_{23} = 2750$ MPa	$\nu_{23} = 0,4$
$E_{33} = 7700$ MPa	$G_{13} = 4750$ MPa	$\nu_{13} = 0,33$
$\sigma_{11}R = 2080$ MPa	$\epsilon_{11}R = 1,5$ %	
$\sigma_{22}R = 55$ MPa	$\epsilon_{22}R = 0,7$ %	
$\sigma_{12}R = 88$ MPa	$\gamma_{12}R = 14,3$ %	

Les essais statiques ont été pilotés en charge avec une vitesse de 20 kN/min pour les essais de compression et 40 kN/min pour les essais en traction. Les essais de fatigue ont été menés avec un cyclage sinusoïdal à une fréquence de 5 cycles/seconde. Un chargement avec la même amplitude en phase de compression et en traction a été imposé, ce qui définit le rapport de charge R :

$$R = \frac{F_{\min}}{F_{\max}} = -1$$

Les essais statiques et en fatigue ont été réalisés sur une machine hydraulique Instron d'une capacité maximale de 250 kN.

La fabrication des éprouvettes a été réalisée à partir de deux lots de matériau (lot 1 et lot 2) en quatre tirs d'autoclave. Les éprouvettes du premier tir d'autoclave ont été fabriquées en matériau sain lot 1. Pour le deuxième tir le matériau du lot 1 avait dépassé la date de péremption du fournisseur de 6 mois. Pour le troisième tir le matériau du lot 2 a été utilisé. Au quatrième tir une erreur sur les tissus d'environnement a fait qu'après la fabrication les éprouvettes présentaient beaucoup de porosités notamment au niveau des poches de reprise de plis (Figure 48). Les quatre états de matériau testés sont appelés :

- Sain lot 1
- Périmé lot 1
- Sain lot 2
- Avec des porosités lot 2

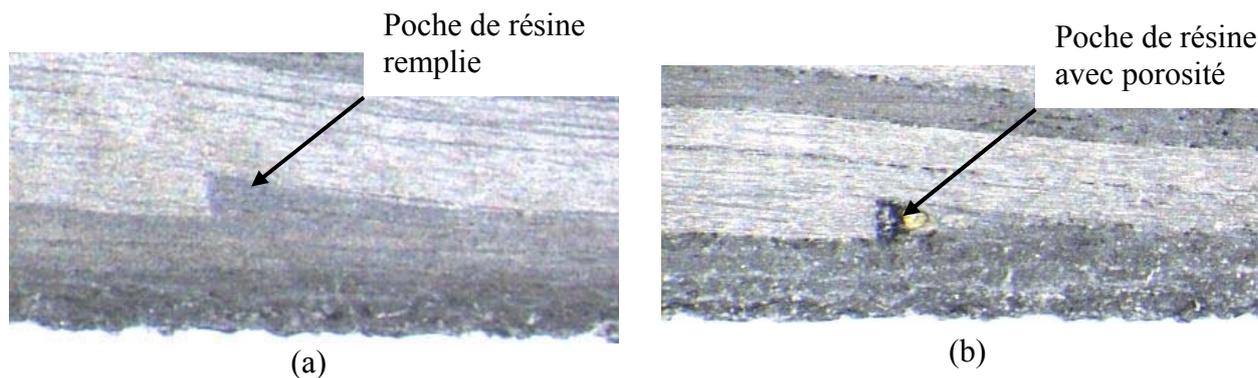


Figure 48 : Poche de résine aux reprises de plis remplie de résine (a) et avec une porosité (b)

Le Tableau 4 montre les résultats d'une analyse de taux de fibres pour mesurer le taux de porosités des différents états de matériau.

Tableau 4 : Taux de porosités des trois parties des éprouvettes en différents états de matériau

Etat du matériau	Taux de porosités (%)		
	Epaisse	Inclinée	Fine
Sain lot 1	0,48	0,22	0,18
Périmé lot 1	0,49	0,77	0,27
Sain lot 2	1,38	1,47	1,21
Porosités lot 2	2,39	2,93	3,21

Par rapport au matériau sain lot 1, le taux de porosités du matériau périmé est légèrement plus élevé dans les trois parties, celui du matériau sain lot 2 est clairement plus élevé. Avec des porosités en lot 2 le taux de porosités est fortement plus élevé que ceux des autres états de matériau. L'influence de ces quatre états de matériau sur la contrainte à rupture statique et la durée de vie en fatigue sera étudiée.

### II.5.2 Procédure de fabrication

Après le découpage des plis UD pré-imprégnés de dimension 300 x 200 mm, le drapage a été réalisé sur un dispositif ayant des marques sur les côtés qui permettent d'arrêter les plis avec précision (Figure 49).

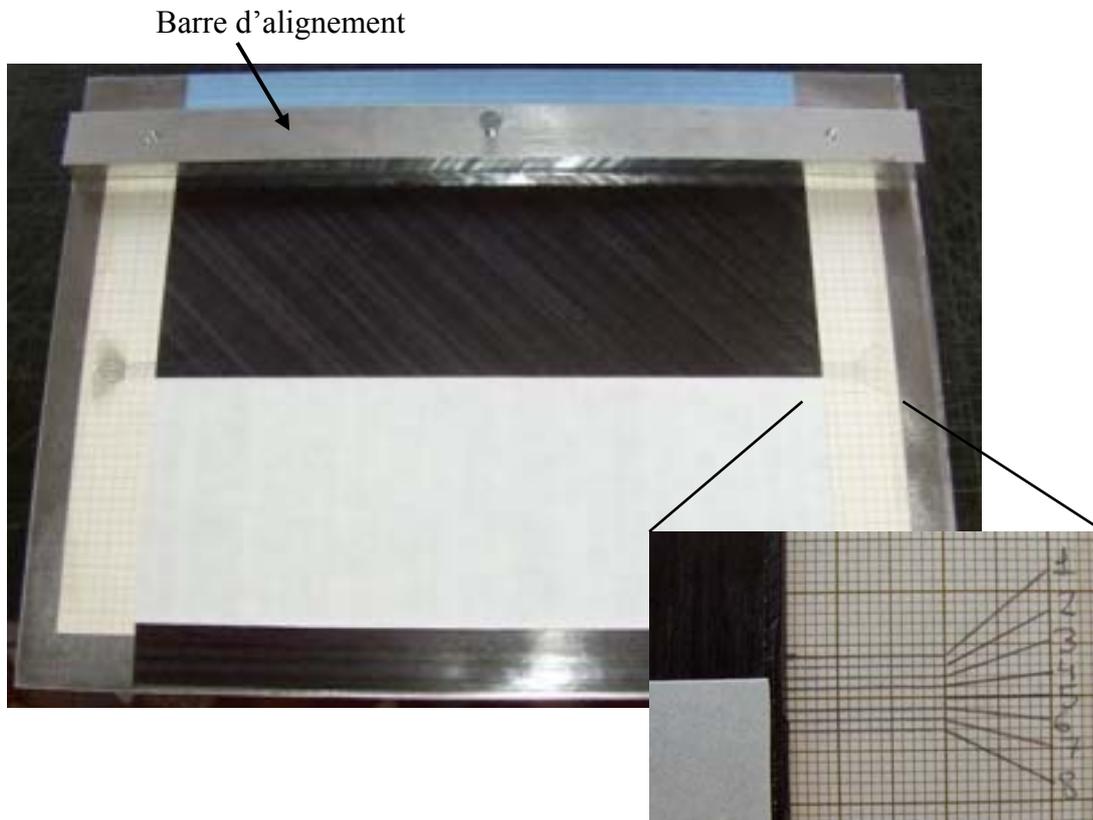


Figure 49 : Dispositif de drapage pour fabriquer les éprouvettes reprises de plis

Avant la polymérisation, les plaques ont été compactées pendant 4 heures sous vide pour réduire les poches d'air. La polymérisation est faite dans une autoclave afin de reproduire les conditions de fabrication industrielle. Le cycle de la température et de la pression est donné en annexe.

La découpe des plaques aux dimensions de l'éprouvette a été faite avec une machine à disque diamanté, par la suite les bords des éprouvettes ont été polis.

L'angle de la zone inclinée des éprouvettes a été mesuré avec un rugosimètre, il a été trouvé qu'il varie entre 6,9 et 8,7°. Les différences par rapport à l'angle défini de 7° sont alors acceptables.

## II.6 Moyens de suivi des essais

### II.6.1 Mesure de l'allongement

Le déplacement de la traverse est mesuré pendant l'essai. Le déplacement de la partie non-serrée dans le dispositif est mesuré par un extensomètre Instron avec une longueur initiale de 50 mm et une plage de mesure de  $\pm 2,5$  mm (Figure 50). Cet extensomètre a été monté sur un côté du dispositif, des rainures dans les plaques du dispositif assure le maintien de la position.

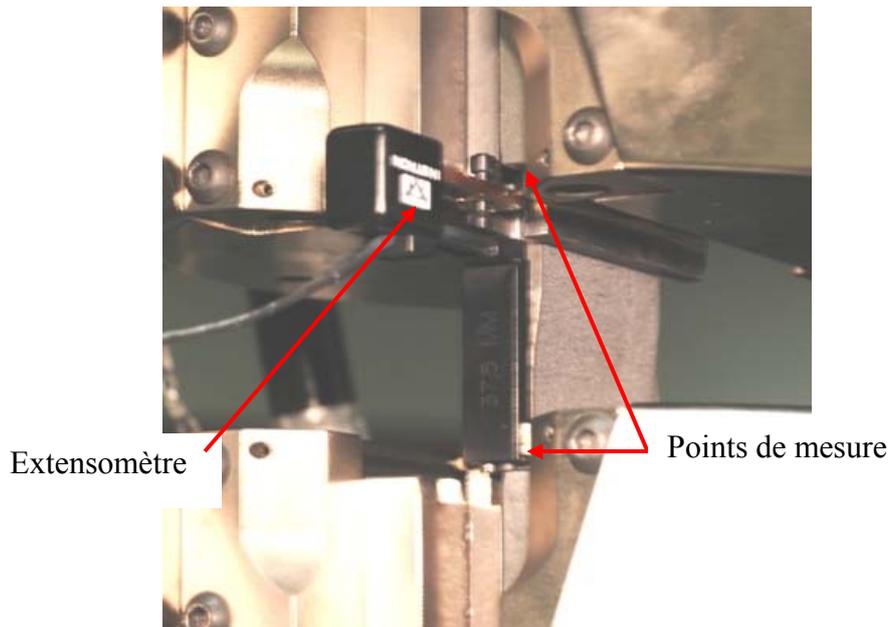


Figure 50 : Extensomètre monté sur un côté de l'éprouvette

### II.6.2 Microscope optique

Pour identifier les endommagements au niveau des deux bords de l'éprouvette, les essais de fatigue ont été arrêtés régulièrement et les bords ont été observés avec un microscope optique. Une table de déplacement 3D et un zoom optique permettent de prendre des images de haute résolution des zones intéressantes.



*Figure 51 : Microscope optique pour observer les deux bords de l'éprouvette pendant les arrêts des essais*

### **II.6.3 Mesure optique du champ de déplacement en 3D**

Le champ de déplacement hors-plan de la partie libre de l'éprouvette a été mesuré avec un système optique de stéréo-corrélation d'image (Aramis 3D). Un mouchetis a été appliqué sur la surface des éprouvettes testées dont les déplacements ont été mesurés (Figure 52). Le logiciel GOM Aramis 3D a été utilisé pour recalculer les déplacements.

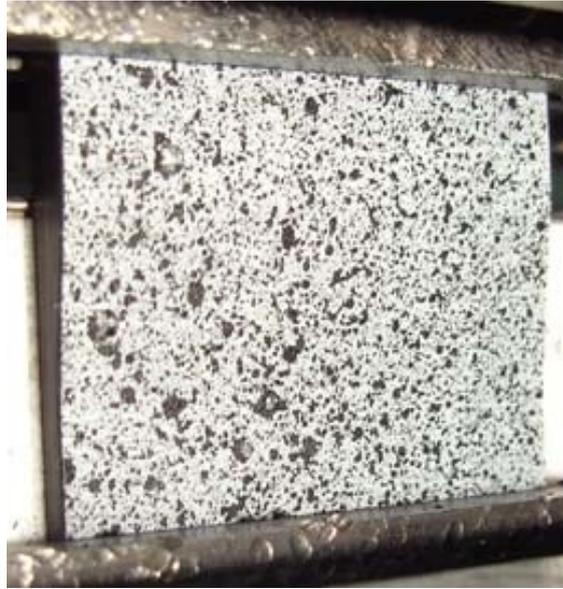


Figure 52 : Mouchetis appliqué sur la surface inclinée de l'éprouvette

Pour les essais de fatigue, au début de l'essai des images ont été prises sous charge statique de traction et de compression de  $\pm 30$  kN. Pendant les arrêts des essais de fatigue, les éprouvettes ont été mises sous charge statique pour visualiser les variations des déplacements en fonction du nombre de cycles. La Figure 53 montre la position des deux caméras par rapport à l'éprouvette.

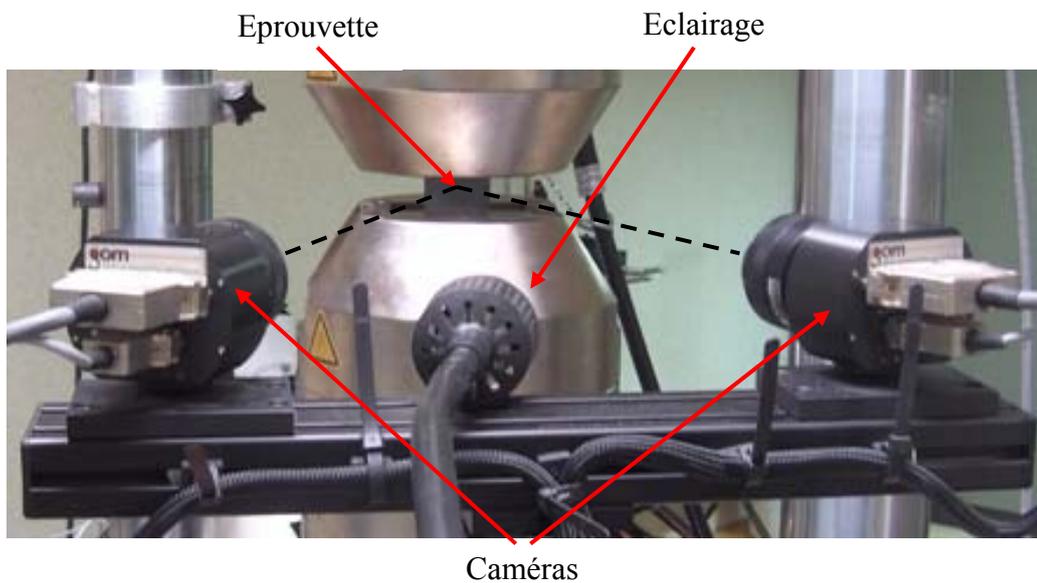


Figure 53 : Caméras du système Aramis 3D pour mesurer les déplacements hors-plan de la surface de l'éprouvette

### II.6.4 Caméra rapide

Afin de visualiser le début des endommagements pour les essais statiques à vitesse imposée une caméra rapide a été utilisée (Figure 54). L'éclairage disponible et la taille mémoire de la caméra nous ont amené à utiliser une fréquence d'acquisition de 50000 images/secondes.

La phase finale des essais de fatigue a également été filmée avec cette caméra pour observer la cinétique de la dégradation pendant les derniers cycles avant la rupture finale. Pour obtenir un maximum d'informations sur les phénomènes avant la rupture, la fréquence a été fixée à 60 images/seconde ce qui permet de filmer à peu près 7000 cycles.

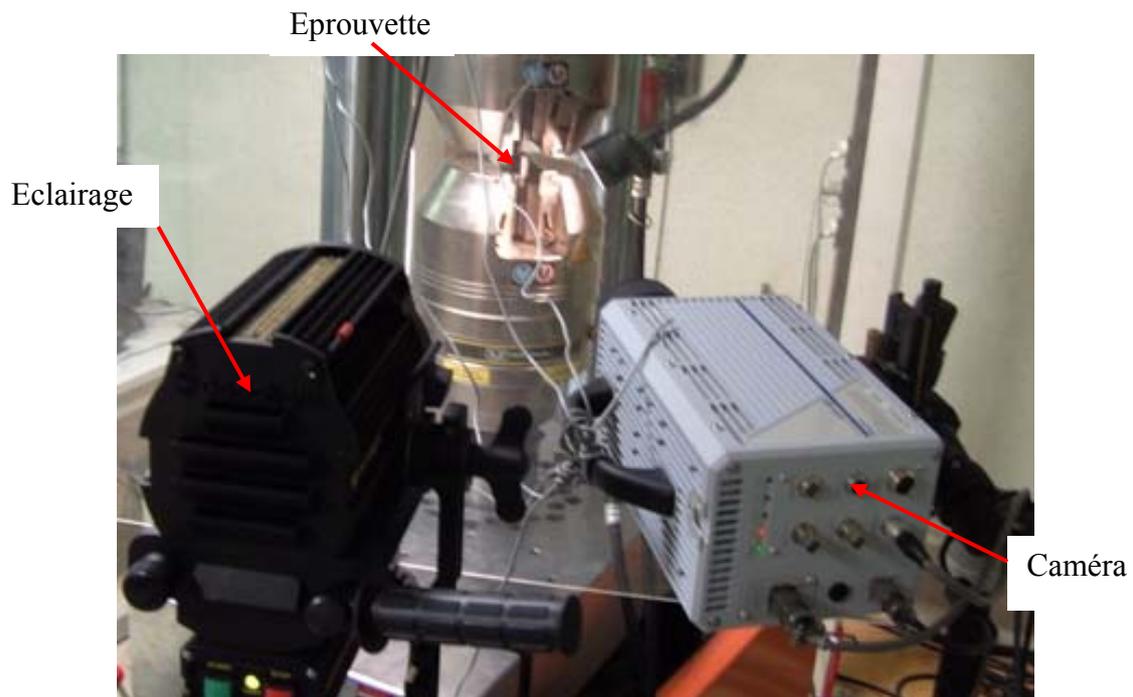


Figure 54 : Caméra rapide placée pour filmer un bord de l'éprouvette pendant le cyclage

## II.7 Conclusions

La conception des éprouvettes se base sur les règles industrielles de conception pour les stratifiés et les zones de reprises de plis. A partir de ces règles un ensemble de différentes configurations a été définie. Un modèle éléments finis 2D simplifié a été mis en place afin de comparer les différentes configurations. Il permet de calculer les contraintes interlaminaires au niveau des reprises de plis. La contrainte  $\sigma_{zz}$  a été utilisée pour évaluer la criticité d'amorçage de délaminage. Il a été trouvé que les contraintes aux reprises 1 et 2 à la transition entre la partie inclinée et la partie fine sont les plus élevées quelle que soit la configuration. Pour ces deux reprises des différences importantes entre les configurations ont été trouvées. Le choix des configurations pour les essais a été effectué en essayant de couvrir les différents paramètres envisagés pour l'étude : position des reprises dans l'épaisseur, permutation des reprises, orientation des reprises et stratifié de base. Les configurations présentant des différences importantes de contraintes aux reprises de plis ont été privilégiées.

Une étude numérique de l'influence du serrage sur le champ de contrainte dans l'éprouvette a été également faite. Il a été trouvé que la zone d'influence du serrage est à peu près égale à l'épaisseur de l'éprouvette. Ce résultat a permis de définir les dimensions de l'éprouvette pour réduire l'influence du serrage sur les résultats.

Sous chargement de compression les éprouvettes flambent. Un dispositif anti flambage a donc été mis en place. L'évolution de la contrainte  $\sigma_{zz}$  a été calculée avec le modèle éléments finis pour trois conditions aux limites de l'éprouvette, condition de symétrie, avec le dispositif anti-flambage et une éprouvette libre. Sans dispositif anti-flambage, la contrainte  $\sigma_{zz}$  à la reprise 1 est très élevée. Le dispositif réduit la contrainte  $\sigma_{zz}$  à la reprise 1. Une étude de sensibilité de la raideur du dispositif a montré que son influence sur les contraintes  $\sigma_{zz}$  est très faible.

Les étapes de la fabrication pour obtenir les éprouvettes avec les séquences d'empilement définies ainsi que les différents moyens expérimentaux pour réaliser les essais statique et fatigue ont été présentés. Les méthodes de suivi d'endommagement pendant les essais ont également été montrées.



# Chapitre III : Essais statiques et premier endommagement en fatigue

## III.1 Objet de l'étude

Les essais doivent fournir des informations sur l'influence de certains paramètres sur le comportement des éprouvettes reprise de plis sous chargement statique. Les paramètres suivants ont été étudiés :

- Grammage du matériau de base
- Etat du matériau
- Configuration des éprouvettes (position et orientation des reprises de plis, stratifié de base)
- Types de chargement (compression ou traction)

Un premier point d'intérêt est la déformée sous charge de compression et de traction ce qui permet de déterminer le comportement global de l'éprouvette serrée dans la machine d'essais. Un autre point sont les endommagements qui apparaissent avant la rupture finale. En filmant un côté des éprouvettes pendant les essais, il a été possible d'identifier en partie les lieux et les modes d'endommagement les plus fréquents. Les contraintes à rupture des différentes configurations permettent de comparer l'influence des paramètres mentionnés ci-dessus sur les valeurs à rupture. Ces valeurs seront aussi utilisées pour définir les niveaux de charge des essais de fatigue.

La première partie des essais de fatigue a pour objectif d'identifier les premiers endommagements qui apparaissent sous charge de fatigue à  $R = -1$ . Les essais sont arrêtés avant rupture finale pour observer les deux côtés de l'éprouvette avec un microscope optique (paragraphe II.6.2). Ces observations permettent d'identifier les modes et les lieux d'endommagement des différentes configurations. Un intérêt particulier est la distribution des endommagements sur les deux côtés de l'éprouvette. Quelques essais sont arrêtés régulièrement ce qui permet de déterminer le nombre de cycles où les endommagements amorcent. Avec ces données, une hiérarchie de la criticité des différentes configurations a été identifiée. Finalement, la hiérarchie selon le premier endommagement en fatigue a été comparée à celle trouvée en rupture statique sous charge de compression.

## III.2 Essais statiques

### III.2.1 Matrice des essais

Les huit configurations sélectionnées dans le chapitre précédent avec les quatre états de matériau différents ont été testés sous charge statique de compression et de traction. Le Tableau 5 montre le nombre des essais réalisés avec les différentes configurations et les différents états de matériau testés en grammage 265 gr/m<sup>2</sup>. Le Tableau 6 montre les essais en grammage 132 gr/m<sup>2</sup> qui sont réalisés avec un matériau sain qui proviennent toute du même lot. Toutes les contraintes présentées ont été calculées à partir de la charge globale divisée par la largeur de l'éprouvette  $b$  et l'épaisseur de la partie fine  $d^{fine}$  :

$$\sigma_{appliquée} = \frac{F_{appliquée}}{b \cdot d^{fine}}$$

Tableau 5 : Matrice des essais statiques sous charge de compression et de traction en grammage 265 gr/m<sup>2</sup>

#### Compression statique

Etat du matériau	Nombre d'éprouvettes testées							
	v2	v3	v4	v12	v13	v5	Qlv9	Qlv1
Sain lot 1	4	4	4	4	2	-	4	-
Périmé lot 1	-	-	-	-	3	3	-	4
Avec porosité lot 2	2	4	4	-	3	4	4	4
Sain lot 2	3	-	-	-	-	-	-	-

#### Traction statique

Etat du matériau	Nombre d'éprouvettes testées							
	v2	v3	v4	v12	v13	v5	Qlv9	Qlv1
Sain lot 1	4	4	4	4	2	-	4	-
Périmé lot 1	-	-	-	-	-	-	-	3
Avec porosité lot 2	-	-	-	-	-	4	-	4

Tableau 6 : Matrice des essais statiques sous charge de compression et de traction en grammage 132 gr/m<sup>2</sup>

#### Compression    Traction

Etat du matériau	Nombre d'éprouvettes testées			
	v2	v3	v2	v3
Sain	3	3	3	4

## III.2.2 Déformation élastique sous charge de compression statique

### III.2.2.1 Déformée des éprouvettes sous charge statique de compression

Les essais statiques ont été filmés avec une caméra rapide (paragraphe II.6.4) placée sur un côté de l'éprouvette. La Figure 55 montre une éprouvette en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> sous charge statique de compression avant la rupture finale. La zone au niveau de la première reprise de plis de transition entre la partie fine et la partie inclinée se déplace vers le bas. L'éprouvette s'appuie sur la cale en téflon du dispositif anti-flambage et déforme celui-ci. La zone de transition entre la partie épaisse et la partie inclinée se déplace vers le haut. Le dispositif réduit alors la flexion induite sous charge de compression. Le même comportement global a été trouvé pour les deux grammages de matériau testés.

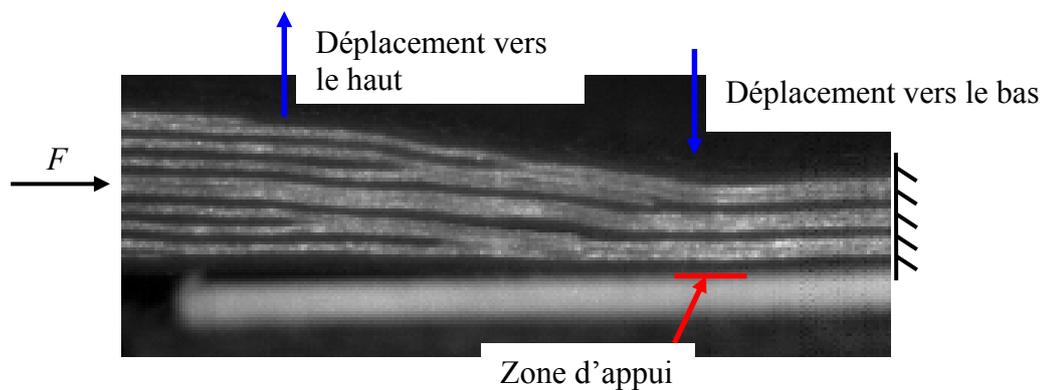


Figure 55 : Déformée Eprouvette chargée en compression statique filmé d'un côté

La Figure 56 montre le schéma d'une éprouvette chargée en compression avec le moment de flexion  $M = F.d$  qui est dû au décalage de la fibre neutre  $d$ . L'observation réalisée montre qu'au niveau de transition zone fine – zone inclinée l'éprouvette se déplace vers le bas et qu'à la transition zone épaisse – zone inclinée elle se déplace vers le haut. Ceci peut être expliqué par le sens du moment de flexion.

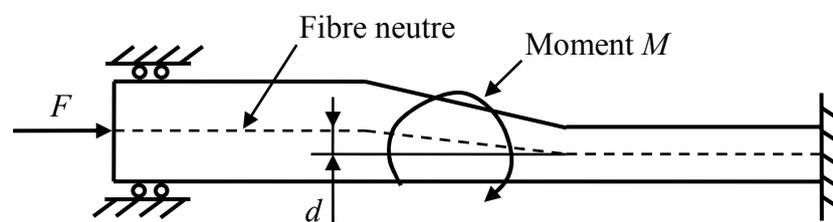


Figure 56 : Schéma d'une éprouvette sous charge de compression

### III.2.2.2 Influence de l'état du matériau sur la courbe effort – déplacement global

L'influence de l'état du matériau sur les courbes contrainte – déplacement est présentée pour les configurations v13 et v2 parce que la base de données est la plus complète pour ces deux configurations. Les courbes de la configuration v13 sont montrées dans la Figure 57. Les trois états de matériau sain lot 1, périmé lot 1 et avec des porosités lot 2 ont été comparés. La dispersion entre les essais d'une configuration pour un même état de matériau est faible, chaque courbe représente donc un essai considéré représentatif. Les trois courbes sont pratiquement identiques, pour cette configuration l'influence du lot de matériau et des porosités sur la raideur globale de l'éprouvette est alors très faible.

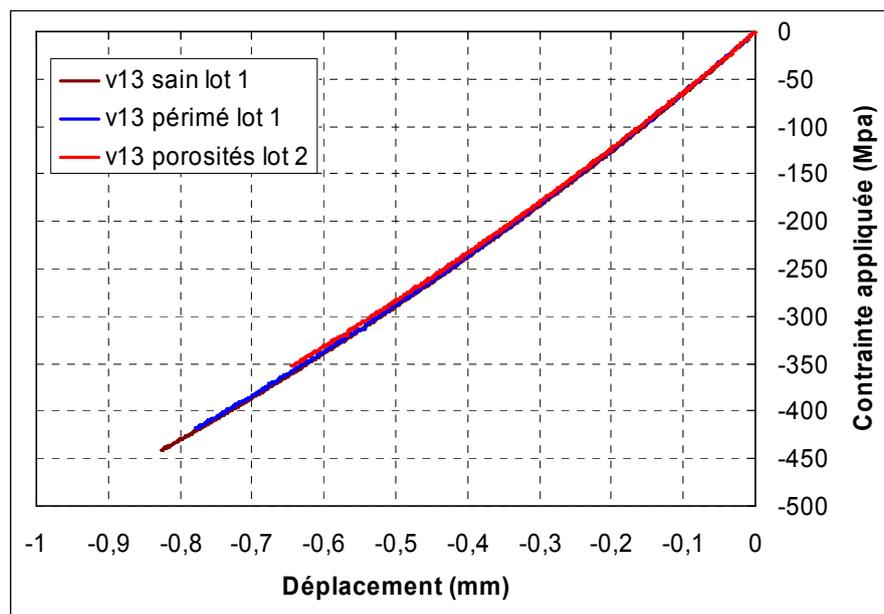


Figure 57 : Courbes contrainte – déplacement des éprouvettes v13 en différents états de matériau

Les courbes contrainte – déplacement de la configuration v2 en matériau lot 1 sain, lot 2 sain et lot 2 avec des porosités sont montrées dans la Figure 58. Les courbes du matériau sain lot 2 et avec des porosités lot 2 sont pratiquement identiques, celle du matériau sain lot 1 est légèrement décalée vers le bas. La raideur globale du matériau du lot 2 est alors légèrement plus faible.

A partir de 100 MPa les courbes deviennent non-linéaires. Aucun endommagement n'a été observé à ces charges basses. Elle doit être due à la non-symétrie des éprouvettes et aux efforts généralisés exercés au niveau des mors.

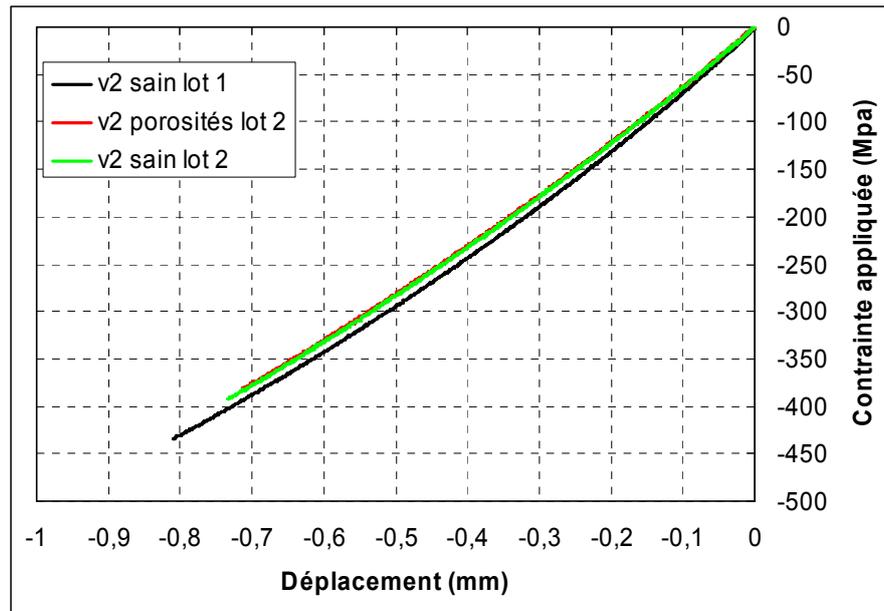


Figure 58 : Courbes contrainte – déplacement des éprouvettes v2 en différents états de matériau

Des faibles différences entre les différents états de matériau ont été trouvées. L'influence de l'état du matériau sur la raideur globale peut être considérée comme négligeable.

### III.2.2.3 Influence de la configuration sur la courbe effort – déplacement global

La Figure 59 montre les courbes contrainte – déplacement des configurations FO – FO et QI – FO testées sous charge de compression statique. Chaque courbe est un essai considéré représentatif en matériau sain lot 1 sauf la configuration QIv1 qui est réalisée avec un matériau périmé lot 1. L'influence de l'état du matériau est considéré négligeable comme trouvé dans le paragraphe III.2.2.2. Les courbes des configurations FO – FO ne peuvent pas être comparées avec celles des QI – FO parce que les éprouvettes ont des longueurs différentes.

Il est à noter que les courbes des configurations FO – FO sont presque identiques, l'influence de la configuration des FO – FO sur la raideur globale est alors négligeable.

Les courbes des deux configurations QI – FO sont très proches l'une de l'autre. La raideur globale des configurations QI – FO ne dépend alors pas de la configuration.

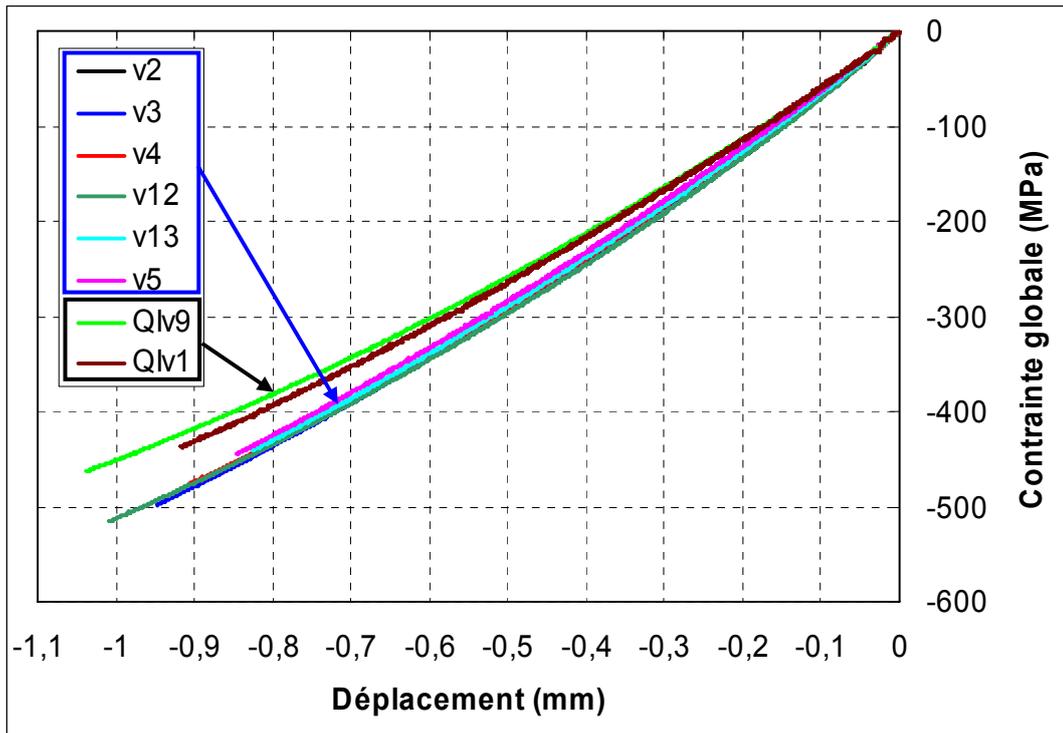


Figure 59 : Courbes contrainte – déplacement des différentes configurations testées en matériau sain lot 1 (sauf Qlv1 en matériau périné lot 1) sous charge de compression statique

### III.2.3 Déformation élastique sous charge de traction statique

#### III.2.3.1 Déformée des éprouvettes sous charge statique traction

Les déplacements à la transition partie fine – inclinée et partie épaisse – inclinée sont inversés par rapport au chargement de compression. Le moment de flexion montré en Figure 56 dû au décalage de la fibre neutre est en sens antihoraire. L’effort de traction impose un alignement de la fibre neutre.

#### III.2.3.2 Influence de la configuration sur la courbe effort – déplacement

La base de données des essais ne permet pas de faire une comparaison de l’influence de l’état du matériau sur la courbe contrainte – déplacement. La Figure 60 montre l’influence de la configuration sur la courbe contrainte – déplacement des essais représentatifs en matériau sain lot 1 sauf la Qlv1 qui est en périné lot 1. Les mêmes tendances que sous charge de compression ont été trouvées pour les deux types de configurations FO – FO et QI - FO.

Les pentes des courbes des FO – FO sont du même niveau sauf pour la v2 qui est légèrement décalée vers le bas. Les deux configurations QI – FO sont très proche une de l’autre.

Comme en compression statique, l’influence de la configuration sur la raideur en traction statique est faible.

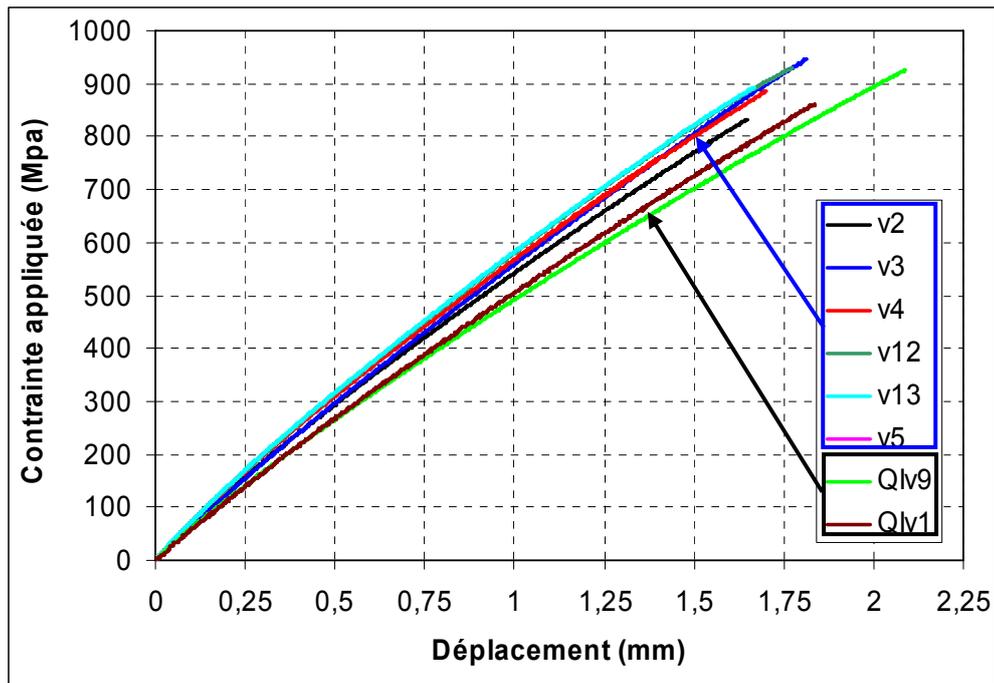


Figure 60 : Courbes contrainte – déplacement des différentes configurations testées en matériau sain lot 1 (sauf Qlv1 en matériau périmé lot 1) sous charge de compression statique

### III.2.4 Endommagements identifiés avant la rupture finale

#### III.2.4.1 Matrice d'essais des éprouvettes observées avec la caméra rapide

Les essais statiques ont été filmés avec une caméra rapide placée sur un côté de l'éprouvette. L'exploitation des images de cette caméra a permis d'identifier les endommagements qui apparaissent sur le côté avant la rupture finale. Le Tableau 7 montre les éprouvettes qui ont été observées. Toutes les éprouvettes sont en grammage 265 gr/m<sup>2</sup>, pour le grammage 132 gr/m<sup>2</sup> les observations n'ont pas donné de résultats. La résolution de la caméra utilisée n'était pas suffisante pour identifier les endommagements pour le grammage 132 gr/m<sup>2</sup>.

Tableau 7 : Plan d'essai des éprouvettes en 265 gr/m<sup>2</sup> observées pour identifier les endommagements avant la rupture finale

	Nombre d'éprouvettes observées en statique					
	v2	v3	v4	v12	v13	Qlv9
<b>Compression</b>	4	2	2	2	1	4
<b>Traction</b>	3	-	3	2	1	3

#### III.2.4.2 Endommagements observés en compression statique

Les phénomènes d'endommagements observés en compression se produisent juste avant la rupture finale. La fréquence d'acquisition de la caméra de 50000 images/secondes a permis d'identifier pour quelques éprouvettes les endroits et modes d'endommagements. La Figure 61

montre une éprouvette v2 avant la rupture ; les endommagements n'apparaissent que 20  $\mu$ sec avant la rupture finale. Pendant toute la phase de chargement précédente, aucun endommagement ne peut être observé avec la résolution d'image disponible.

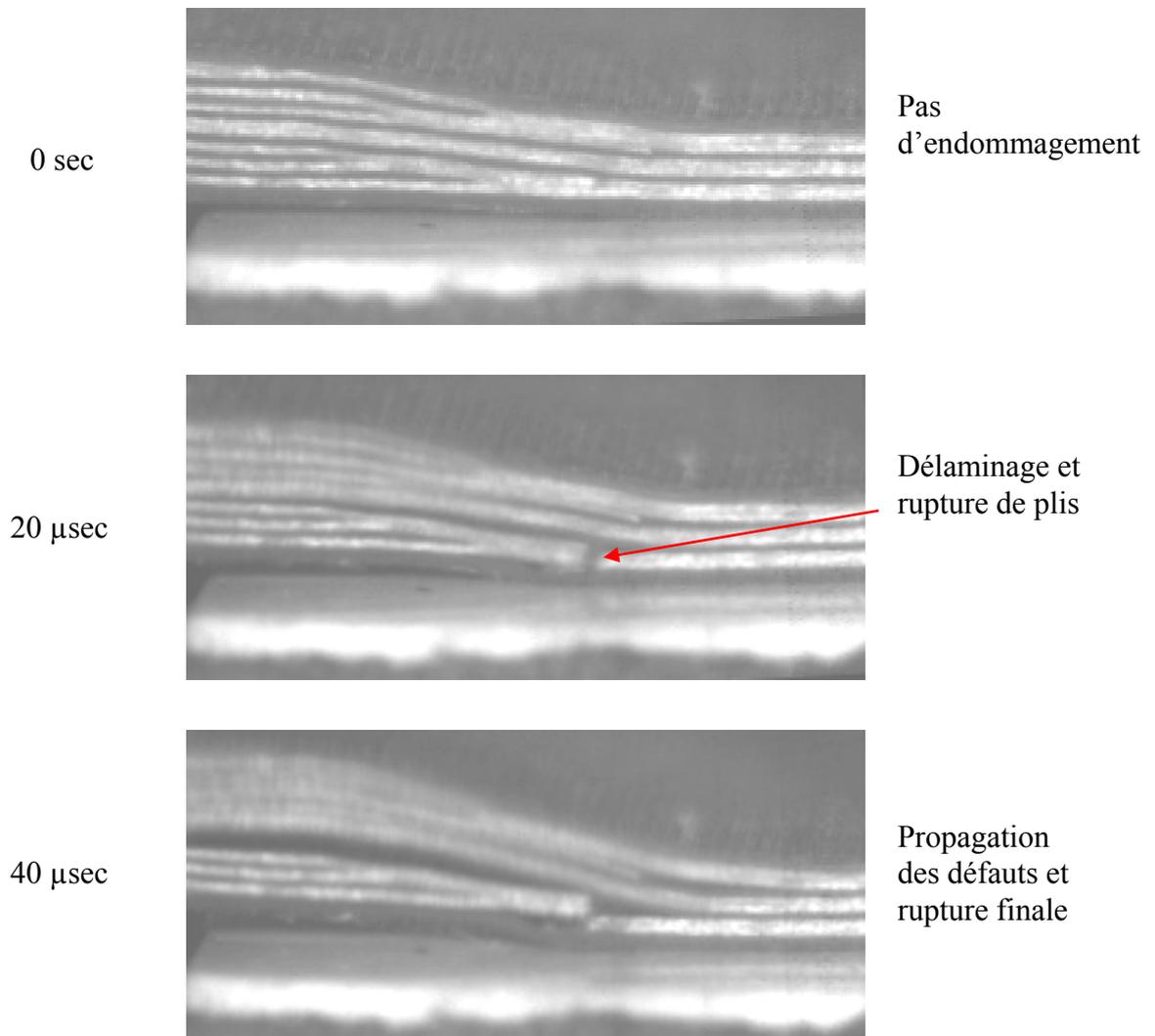


Figure 61 : Amorçage d'endommagement et rupture finale d'une v2 sous charge de compression statique

Tous les endommagements identifiés avant la rupture finale pour toutes les configurations testées sont montrés Figure 62 à Figure 64. Un endommagement mentionné a été observé au moins une fois. Pour la v2, v12 et v13 les délaminages s'amorcent autour des reprises 1 et 2 des configurations. Pour la QIv9 l'amorçage se produit autour des reprises 1 et 3. La v3 montre très peu d'endommagement avant la rupture finale, seulement un petit délaminage entre deux plis continus (plis 4 et 5) a été observé. Les délaminages de la v4 se trouvent autour des reprises 2 et 3 mais aussi entre deux plis continus.

Les reprises les plus proches de la partie fine, notamment les reprises 1 et 2 semblent alors être l'endroit critique en termes de délaminage et rupture des plis. La limitation de cette méthode est certainement la résolution des images. Les endommagements ne peuvent être identifiés qu'à par-



**FOv12**

20	90																				
19	45	90																			
18	0	45	90																		
17	0	0	45	90																	
16	-45	0	0	45	90																
15	0	-45	0	0	45	90															
14	45	0	-45	0	0	45	90														
13	0	45	0	0	0	0	45	90													
12	-45	-45	45	45	0	0	0	0	45	90											
11	0	0	-45	-45	45	0	0	0	0	45											
10	0	0	0	0	-45	-45	0	0	0	0											
9	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0											
8	0	0	-45	-45	0	0	0	0	0	-45	-45										
7	45	45	45	45	-45	-45	0	0	0	0											
6	0	0	0	0	45	45	-45	-45	0	0											
5	-45	-45	-45	-45	0	0	0	0	0	-45											
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45											
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90											
No.	8	7	6	5	4	3	2	1													

**FOv13**

20	90																				
19	45	90																			
18	0	45	90																		
17	0	0	45	90																	
16	-45	0	0	45	90																
15	0	-45	0	0	45	90															
14	45	0	-45	0	0	45	90														
13	0	45	0	-45	0	0	45	90													
12	-45	0	45	0	0	0	0	45	90												
11	0	-45	-45	45	45	0	0	0	0	45											
10	0	0	0	-45	-45	45	0	0	0	0											
9	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0	0											
8	0	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0										
7	45	45	45	-45	-45	0	0	0	0	0											
6	0	0	0	45	45	-45	-45	0	0	0											
5	-45	-45	-45	0	0	0	0	0	0	-45											
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45											
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90											
No.	8	7	6	5	4	3	2	1													

Figure 63 : Endommagements identifiés avant rupture en compression statique de la v12 et la v13

**FOv3**

20	90																				
19	45	90																			
18	0	45	90																		
17	0	0	45	90																	
16	-45	0	0	45	90																
15	0	-45	0	0	45	90															
14	45	0	-45	0	0	45	90														
13	0	45	0	0	0	0	45	90													
12	-45	-45	45	45	0	0	0	45	90												
11	0	0	-45	-45	45	0	0	0	45												
10	0	0	0	0	-45	-45	0	0	0	0											
9	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0											
8	0	0	-45	-45	0	0	0	0	0	-45											
7	45	45	45	45	-45	-45	0	0	0	0											
6	0	0	0	0	45	45	-45	-45	0	0											
5	-45	-45	-45	-45	0	0	0	0	0	-45											
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45											
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90											
No.	8	7	6	5	4	3	2	1													

**FOv4**

20	90																				
19	45	90																			
18	0	45	90																		
17	0	0	45	90																	
16	-45	0	0	45	90																
15	0	-45	0	0	45	90															
14	45	0	-45	0	0	45	90														
13	0	45	0	-45	0	0	45	90													
12	-45	0	45	0	0	0	0	45	90												
11	0	-45	-45	45	45	0	0	0	45												
10	0	0	0	-45	-45	45	0	0	0	0											
9	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0	0											
8	0	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0										
7	45	45	45	-45	-45	0	0	0	0	0											
6	0	0	0	45	45	-45	-45	0	0	0											
5	-45	-45	-45	0	0	0	0	0	0	-45											
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0											
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45											
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90											
No.	8	7	6	5	4	3	2	1													

Figure 64 : Endommagements identifiés avant rupture en compression statique de la v3 et la v4

### III.2.4.3 Endommagements observés en traction statique

La charge à rupture des éprouvettes en traction statique est presque deux fois plus élevée qu'en compression statique. L'énergie stockée dans les éprouvettes est alors deux fois plus élevée ce qui provoque une rupture encore plus explosive qu'en compression. Pour ces éprouvettes, souvent aucun endommagement n'est visible avant rupture. Dans quelques cas, comme en compression, des endommagements sont visibles juste avant la rupture.

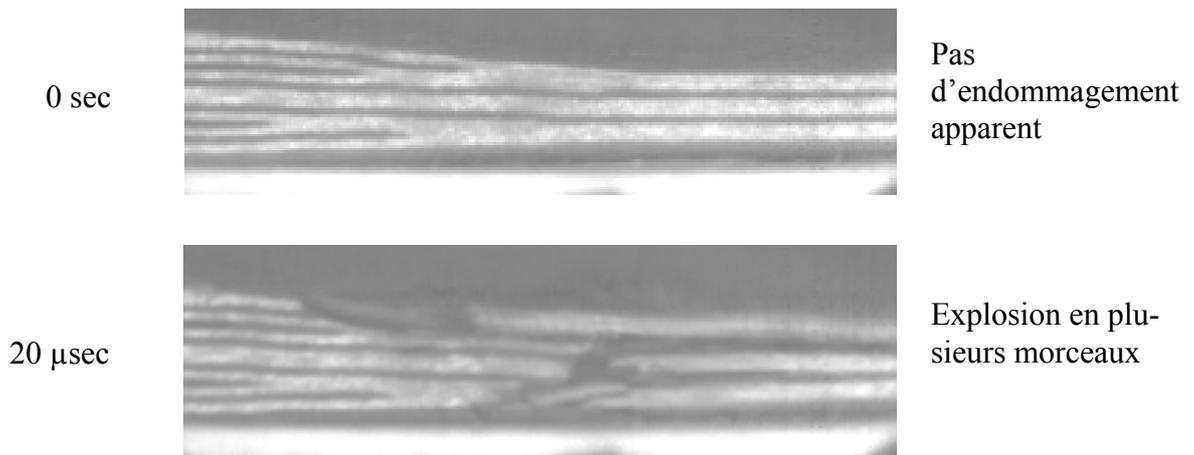


Figure 65 : Rupture finale d'une v2 sous charge de traction statique

Pour ces éprouvettes les Figure 66 et Figure 67 montrent que les délaminages s'amorcent autour de la reprise 1 pour la v2 et la reprise 2 pour la v12, reprises qui sont situées dans la partie supérieure de l'axe de symétrie des stratifiés. Dans la v4 un délaminage s'amorce autour de la reprise 3 et se propage vers la partie fine en cassant un pli à  $-45^\circ$ . La rupture finale de ces trois configurations a été explosive, une localisation de la rupture des plis n'a pas été possible. Pour les autres configurations il n'a pas été possible d'identifier les modes et endroits d'endommagements parce que la rupture s'est produite trop brutalement comme illustrée dans la Figure 65. Généralement il est à noter que les modes et les endroits d'endommagements observés en traction statiques sont les mêmes qu'en compression statique. Des délaminages amorcent de préférence autour des reprises de plis situées au niveau de la transition partie fine – partie inclinée.

**FOv2**

20	90								
19	45	90							
18	0	45	90						
17	0	0	45	90					
16	-45	0	0	45	90				
15	0	-45	-45	0	45	90			
14	45	0	0	-45	0	45	90		
13	0	45	45	0	-45	0	45	90	
12	-45	0	0	45	0	-45	0	45	90
11	0	-45	-45	0	0	0	0	0	45
10	0	0	0	-45	-45	0	0	0	0
9	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0
8	0	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45
7	45	0	0	-45	-45	0	0	0	0
6	0	45	45	0	0	-45	-45	0	0
5	-45	0	0	0	0	0	0	-45	-45
4	0	-45	-45	-45	-45	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90
No.	8	7	6	5	4	3	2	1	

**FOv12**

20	90								
19	45	90							
18	0	45	90						
17	0	0	45	90					
16	-45	0	0	45	90				
15	0	-45	0	0	45	90			
14	45	0	-45	0	0	45	90		
13	0	45	0	0	0	0	45	90	
12	-45	-45	45	45	0	0	0	45	90
11	0	0	-45	-45	45	0	0	0	45
10	0	0	0	0	-45	-45	0	0	0
9	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45	0
8	0	0	-45	-45	0	0	0	0	-45
7	45	45	45	45	-45	-45	0	0	0
6	0	0	0	0	45	45	-45	-45	0
5	-45	-45	-45	-45	0	0	0	0	-45
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90
No.	8	7	6	5	4	3	2	1	

Figure 66 : Endommagements identifiés avant la rupture en traction statique de la v2 et la v12

**FOv4**

20	90								
19	45	90							
18	0	45	90						
17	0	0	45	90					
16	-45	0	0	45	90				
15	0	-45	0	0	45	90			
14	45	0	-45	0	0	45	90		
13	0	45	0	-45	0	0	45	90	
12	-45	0	45	0	0	0	0	45	90
11	0	-45	-45	45	45	0	0	0	45
10	0	0	0	-45	-45	45	0	0	0
9	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0
8	0	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45
7	45	45	45	-45	-45	0	0	0	0
6	0	0	0	45	45	-45	-45	0	0
5	-45	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90
No.	8	7	6	5	4	3	2	1	

Figure 67 : Endommagements identifiés avant la rupture en traction statique de la v4

### III.2.5 Contraintes à rupture

#### III.2.5.1 Influence du grammage sur les contraintes à rupture

Les contraintes à rupture sous charge de compression statique des configurations v2 et v3 en 132 et 265 gr/m<sup>2</sup> sont regroupées dans le Tableau 8. Les valeurs à rupture du grammage 132 gr/m<sup>2</sup> sont plus faibles que le 265 gr/m<sup>2</sup> pour les deux configurations. Pour la v2 les différences sont plutôt faibles et dans la dispersion des résultats. La v3 montre une différence plus importante mais les valeurs sont aussi dans la dispersion des résultats.

Tableau 8 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique de la v2 et la v3 en grammage 132 gr/m<sup>2</sup> et 265 gr/m<sup>2</sup>

Configuration	Valeurs en MPa						
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Différence %
<b>v2 265 gr/m<sup>2</sup></b>	434	449	467	458	<b>452</b>	<b>14</b>	<b>---</b>
<b>v2 132 gr/m<sup>2</sup></b>	401	434	449		<b>428</b>	<b>24</b>	<b>-5</b>
<b>v3 265 gr/m<sup>2</sup></b>	471	498	539	523	<b>508</b>	<b>30</b>	<b>---</b>
<b>v3 132 gr/m<sup>2</sup></b>	455	427	498		<b>460</b>	<b>36</b>	<b>-9</b>

Les contraintes à rupture sous charge de traction statique des configurations v2 et v3 en grammage 132 et 265 gr/m<sup>2</sup> sont montrées dans le Tableau 9. Pour les deux configurations v2 et v3 la contrainte à rupture des éprouvettes en 132 gr/m<sup>2</sup> est supérieure à celle en 265 gr/m<sup>2</sup>. En 132 gr/m<sup>2</sup> les deux configurations sont au même niveau, en 265 gr/m<sup>2</sup> par contre les valeurs de la v2 sont inférieures à celles de la v3.

Tableau 9 : Contraintes à rupture sous charge de traction statique de la v2 et la v3 en grammage 132 gr/m<sup>2</sup> et 265 gr/m<sup>2</sup>

Configuration	Valeurs en MPa						
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Différence %
<b>v2 265 gr/m<sup>2</sup></b>	754	832	829	862	<b>819</b>	<b>46</b>	<b>---</b>
<b>v2 132 gr/m<sup>2</sup></b>	1145	1058	1086		<b>1096</b>	<b>44</b>	<b>34</b>
<b>v3 265 gr/m<sup>2</sup></b>	948	954	946	908	<b>939</b>	<b>21</b>	<b>---</b>
<b>v3 132 gr/m<sup>2</sup></b>	1064	1120	1097	1152	<b>1108</b>	<b>37</b>	<b>18</b>

Il a été trouvé que l'influence du grammage sur la contrainte à rupture en compression statique est faible. En traction statique par contre une différence importante a été trouvée, la résistance du grammage 132 gr/m<sup>2</sup> est plus élevée que celle du grammage 265 gr/m<sup>2</sup>.

### III.2.5.2 Influence de l'état du matériau sur les contraintes à rupture

Dans le paragraphe III.2.2.2 il a déjà été montré que l'état du matériau n'influence presque pas la raideur globale de l'éprouvette sous charge de compression statique. Dans ce paragraphe l'influence de l'état du matériau sur les valeurs à rupture sera présentée.

Le Tableau 10 montre les contraintes à rupture en compression statique de la v2 selon trois états de matériau. Il est à noter que les contraintes à rupture du matériau lot 2 sain et avec des porosités sont 19% et respectivement de 14% plus faibles que celles du matériau sain lot 1. La tenue du matériau lot 2 est bien moins élevée que celle du lot 1. Les porosités diminuent encore plus la tenue mais leur influence est faible comparée à l'effet du lot. Malgré le faible nombre d'essais, il apparaît que la dispersion des résultats est plus élevée pour le lot 2 que pour le lot 1.

Tableau 10 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique de la v2 en différents états de matériau en 265 gr/m<sup>2</sup>

v2	Valeurs en MPa						
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Différence %
<b>Sain lot 1</b>	434	449	467	458	<b>452</b>	<b>14</b>	---
<b>Avec porosités lot 2</b>	381	347			<b>364</b>	<b>24</b>	<b>-19</b>
<b>Sain lot 2</b>	393	407	362		<b>387</b>	<b>23</b>	<b>-14</b>

Les contraintes à rupture en compression statique de la v13 en trois états de matériau sont montrées dans le Tableau 11. Les valeurs du matériau périmé lot 1 sont 5% plus faibles que celles du matériau sain lot 1. Comme il a été trouvé dans Tableau 10, la tenue du matériau lot 2 avec des porosités est plus faible que cela du matériau lot 1 et la dispersion des valeurs est plus élevée.

Tableau 11 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique de la v13 en différents états de matériau en 265 gr/m<sup>2</sup>

v13	Valeurs en MPa					
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Moyenne	Ecart type	Différence %
<b>Sain lot 1</b>	446	441		<b>443</b>	<b>3</b>	---
<b>Périmé lot 1</b>	427	418	416	<b>420</b>	<b>6</b>	<b>-5</b>
<b>Avec porosités lot 2</b>	353	352	307	<b>337</b>	<b>27</b>	<b>-24</b>

Une comparaison des contraintes à rupture sous charge de traction statique pour la configuration QIv1 se trouve dans le Tableau 12. La tenue en traction du lot 2 avec des porosités est 8% plus faible que celle du matériau périmé en lot 1. La dispersion des valeurs du matériau lot 2 avec les porosités est très élevée.

Tableau 12 : Contraintes à rupture sous charge de traction statique de la QIv1 en différents états de matériau en 265 gr/m<sup>2</sup>

QIv1	Valeurs en MPa					
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Moyenne	Ecart type	Différence %
Périmé lot 1	876	780	861	839	52	0
Avec porosités lot 2	739	792	775	769	27	-8

A partir de ces résultats une hiérarchie des matériaux peut être mise en évidence.

Tableau 13: Hiérarchie en termes de la contrainte à rupture en compression statique des différents états de matériau en 265 gr/m<sup>2</sup>

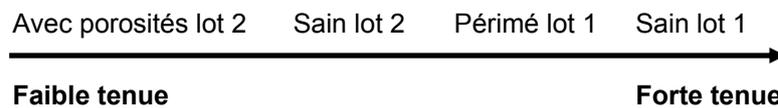
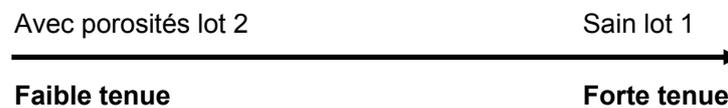


Tableau 14: Hiérarchie en termes de la contrainte à rupture en traction statique des différents états de matériau en 265 gr/m<sup>2</sup>



Dans le paragraphe III.2.4.2 il a été montré que la rupture se produit après l'amorçage des délaminages autour des reprises de plis. Les porosités diminuent la résistance au délaminage et explique la plus faible tenue de ce matériau.

En traction, l'influence des porosités est plus faible qu'en compression. Les différences trouvées sont principalement liées à la plus faible tenue du matériau lot 2. Sous charge de traction peu de délaminages ont été trouvés (paragraphe III.2.4.3). L'influence des porosités est logiquement plus faible puisque la résistance à rupture des plis n'est pas influencée par les porosités.

### III.2.5.3 Influence de la configuration sur les contraintes à rupture en compression statique

Les éprouvettes des configurations v5 et QIv1 ont été fabriquées en matériau périmé lot 1, toutes les autres configurations en matériau sain lot 1. Le paragraphe III.2.5.2 a montré que la différence entre les valeurs du matériau sain lot 1 et périmé lot 1 est faible. Il est alors justifié de comparer les résultats de différentes configurations pour ces deux états de matériau. Les contraintes à rupture de toutes les configurations testées sous charge de compression statique

sont présentées dans le Tableau 15. Comparées aux différences trouvées entre les différents états de matériau, les différences entre les configurations sont faibles. La tenue des configurations v3 et v12 est clairement supérieure à la v2, les autres configurations sont presque au même niveau.

Tableau 15 : Contraintes à rupture sous charge de compression statique des différentes configurations testées en 265 gr/m<sup>2</sup>

Configuration	Valeurs en MPa						
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Différence %
<b>v2</b>	434	449	467	458	<b>452</b>	<b>14</b>	<b>0</b>
<b>v3</b>	471	498	539	523	<b>508</b>	<b>30</b>	<b>12</b>
<b>v4</b>	466	479	475	471	<b>473</b>	<b>6</b>	<b>5</b>
<b>v12</b>	500	506	515	516	<b>509</b>	<b>8</b>	<b>13</b>
<b>v13</b>	446	441			<b>443</b>	<b>3</b>	<b>-2</b>
<b>v5</b>	454	445	384		<b>427</b>	<b>38</b>	<b>-5</b>
<b>QIv9</b>	463	468	418	520	<b>467</b>	<b>42</b>	<b>3</b>
<b>QIv1</b>	426	460	425	437	<b>437</b>	<b>16</b>	<b>-3</b>

En se basant sur les contraintes à rupture moyenne du Tableau 15, la hiérarchie des configurations est présentée Figure 68. En plus des contraintes à rupture, la figure montre les écarts types associés.

La hiérarchie donnée peut être divisée en deux groupes, un avec une plus forte tenue (v4, v3 et v12) et un avec une plus faible tenue (v5, QIv1, v13, v2 et QIv9). Le paramètre avec la plus forte influence est la permutation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur qui sont permutées dans la v3 et la v12 par rapport aux configurations v4 et v13. Mais aussi la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur influence la tenue. La tenue de la v4 avec les reprises 1 et 2 le plus à l'extérieur est supérieure à celles de la v2 et la v13. En conclusions pour les configurations testées il a été trouvé que :

- la contrainte à rupture augmente quand la reprise 1 se trouve en dessous de l'axe de symétrie (v3 et v12)
- la contrainte à rupture augmente quand les reprises 1 et 2 se trouvent le plus l'extérieur (v4)
- l'influence de l'orientation des plis arrêté et du stratifié de base est faible.

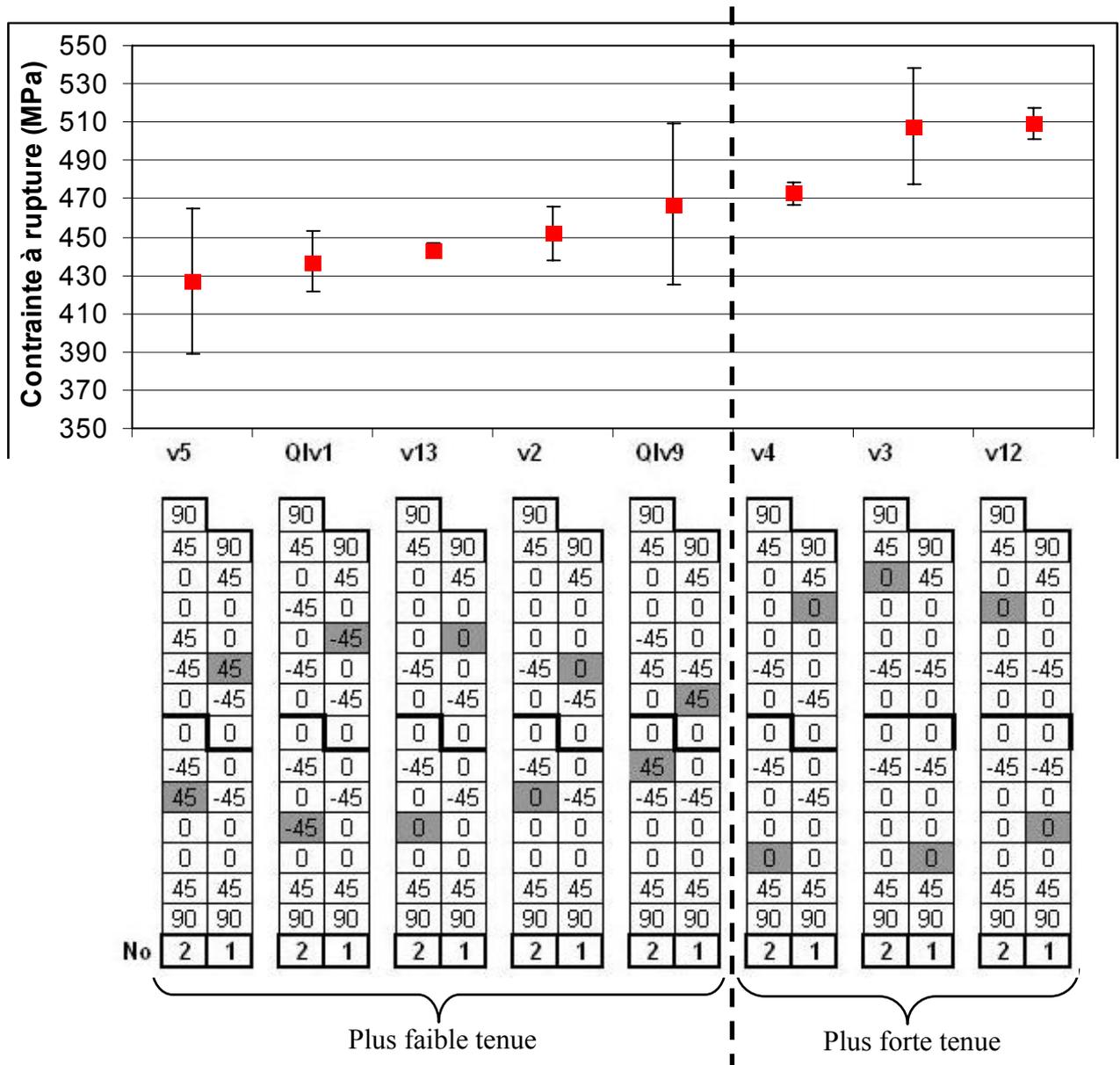


Figure 68 : Hiérarchie en termes de la contrainte à rupture en compression statique et écart types des configurations avec les stratifications au niveau de la reprise 1 et 2

### III.2.5.4 Influence de la configuration sur les contraintes à rupture en traction statique

Les contraintes à rupture sous charge de traction statique sont montrées dans le Tableau 15. Les valeurs des configurations v2, v13, QIv9 et QIv1 sont au même niveau. Les valeurs des configurations v3, v4 et v12 sont aussi au même niveau et plus élevées que celles des autres configurations.

Tableau 16 : Contraintes à rupture sous charge de traction statique des différentes configurations testées en 265 gr/m<sup>2</sup>

Configuration	Valeurs en MPa						
	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Difference %
<b>v2</b>	754	832	829	862	<b>819</b>	<b>46</b>	<b>0</b>
<b>v3</b>	948	954	946	908	<b>939</b>	<b>21</b>	<b>15</b>
<b>v4</b>	947	889	924	928	<b>922</b>	<b>24</b>	<b>13</b>
<b>v12</b>	905	981	928	1011	<b>956</b>	<b>49</b>	<b>17</b>
<b>v13</b>	893	841	-	-	<b>867</b>	<b>37</b>	<b>6</b>
<b>v5</b>	-	-	-	-	-	-	-
<b>QIv9</b>	929	813	882	895	<b>880</b>	<b>49</b>	<b>7</b>
<b>QIv1</b>	876	780	861	-	<b>839</b>	<b>52</b>	<b>2</b>

Comme en compression statique une hiérarchie est montrée Figure 69. L'écart type pour toutes les configurations est élevé et le nombre d'essais pour la v13 et la QIv1 est faible. Comme en compression, les tenues des configurations sont divisées en deux groupes. Les v2, v13, QIv9 et QIv1 avec une tenue plus faible que les v3, v4 et v12. Comme en compression, les configurations v3 et v12 où la reprise 1 se trouve en bas de l'axe de symétrie ont les contraintes à rupture les plus élevées. La v4 où les reprises 1 et 2 se trouvent le plus à l'extérieur est à la même place de l'hiérarchie qu'en compression mais en traction sa tenue est clairement plus élevée. L'ordre des autres configurations est le même qu'en compression sauf pour la v2. En traction elle a la tenue la plus faible. Pour les configurations testées il a alors été trouvé que :

- La configuration influence la contrainte à rupture en traction statique
- La contrainte à rupture augmente quand la reprise 1 se trouve en bas de l'axe de symétrie
- Positionner les reprises de plus proche de la partie fine plus vers l'extérieur augmente la contrainte à rupture
- L'influence du stratifié de base est faible

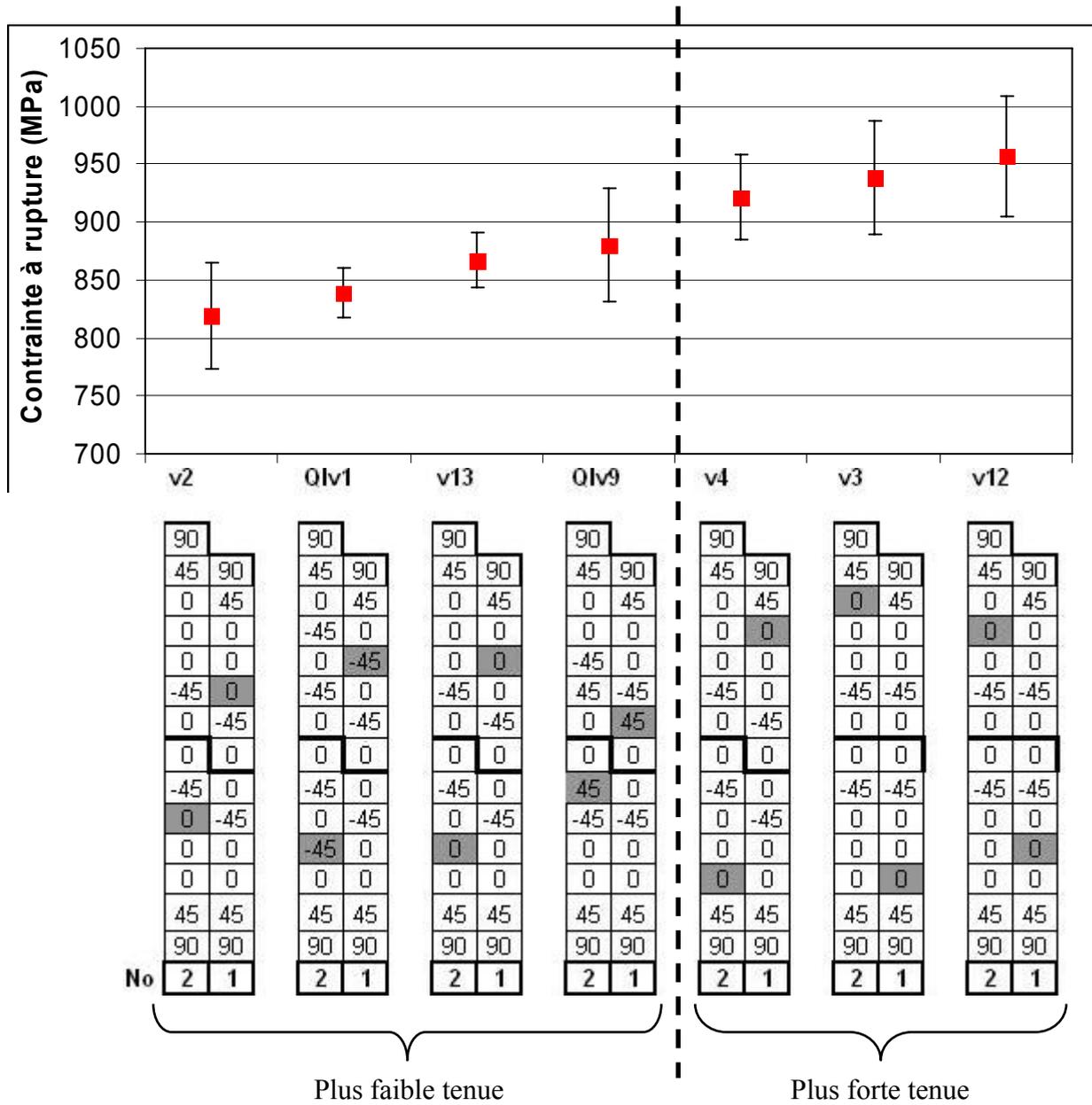


Figure 69 : Hiérarchie des configurations en termes de la contrainte à rupture en traction statique et stratification au niveau de la reprise 1 et 2

### III.2.5.5 Influence du chargement sur les contraintes à rupture

Les contraintes à rupture en compression et traction statique ont été présentées dans les Tableau 15 et Tableau 16. Une comparaison des valeurs sous ces deux types de chargement est montrée dans le Tableau 17. Le rapport entre les valeurs à rupture en compression et traction a été calculé. Il est à noter que ce rapport est de l'ordre de 2 pour toutes les configurations en 265 gr/m<sup>2</sup> et autour de 2,5 pour les 132 gr/m<sup>2</sup>. Le chargement de compression est donc beaucoup plus critique en termes de tenue finale à rupture.

La différence peut être expliquée par le mode de rupture. En traction l'éprouvette casse en traction pure. Le décalage de la fibre neutre provoque des déplacements de l'éprouvette mais ne change pas le mode de rupture. En compression la non-symétrie des éprouvettes entraîne une flexion. La rupture est alors une combinaison de rupture à cause de la charge en compression dans l'axe de l'éprouvette et une flexion introduite par le décalage de la fibre neutre.

Les éprouvettes en 132 gr/m<sup>2</sup> ont des épaisseurs deux fois plus fines que les 265 gr/m<sup>2</sup> mais presque la même longueur. L'effet de la flexion en compression est alors plus important pour les éprouvettes en 132 gr/m<sup>2</sup> ce qui explique la plus grande différence entre le chargement en traction et en compression.

Tableau 17 : Différence des contraintes à rupture en traction et compression statique

Grammage	Configuration	Valeurs en MPa		
		Traction	Compression	Rapport compression/traction
265 gr/m <sup>2</sup>	v2	819	452	1,8
	v3	939	508	1,8
	v4	922	473	2,0
	v12	956	509	1,9
	v13	867	443	2,0
	v5	-	427	-
	Qlv9	880	467	1,9
	Qlv1	839	437	1,9
132 gr/m <sup>2</sup>	v2	1096	428	2,6
	v3	1108	460	2,4

### III.3 Identification des premiers endommagements en fatigue

#### III.3.1 Niveaux de charge en fatigue et Matrice d'essais

Le paragraphe III.2.5.5 a montré que les contraintes à rupture sous charge de compression statique sont deux fois plus faibles que celles en traction statique. Le chargement en compression est alors considéré plus critique en termes d'amorçage de défaut et rupture finale. Afin de comparer les nombres de cycles au premier endommagement et la durée de vie en fatigue, les mêmes niveaux de charge en fatigue ont été utilisés pour toutes les configurations. La contrainte à rupture en compression statique de la v2 a été prise comme référence pour définir les niveaux de charge. Les différents niveaux de charge définie en *kN* sont regroupés dans le Tableau 18.

Tableau 18 : Niveaux de charge pour les essais de fatigue définis en fonction de la rupture en compression statique de la v2 en 265 gr/m<sup>2</sup>

Niveau (%)	Grammage 265 gr/m <sup>2</sup>		Grammage 132 gr/m <sup>2</sup>	
	Charge (kN)	Contrainte (MPa)	Charge (kN)	Contrainte (MPa)
100%	72,6	452	32,9	428
70%	50,8	316	23,1	300
65%	47,2	294		
60%	43,6	271		
50%	36,3	226	16,5	214
45%	32,7	203	14,8	193

Toutes les configurations ont été testées au moins à trois niveaux de charge différents (70%, 60%, 50%). Afin d'étudier l'influence du niveau de charge sur les phénomènes d'endommagement, les configurations v2 et v3 ont aussi été testées à 45%, la Qlv9 à 65%. Le Tableau 19 montre le nombre des éprouvettes testées par configuration et par niveau de charge. Les éprouvettes sont réalisées avec deux états de matériau différent, sain lot 1 et périmé lot 1.

Tableau 19 : Nombre d'éprouvettes testées pour identifier les modes et lieux d'endommagement

Configuration	70%	65%	60%	50%	45%	Total
v2	2	-	2	5	3	12
v3	1	-	2	7	2	12
v4	2	-	4	6	-	12
v12	2	-	2	6	-	10
v13	2	-	5	6	-	13
v5	3	-	3	2	-	8
Qlv9	3	1	2	2	-	8
Qlv1	1	-	-	1	-	2

### III.3.2 Modes d'endommagements observés

#### III.3.2.1 Méthodes pour arrêter les essais de fatigue

Pour réaliser les deux objectifs de l'étude, identifier les modes et endroits d'endommagements et trouver la hiérarchie de la criticité d'amorçage d'endommagement, deux méthodes différentes ont été utilisées pour arrêter les essais de fatigue. La première méthode est de fixer une limite en déplacement. La Figure 70 montre la courbe du déplacement maximale et minimale en fonction du nombre de cycles total. Le déplacement en phase de compression diminue en fonction du nombre de cycles ; ce comportement a été trouvé dans tous les essais. On suppose alors que la variation du déplacement en compression est un bon indicateur de l'apparition d'un endommagement. La procédure pour arrêter les essais avant la rupture finale et pour identifier les modes et lieux d'endommagement est la suivante :

- noter le déplacement en phase de compression après une phase de mise en place de l'éprouvette dans les mors entre 200 et 1000 cycles (en fonction du niveau de charge)
- fixer une limite de déplacement pour arrêter l'essai en ajoutant entre 15 et 25  $\mu\text{m}$  (en fonction du niveau de charge) au déplacement initial

#### Déplacement en phase de compression et de traction

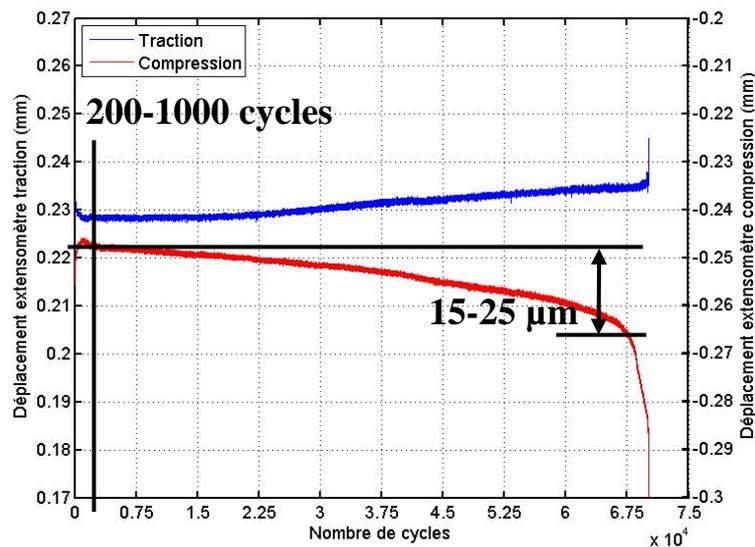


Figure 70 : Courbe de déplacement au point de la charge maximale en phase de traction et charge minimale de compression par cycle de chargement en fonction du nombre de cycles

La deuxième méthode est d'arrêter les essais régulièrement avec des intervalles qui dépendent de la configuration et du niveau de charge. Cela permet d'identifier les modes et endroits d'endommagement mais aussi d'estimer le nombre de cycles où les endommagements s'amorcent.

### III.3.2.2 Endommagements observés

L'observation des éprouvettes arrêtées a montré que les endroits et les modes d'endommagement sont :

- Indépendant du grammage
- Indépendant du niveau de charge
- Indépendant de la configuration
- Indépendant de l'état du matériau

Ci-après les modes d'endommagement les plus fréquents et considérés comme les plus significatifs pour le comportement global de l'éprouvette sous charge de fatigue seront présentés.

La Figure 71 montre des fissures des plis à 45° et 90° qui sont les deux plis extérieurs pour toutes les configurations. Ces fissures apparaissent de préférence au niveau de la transition partie fine - inclinée au niveau des reprises 1 et 2. Ces fissures sont arrêtées lorsqu'elles rencontrent un pli à 0°.

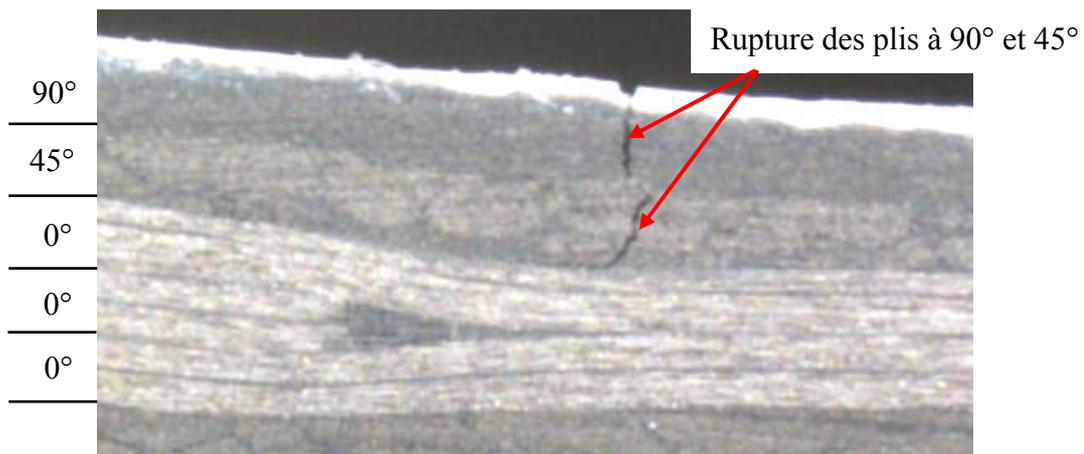
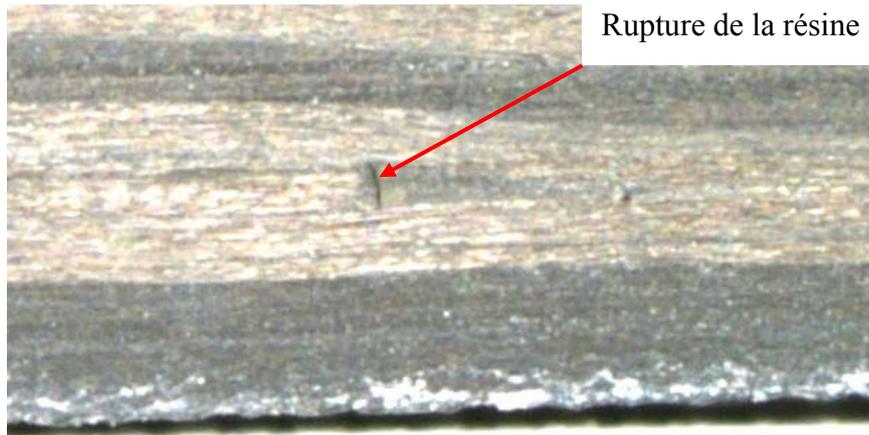


Figure 71 : Rupture des plis à 90° et 45° à l'extérieur

Un autre mode d'endommagement observé sont des fissures dans la poche de résine comme il est montré dans la Figure 72. Souvent ces fissures ont été observées avant l'amorçage de délaminage autour de la reprise de pli. Après la rupture de la résine elle ne transfère plus de charge ce qui augmente la concentration de contrainte directement à l'arrêt du pli. Cette variation de l'état de contrainte peut entraîner l'amorçage de délaminage. Mais cet endommagement n'a pas été observé pour toutes les éprouvettes



*Figure 72 : Rupture de la résine dans la zone triangulaire aux arrêts de plis*

Le délaminage montré dans la Figure 73 a amorcé autour d'une reprise de plis et a propagé en haut du pli arrêté vers la partie épaisse et vers la partie fine. Des délaminages autour des reprises de plis ont été observés régulièrement. La majorité des délaminages s'amorce dans la partie épaisse et propage de préférence vers la partie épaisse. Très peu de délaminages ont amorcé vers la partie fine.



*Figure 73 : Délaminage amorcé autour d'une reprise de plis*

La propagation des délaminages avec changement d'interface est un autre mode d'endommagement observé. En cassant un pli en haut ou en bas de l'interface de propagation, la fissure change d'interface et propage le long de la nouvelle interface. Ce mode de rupture apparaît dans un état de dégradation avancé, ça veut dire après l'amorçage des premiers endommagements.



Figure 74 : Propagation d'un délaminage par rupture d'un pli désorienté

### III.3.3 Distribution et fréquence des endommagements sur les bords

#### III.3.3.1 Endroits critiques d'amorçage

Il a été trouvé que les délaminages sont le mode d'endommagement le plus critique en termes d'influence sur le comportement global et la tenue finale en fatigue. Pour cette raison l'observation des différentes configurations s'est concentrée sur l'identification des délaminages. Les observations ont montré qu'ils s'amorcent de préférence autour des reprises de plis situées à la transition entre la partie fine et la partie inclinée. Des délaminages ont aussi été trouvés autour des autres reprises de plis mais souvent ils ne propagent pas ou très lentement. Des délaminages autour de la reprise 8 proche de la partie épaisse ont aussi été observés pour les configurations v2 et v5. Ces délaminages sont situés loin de la section de la rupture finale qui est proche de la partie fine, leur influence sur le comportement global est faible. L'étude s'est alors focalisée sur les délaminages autour des reprises 1 et 2. La Figure 75 montre une configuration v2 où des délaminages ont amorcé autour des reprises 1 et 2 proches de la partie fine.

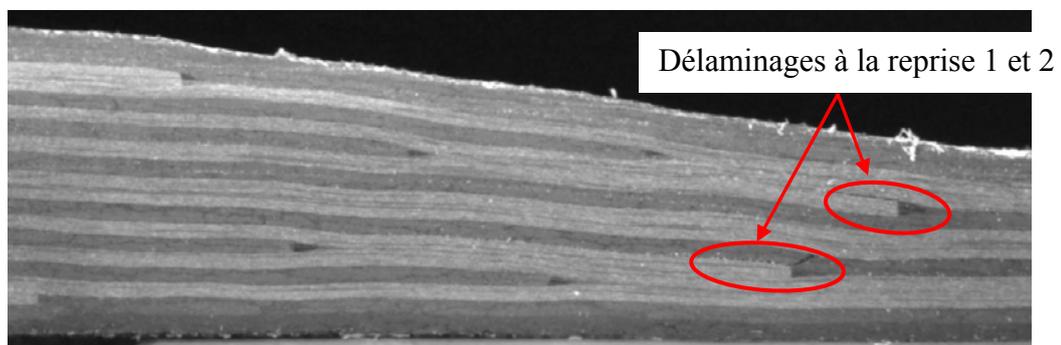


Figure 75 : Côté 2 d'une v2 en 265 gr/m<sup>2</sup> testée à 50% et arrêtée à 10 000 cycles

### III.3.3.2 Fréquence des délaminages sur les deux côtés de l'éprouvette

Il a été observé que la distribution des délaminages sur les deux côtés des éprouvettes n'est pas symétrique, ça veut dire qu'il y a un côté préférentiel pour l'amorçage d'un délaminage. Les Figure 76 et Figure 77 montrent les deux côtés d'une éprouvette v2 et d'une v4 au niveau de la reprise 2. Il est à observer que pour ces deux configurations, les délaminages ont amorcé sur le côté 2 autour de la reprise 2 et que sur le côté 1 il n'y a pas d'endommagement.

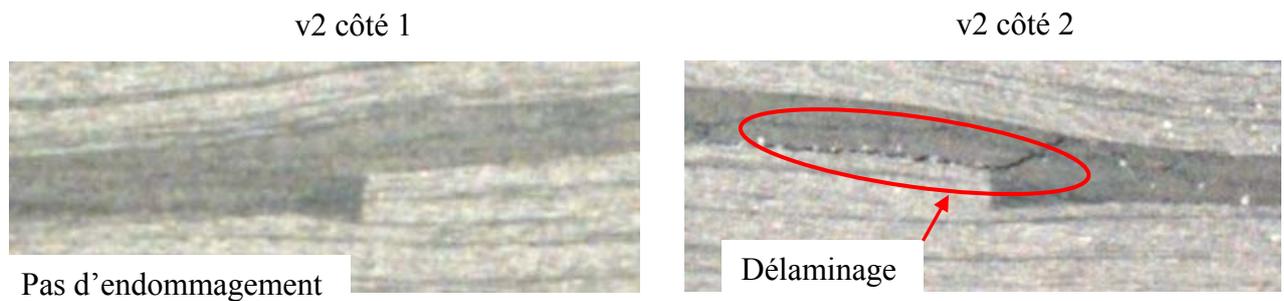


Figure 76 : Délaminage à la reprise 2 de la v2 testée à 50%, arrêtée à 8000 cycles

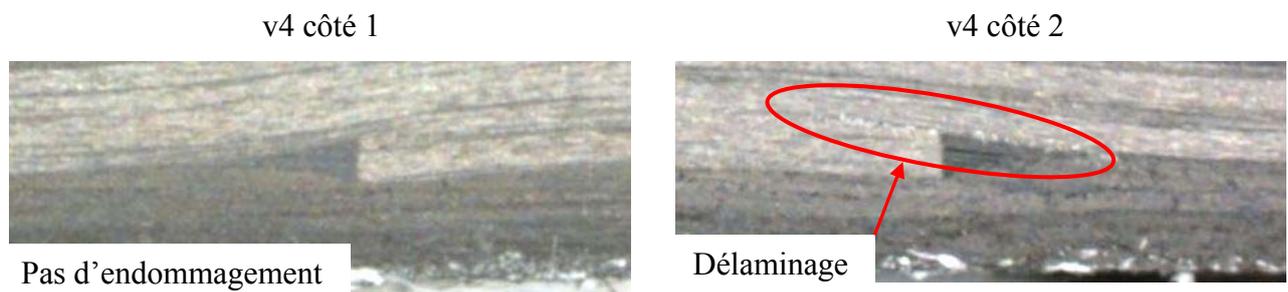


Figure 77 : Délaminage à la reprise 2 de la v4 testée à 50%, arrêtée à 8000 cycles

La fréquence des délaminages observés sur les deux côtés autour de la reprise 1 et 2 pour toutes les configurations est montrée dans le Tableau 20 pour les éprouvettes en grammage 265 gr/m<sup>2</sup>. Le lieu d'amorçage des délaminages qui ont été dénombrés peut se situer en haut ou en bas du pli arrêté. Pour les endroits marqués en rouge il y a un écart important entre le nombre de délaminages trouvé entre les deux côtés.

Tableau 20 : Fréquence des délaminages en haut et en bas du pli arrêté trié par reprise et par côté pour les éprouvettes en grammage 265 gr/m<sup>2</sup>

		Reprise 1		Reprise 2		Nombre d'essais
		Côté 1	Côté 2	Côté 1	Côté 2	
v2	haut	9	7	4	8	12
	bas	0	0	0	0	
v3	haut	0	8	0	1	12
	bas	0	0	2	7	
v4	haut	3	0	3	8	12
	bas	5	11	0	0	
v12	haut	3	6	3	2	7
	bas	1	1	1	2	
v13	haut	6	7	1	6	13
	bas	1	2	0	0	
v5	haut	0	0	1	0	8
	bas	2	4	0	0	
Qlv9	haut	0	5	0	3	8
	bas	0	0	0	0	
Qlv1	haut	1	0	1	0	2
	bas	0	0	0	0	

**en rouge** Délaminage de préférence de ce côté

Il est à noter que pour quelques configurations en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> les délaminages s'amorcent clairement de préférence d'un côté. Afin de vérifier que la dissymétrie trouvée ne dépend pas des conditions de serrage de l'éprouvette dans les mors de la machine d'essais, quelques éprouvettes ont été serrées à l'inverse. La même distribution d'endommagement sur les deux côtés a été trouvée pour toutes les rotations possibles de l'éprouvette. Les phénomènes sont alors liés à une distribution non-symétrique des contraintes interlaminaires autour des reprises de plis. Cette dissymétrie peut être due à l'empilement local autour des reprises de plis. Localement, les plis désorientés peuvent influencer l'état de contraintes directement à l'arrêt du pli. Un modèle éléments finis qui permet de calculer l'état des contraintes interlaminaires autour des reprises de plis sera présentée dans le chapitre IV.

### III.3.3.3 Influence de la fissuration des plis à l'extérieur

Pour toutes les configurations, des fissures de pli ont été observées pour les deux plis extérieurs à 45° et 90° des empilements. Le Tableau 21 montre le nombre d'essais où des fissures ont été trouvées en haut ou en bas. Elles sont triées par côté de l'éprouvette pour le grammage 265 gr/m<sup>2</sup>. Les côtés préférentiels trouvés dans le paragraphe III.3.3.2 sont indiqués en jaune. Le tableau montre que sauf pour les configurations v3, v4 et la v12 il y a plus de fissuration de plis en haut qu'en bas. Si un délaminage a été trouvé d'un côté, souvent les plis à l'extérieur ont cassé de ce côté. Les plis sont généralement fissurés soit sur les deux côtés soit sur aucun côté.

Tableau 21 : Fréquence de fissuration des plis à 90° et 45° tout en haut et tout en bas de la stratification en grammage 265 gr/m<sup>2</sup>

	Plis extérieurs en haut		Plis extérieurs en bas		Nombre d'essais
	Côté 1	Côté 2	Côté 1	Côté 2	
v2	11	6	0	0	12
v3	12	11	6	12	12
v4	11	12	8	12	12
v12	9	5	4	0	10
v13	13	10	0	0	13
v5	7	6	0	0	8
Qlv9	2	8	0	0	8
Qlv1	2	2	0	0	2

**en rouge** Côté préférentiel de fissuration  
 Côté préférentiel d'amorçage

Le couplage fissuration des plis à l'extérieur et de l'amorçage peut être expliqué en observant la position des reprises de plis dans l'épaisseur de l'éprouvette. Les configurations v3 et v4 n'ont pas de plis à 0° entre les plis à l'extérieur et les reprises 1 et 2. La situation autour des reprises 1 et 2 de ces deux configurations est montrée Figure 78 avec pour exemple une v4. Il est à observer que les plis à l'extérieur sont cassés jusqu'au pli arrêté à 0°. Les fissures propagent le long de l'interface 45/0°. Les délaminages autour des reprises de plis sont alors créés par la propagation des fissures de plis à l'extérieur.

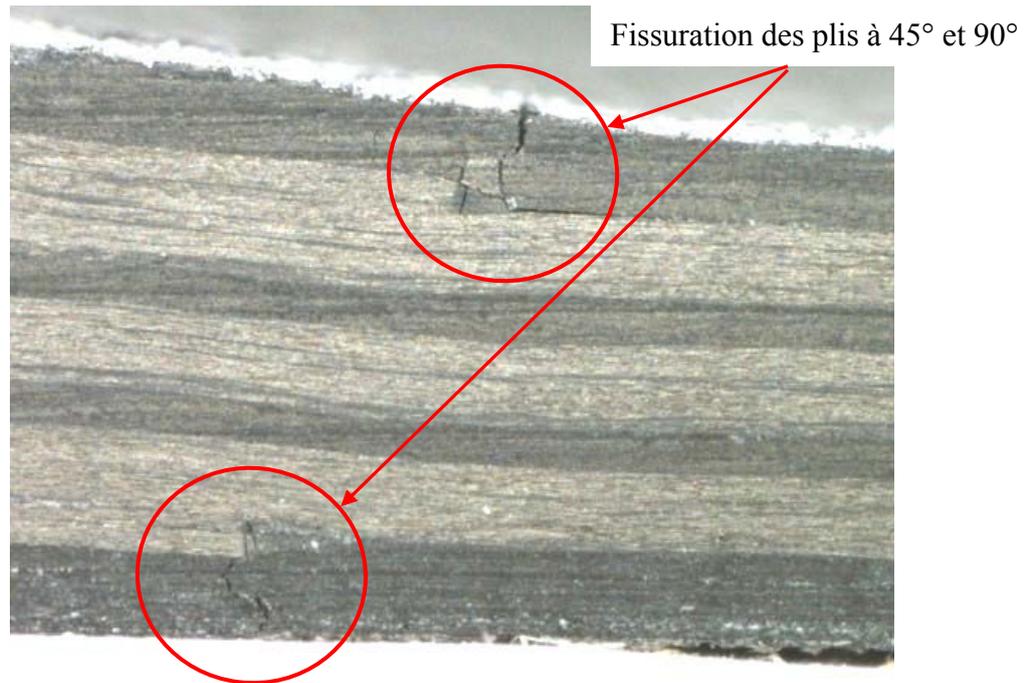


Figure 78 : Rupture des plis à 90° et 45° en haut et en bas de la stratification d'une v4

A part les configurations v3 et v4, toutes les configurations ont un pli à 0° continu entre les plis à l'extérieur et les reprises 1 et 2. La position des reprises de plis et des fissures à l'extérieur est montrée à titre d'exemple pour une v2 dans la Figure 79. Les fissures des plis à l'extérieur s'arrêtent aux plis continus à 0°. Ces fissures ne peuvent alors pas provoquer directement l'amorçage de délaminages autour des reprises de plis 1 et 2 malgré un certain couplage observé entre les côtés préférentiels de fissuration et d'amorçage pour la v2, v12 et la QIv9 (Tableau 21).

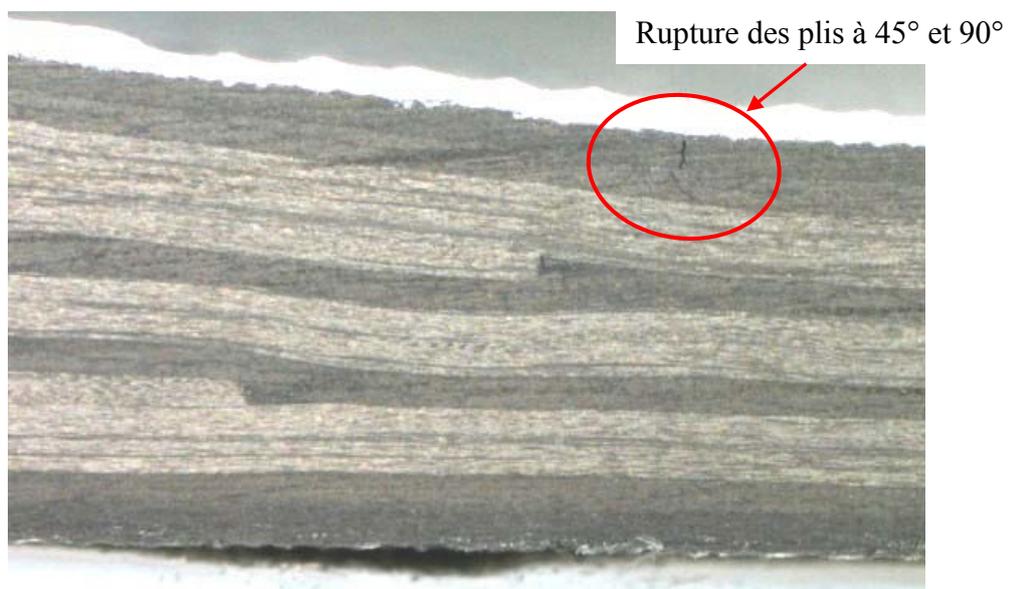


Figure 79 : Rupture des plis à 90° et 45° en haut de la stratification d'une v2

### III.3.4 Criticité d'amorçage de délaminage des configurations

#### III.3.4.1 Hiérarchie des configurations testées en fatigue

Les essais arrêtés régulièrement permettent d'identifier un intervalle de nombre de cycles au bout duquel le premier délaminage amorce. Tous ces essais ont été faits au niveau de charge 50% avec des éprouvettes en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> en état de matériau périmé. Le Tableau 22 montre le nombre de cycles où le premier délaminage a été observé. La dispersion du nombre de cycles subis sans délaminage pour une même configuration est élevée pour toutes les configurations. Il est à noter que les configurations avec une stratification quasi-isotrope dans la partie épaisse, QIv1 et QIv9, ne montrent pas de délaminage dans la plage de cycles testée. Mais il en est de même pour un essai de la configuration v5 où les reprises 1 et 2 sont à 45°.

Tableau 22 : Nombre de cycles subi sans amorçage de délaminage pour différentes configurations testées à 50% en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> en matériau périmé

Configuration	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5	Moyenne
<b>v2</b>	10000	10000	8000			<b>9333</b>
<b>v3</b>	20000	40000				<b>30000</b>
<b>v4</b>	14000	10000	40000			<b>21333</b>
<b>v12</b>	20000					<b>20000</b>
<b>v13</b>	15000	25000	10000	10000	15000	<b>15000</b>
<b>v5</b>	60000	125000 PE				<b>&gt;60000</b>
<b>QIv9</b>	367000 PE	1000000 PE				<b>&gt;367000</b>
<b>QIv1</b>	60000 PE					<b>&gt;60000</b>

PE = Pas d'Endommagement observé

En considérant le nombre de cycles moyen créant le premier délaminage, il est possible de tracer une hiérarchie des éprouvettes (Tableau 23). En prenant en compte du faible nombre d'essais et de la forte dispersion, cette hiérarchie permet seulement de grouper les différentes configurations. Il n'est pas possible de donner une hiérarchie absolue. Avec une plus grande base de données l'ordre donné pourrait changer. Mais les essais effectués montrent que les délaminages s'amorcent en premier dans la configuration v2. Les configurations QIv1, QIv9 et v5 avec les reprises 1 et 2 à 45° ont une tenue en fatigue plus élevée que les configurations avec les reprises 1 et 2 à 0°. Les autres configurations avec des permutations des positions des reprises 1 et 2 et une variation de la position dans l'épaisseur se situent entre la v2 et les configurations avec les reprises 1 et 2 à 45°.

En terme de nombre de cycles avant l'amorçage des délaminages, les résultats permettent de tirer les conclusions suivantes :

- Il est plus critique de positionner les reprises 1 et 2 proche de l'axe de symétrie
- La permutation de la position dans l'épaisseur des reprises 1 et 2 n'a pas d'influence
- Il est moins critique d'arrêter des plis à 45° pour la reprise 1 et 2 que d'arrêter des plis à 0°

Tableau 23 : Hiérarchie des configurations en termes du nombre de cycles subi sans amorçage de délaminage et stratification au niveau de la reprise 1 et 2

Nombre de cycles faible				Nombre de cycles élevé			
v2	v13	v12	v4	v3	v5	Qlv1	Qlv9
90	90	90	90	90	90	90	90
45 90	45 90	45 90	45 90	45 90	45 90	45 90	45 90
0 45	0 45	0 45	0 45	0 45	0 45	0 45	0 45
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	-45 0	0 0
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	45 0	0 -45	-45 0
-45 0	-45 0	-45 -45	-45 0	-45 -45	-45 45	-45 0	45 -45
0 -45	0 -45	0 0	0 -45	0 0	0 -45	0 -45	0 45
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0
-45 0	-45 0	-45 -45	-45 0	-45 -45	-45 0	-45 0	45 0
0 -45	0 -45	0 0	0 -45	0 0	45 -45	0 -45	-45 -45
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	-45 0	0 0
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0
45 45	45 45	45 45	45 45	45 45	45 45	45 45	45 45
90 90	90 90	90 90	90 90	90 90	90 90	90 90	90 90
No 2 1	No 2 1	No 2 1	No 2 1	No 2 1	No 2 1	No 2 1	No 2 1

Faible tenue
Moyenne tenue
Forte tenue

### III.3.4.2 Comparaison des hiérarchies identifiées en fatigue et en statique

La comparaison de la hiérarchie vis à vis de la tenue en statique compression et du nombre de cycles au premier délaminage du Tableau 24 montre que ces deux hiérarchies ne correspondent pas. En statique, les différences entre les configurations sont faibles avec la v3 et la v12 décalées vers des valeurs plus élevées. Ces deux configurations où la reprise 1 est à 0° est située en bas de l'axe de symétrie ont une tenue de plus de 10% plus élevée. Entre les autres configurations il n'y a pas d'ordre clair. Cet ordre trouvé en statique n'a pas été trouvé en fatigue. La contrainte à rupture en statique compression n'est alors pas comparable avec le nombre de cycles où le premier délaminage amorce.

Tableau 24 : Comparaison des hiérarchies trouvées en termes de la contrainte à rupture en compression statique et nombre de cycles avant l'amorçage de délaminage

Faible tenue statique				Forte tenue statique			
v5	Qlv1	v13	v2	Qlv9	v4	v3	v12
Nombre de cycles bas				Nombre de cycles élevé			
v2	v13	v12	v4	v3	v5	Qlv1	Qlv9

## III.4 Conclusions

Les observations avec la caméra rapide ont permis de suivre la déformée des éprouvettes sous charge statique. En compression les éprouvettes s'appuient sur le dispositif anti-flambage, en traction elles décollent du dispositif avec un réalignement de la fibre neutre.

Des essais avec deux grammages de matériau, 132 gr/m<sup>2</sup> et 265 gr/m<sup>2</sup>, ont montré qu'en compression statique la contrainte à rupture du grammage 132 gr/m<sup>2</sup> est légèrement plus faible, en traction elle est plus élevée. L'influence de l'état du matériau et de la configuration sur la raideur globale en compression et traction statique est très faible.

La contrainte à rupture diminue légèrement pour un matériau périmé, plus pour un autre lot de matériau et nettement pour un matériau avec des porosités. L'influence de la configuration est relativement faible, le plus grand effet a été trouvé pour une permutation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur. Pour toutes les configurations la contrainte à rupture en traction est environ 2 fois plus élevée qu'en compression statique.

Les modes et lieux d'endommagements ont été observés juste avant la rupture finale. En compression statique il a été trouvé que des délaminages s'amorcent de préférence autour des reprises 1 et 2 les plus proches de la transition inclinée – fine. En traction on n'a pas observé de délaminages avant rupture.

Les modes et lieux d'endommagements sous chargement de fatigue ont été observés en effectuant des essais arrêtés. Les modes trouvés le plus souvent sont des fissures des deux plis à l'extérieur, la rupture de la résine à l'arrêt des plis et des délaminages qui s'amorcent de préférence autour des reprises de plis situées près de la partie fine. Il a été trouvé que les modes et lieux ne dépendent pas du niveau de charge, de la configuration ni du grammage. Quand les reprises de plis 1 et 2 sont situées le plus près de l'extérieur (configurations v3 et v4) il n'y a pas de plis à 0° s'interposant entre les plis désorientés extérieurs (à 90° et 45°) et la reprise. Le délaminage près de la reprise est connecté à des fissures traversant ces plis désorientés. Pour les autres configurations il n'y a pas d'interaction visible. A partir des observations une distribution non-symétrique des délaminages sur les deux côtés des éprouvettes a été trouvée. Il y a un côté préférentiel pour l'amorçage du délaminage.

Le nombre de cycles à partir duquel le premier délaminage s'amorce a été déterminé pour les différentes configurations pour un niveau de charge égal à 50% de la contrainte de rupture statique en compression de la v2. Une hiérarchie des configurations selon leur criticité d'amorçage de délaminage a été mise en place. La comparaison avec la hiérarchie vis à vis de la contrainte à rupture en compression statique montre qu'il n'y a pas de correspondance.

# Chapitre IV : Modèle éléments finis des zones de reprise de plis

## IV.1 Objet du modèle numérique

Le modèle éléments finis doit reproduire les conditions d'une éprouvette serrée dans les mors de la machine d'essais. Avec cette modélisation il doit être possible de reconstruire l'état de sollicitation sous lequel les endommagements observés se produisent. Les objectifs du modèle sont donc:

- Etudier l'état de contrainte interlaminaires autour des reprises de plis
- Retrouver les endroits critiques d'amorçage de délaminage
- Mettre en place un critère d'amorçage de délaminage en se basant sur les contraintes interlaminaires calculées

Le modèle doit alors permettre de calculer les contraintes interlaminaires autour de chaque reprise de plis. Afin de reproduire les sollicitations de l'essai il est indispensable de modéliser toute l'empilement de l'éprouvette. Ce modèle global permet d'étudier le comportement global sous charge mais il n'est pas possible de raffiner suffisamment pour étudier localement les contraintes interlaminaires autour des reprises. Une approche globale-locale a été choisie parce qu'elle permet de réduire le temps de calcul mais aussi de raffiner localement le maillage. Une zone autour de chaque reprise a été définie pour étudier les contraintes interlaminaires. Un point important du modèle est la prise en compte de l'effet de la reprise mais aussi les effets de bord libre. Pour cette raison les résultats du modèle ont été comparés avec ceux des modèles analytiques de la littérature et ceux d'un logiciel semi-analytique CLEOPS calculés pour une plaque lisse. A partir de cette comparaison le maillage du modèle global-local a été fixé.

Pour valider l'approche globale-locale pour des reprises de plis, l'influence de plusieurs paramètres a été étudiée. Les études présentées ont été faites pour la configuration v2 à la reprise 2. Expérimentalement il a été trouvé que cette reprise est un endroit critique d'amorçage de délaminage.

Le dernier paragraphe présente les résultats obtenus avec le modèle global-local autour des reprises de plis des configurations FO - FO. En se basant sur les résultats expérimentaux, une routine d'optimisation a été implémentée qui permet de déterminer les paramètres d'un critère d'amorçage de délaminage.

## IV.2 Calculs des contraintes interlaminaires de bord libre

### IV.2.1 Modèle de référence

Les résultats des modèles suivants sont comparés :

- Modèle analytique de Becker [34]
- Modèle CLEOPS
- Modèle global Samcef
- Modèle global-local Samcef

Le modèle de référence choisi [33, 34, 35] est une plaque lisse à quatre plis [0/90/90/0] chargée en traction (Figure 80). Les propriétés élastiques du matériau sont montrées dans le Tableau 25. Le rapport entre la largeur et la hauteur est  $y/z = 3$ . La contrainte d'ouverture  $\sigma_{zz}$  et de cisaillement  $\sigma_{yz}$  ont été calculées à l'interface 0/90.

Tableau 25 : Valeurs caractéristiques du matériau des modèles analytiques

$E_{11} = 138360$ MPa	$G_{12} = 5900$ MPa	$\nu_{12} = 0,21$
$E_{22} = 14520$ MPa	$G_{23} = 6000$ MPa	$\nu_{23} = 0,21$
$E_{33} = 14520$ MPa	$G_{13} = 5900$ MPa	$\nu_{13} = 0,21$

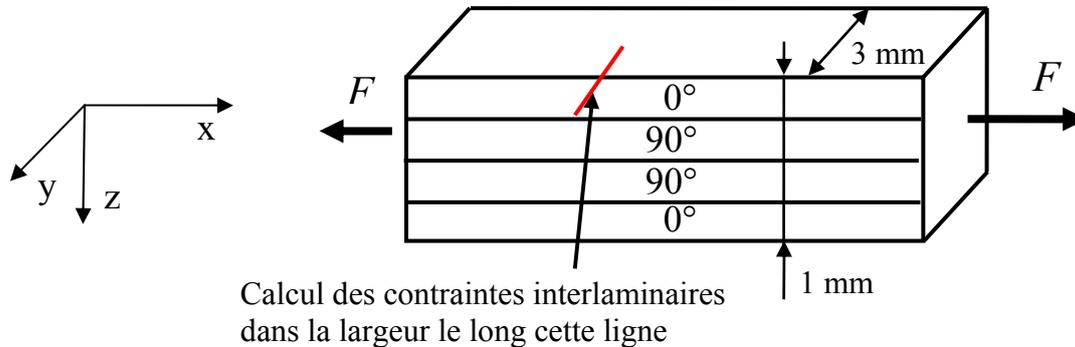


Figure 80 : Modèle de référence pour étudier les contraintes interlaminaires

### IV.2.2 Modèle semi-analytique CLEOPS

Le logiciel CLEOPS crée la géométrie de la plaque à partir d'un nombre d'éléments dans l'épaisseur des plis et du nombre de points de calcul dans la largeur de l'éprouvette. Afin de tester la sensibilité du logiciel aux variations de ces deux paramètres, le nombre d'éléments des plis a été varié entre 1 et 5, le nombre de points dans la largeur entre 25 et 200. Afin de comparer les résultats avec les valeurs de la littérature, les contraintes ont été divisées par la déformation résultante de la charge appliquée.

### IV.2.3 Modèle éléments finis Samcef global

Un modèle éléments finis de la plaque a été mis en place avec le code Samcef. La géométrie et les conditions limites sont montrées dans la Figure 81, à droite tous les déplacements et toutes les rotations sont bloqués, à gauche le déplacement en  $x$  a été laissé libre. Le comportement du matériau est linéaire élastique (Tableau 25). Des éléments volumiques à 20 nœuds avec un maillage carré ont été utilisés. Les dimensions sont adaptées au matériau d'étude, l'épaisseur d'un pli est 0,25 mm ce qui fixe la largeur à 3 mm pour garder le même rapport largeur/hauteur. La longueur a été fixée à 10 mm. Les contraintes interlaminaires à l'interface 0/90 ont été calculées avec des éléments d'interface. Ces éléments d'épaisseur 0 ont une rigidité pratiquement infini ( $E = 10E8$  MPa) et sont insérés à l'interface 0/90 entre les plis. Une condition limite imposée dans les modèles de [33, 34, 35] et le logiciel CLEOPS est que le cisaillement  $\sigma_{yz}$  vaut 0 au bord libre. Dans le modèle Samcef cette condition a été introduite en bloquant le déplacement relatif en  $y$  des nœuds des éléments d'interface qui se situent au bord libre.

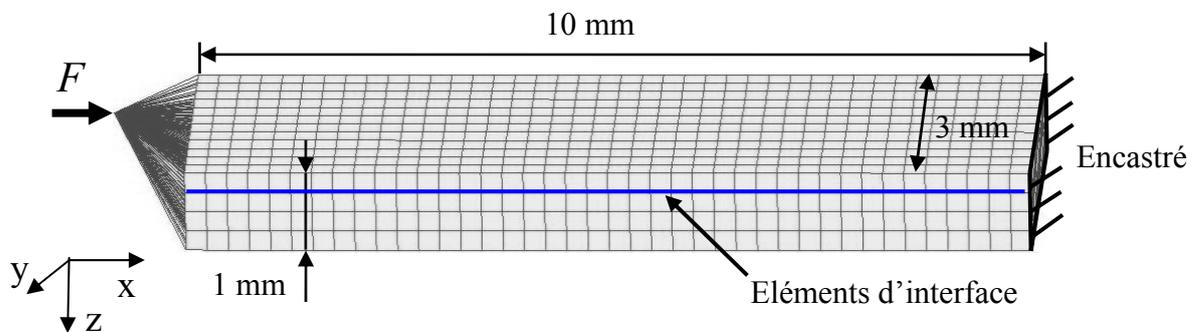


Figure 81 : Modèle global Samcef d'une plaque lisse

Une étude de raffinement de maillage a été réalisée en gardant des mailles cubiques. Le paramètre de raffinement est le nombre de maille dans l'épaisseur des plis. Il est limité à 4 avec les ordinateurs à notre disposition. Afin de comparer les résultats avec les valeurs de la littérature, les contraintes ont été divisées par la déformation résultante de la charge  $F$  appliquée. Pour prendre en compte la nature singulière des contraintes directement au bord libre, les valeurs aux nœuds ont été comparées entre les différents modèles.

### IV.2.4 Modèle éléments finis Samcef global-local

Un modèle global-local de la plaque [0/90/90/0] a été mis en place. La validation de cette approche permettra dans une deuxième étape de calculer localement les contraintes interlaminaires autour des reprises de plis. Le modèle global est celui présenté dans IV.2.3 mais sans éléments d'interface. Le modèle local représente une partie avec 3 plis découpée du modèle global, il est montré Figure 82. Les champs de déplacement du modèle global autour des zones du modèle local ont été enregistrés. Les champs de déplacement des modèles locaux ont été interpolés en

utilisant une fonction d'interpolation locale linéaire implémentée dans Matlab et introduits comme conditions limites au modèle local. Les contraintes interlaminaires à l'interface 0/90 ont été calculées en insérant une couche d'élément d'interface comme indiqué dans le paragraphe IV.2.3.

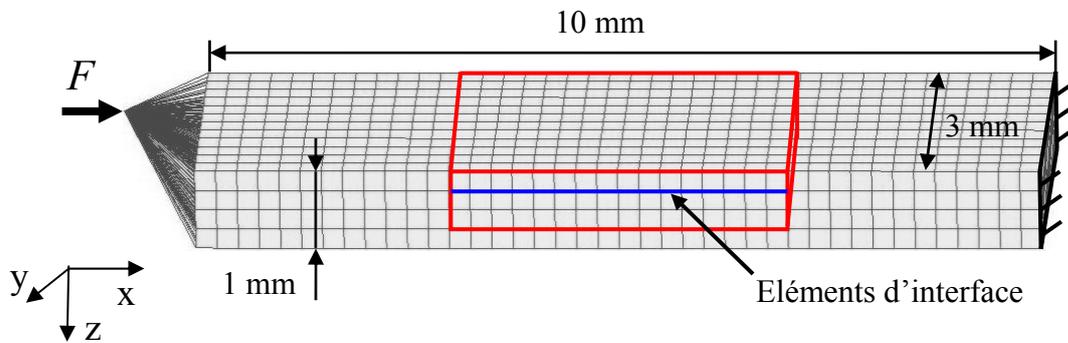


Figure 82 : Modèle global-local Samcef d'une plaque lisse

Le maillage du modèle global a été fixé avec 1 élément/pli et des mailles cubiques. Le raffinement local a été réalisé en gardant des mailles cubiques, le paramètre est le nombre d'élément dans l'épaisseur des plis. L'évolution des courbes représentant  $\sigma_{zz}$ , Figure 83, sont les mêmes pour tous les maillages. Les valeurs au bord augmentent normalement avec la finesse du maillage. Le cisaillement  $\sigma_{yz}$  minimal se décale vers le bord, et augmente de valeur lorsque le maillage est plus fin. L'évolution du maillage avec 1 élément/pli qui correspond au maillage global montre des oscillations.

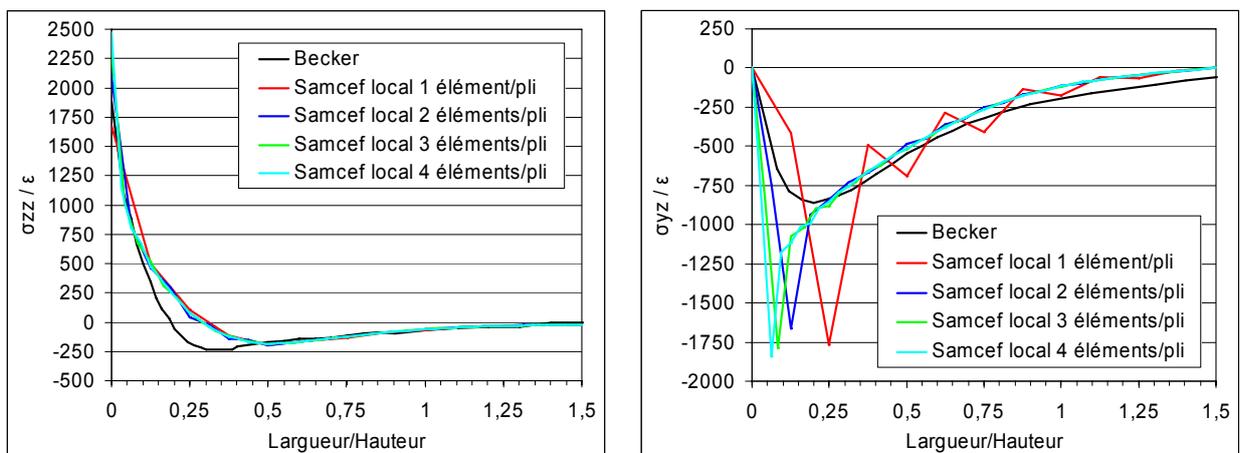


Figure 83 : Evolution de la contrainte interlaminaire d'ouverture  $\sigma_{zz}$  et du cisaillement  $\sigma_{yz}$  du modèle local Samcef pour un raffinement du maillage

### IV.2.5 Comparaison des différents modèles

Les études de raffinement du modèle CLEOPS, du modèle Samcef global et du modèle Samcef global-local sur les valeurs ont montré que les évolutions de la contrainte  $\sigma_{zz}$  et  $\sigma_{yz}$  sont globalement les mêmes. Des différences de la contrainte  $\sigma_{zz}$  directement au bord et de  $\sigma_{yz}$  près du bord ont été trouvées.

Le Tableau 26 montre les valeurs associées aux différents modèles et maillages. A partir d'un maillage avec un élément/pli, les valeurs des modèles testés sont supérieures aux valeurs de la littérature. Les résultats des trois modèles testés entre eux par contre sont très proches.

La Figure 84 montre les valeurs en fonction du nombre d'éléments dans l'épaisseur du pli pour le modèle global, global-local et le modèle CLEOPS avec 200 points dans la largeur. La différence entre le modèle Samcef global et le modèle global-local est d'à peu près 5%, sauf pour 1 élément/pli où le cisaillement  $\sigma_{yz}$  du modèle global-local est plus faible. Les différences peuvent être liées à l'interpolation des déplacements. Le modèle global-local se base sur un modèle global avec un maillage grossier, l'interpolation locale ne produit pas exactement le même champ de contrainte qu'un modèle global raffiné. Les différences entre le modèle CLEOPS et le modèle global-local sont à peu près de 10%. A partir de 2 éléments/pli les pentes des courbes diminuent mais la convergence n'est pas atteinte. La différence entre le modèle Samcef global-local et CLEOPS est raisonnable à partir de 2 éléments/pli. La Figure 85 montre l'évolution des contraintes  $\sigma_{zz}$  et  $\sigma_{yz}$  des différents modèles avec le maillage choisi.

Tableau 26 : Valeurs de l'ouverture  $\sigma_{zz}$  au bord et du cisaillement  $\sigma_{yz}$  près du bord des différents modèles et maillages

**Références de la littérature**

	Wang	Becker	Ye
$\sigma_{zz}/\epsilon$ au bord	1249	1465	1465
$\sigma_{yz}/\epsilon$ près du bord	-1093	-839	-1280

**CLEOPS (Raffinement épaisseur)**

Points largeur	200	200	200	200	200	200
Eléments par pli	1	2	3	5	10	15
$\sigma_{zz}/\epsilon$ au bord	1468	1850	2074	2363	2762	2998
$\sigma_{yz}/\epsilon$ près du bord	-1355	-1515	-1603	-1679	-1714	-1647

**CLEOPS (Raffinement largeur)**

Points largeur	25	50	75	100	200	500
Eléments par pli	2	2	2	2	2	2
$\sigma_{zz}/\epsilon$ au bord	1850	1850	1850	1850	1850	1850
$\sigma_{yz}/\epsilon$ près du bord	-1131	-1450	-1519	-1478	-1515	-1519

**Samcef modèle global**

Eléments par pli	1	2	3	4
$\sigma_{zz}/\epsilon$ au bord	1542	2000	2223	2367
$\sigma_{yz}/\epsilon$ près du bord	-1352	-1592	-1701	-1767

**Samcef global-local (1 élément/pli global)**

Eléments par pli	1	2	3	4
$\sigma_{zz}/\epsilon$ au bord	1672	2097	2318	2477
$\sigma_{yz}/\epsilon$ près du bord	-1768	-1663	-1786	-1842

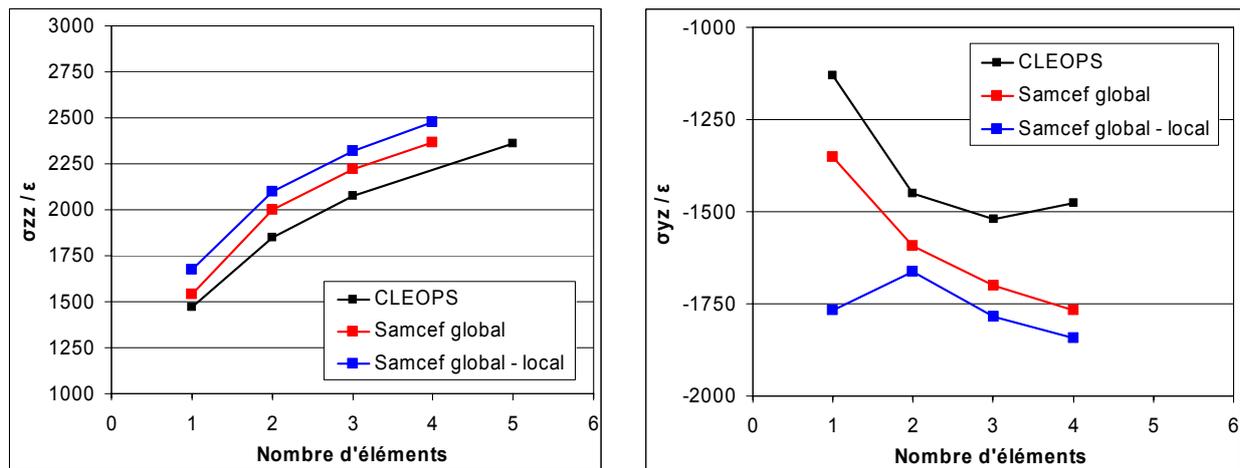


Figure 84 : Contrainte interlaminaire d'ouverture  $\sigma_{zz}$  et du cisaillement  $\sigma_{yz}$  en fonction du nombre d'éléments/pli du modèle CLEOPS, local Samcef global et global-local

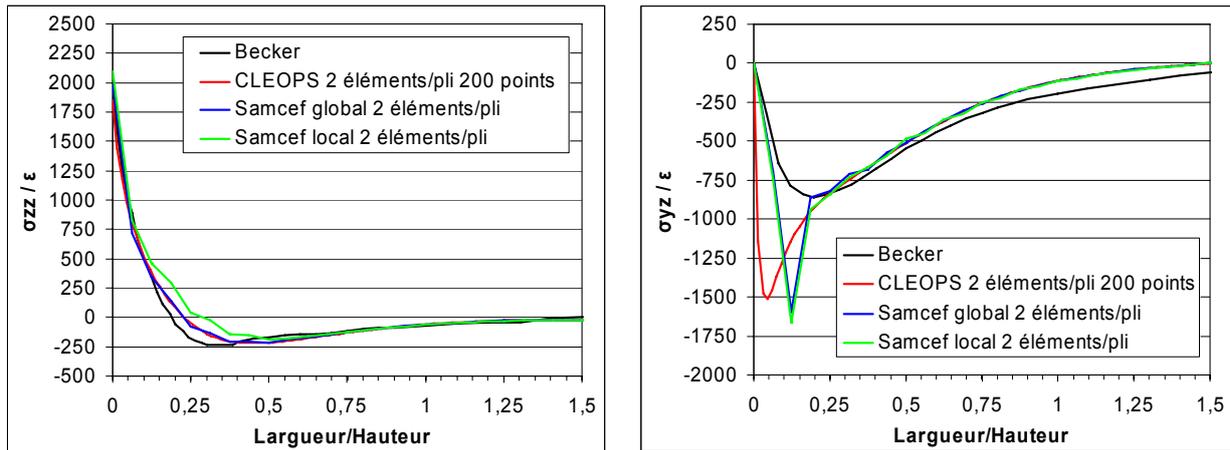


Figure 85 : Evolutions de la contrainte interlaminaire  $\sigma_{zz}$  et  $\sigma_{yz}$  des différents modèles

Les évolutions des courbes en  $\sigma_{zz}$  sont les mêmes pour les quatre modèles. Les courbes relatives à la contrainte  $\sigma_{yz}$  ont la même tendance. Il y a cependant des différences dans la zone très près du bord.

Globalement les différents modèles montrent les mêmes tendances, malgré des différences en valeurs absolues. Les résultats du modèle Samcef global-local avec un raffinement local à 2 éléments par pli sont en accord global avec les autres modèles. Les reprises de plis seront donc maillées avec des éléments cubiques à 2 éléments/pli.

### IV.3 Mise en place du modèle éléments finis des reprises de plis

Il a été montré que l'approche globale-locale est en accord avec les autres modèles de référence pour une plaque lisse. Afin d'étudier la validité du modèle global-local pour calculer l'état des contraintes autour des reprises de plis plusieurs paramètres ont été étudiés pour déterminer le modèle pertinent.

#### IV.3.1 Géométrie et conditions limites du modèle global

Le modèle éléments finis a été réalisé avec le code Samcef. Le modèle se base sur le premier modèle présenté paragraphe II.3. La routine Matlab a été modifiée pour automatiser la génération des fichiers exécutables. Les essais de fatigue ont montré que les défauts s'amorcent aux bords de l'éprouvette (paragraphe III.3.3.1). La Figure 86 montre la géométrie et les conditions limites du modèle global. La partie à droite est encadrée, à gauche tous les degrés de liberté sont bloqués sauf le déplacement  $x$  en direction de la charge appliquée. Les essais statiques ayant montré que le dispositif anti-flambage se déforme sous charge de compression (paragraphe III.2.2.1), afin de représenter correctement les déplacements de l'éprouvette serrée dans le dispositif, les quatre plaques du dispositif sont modélisées. Ces plaques sont modélisées en éléments volumiques en matériau isotrope ( $E = 200000 \text{ MPa}$ ,  $\nu = 0,3$ ).

Les observations au microscope des éprouvettes ont montré que les zones de résine triangulaires aux reprises de plis du matériau sain sont pratiquement toujours entièrement remplies de résine (Figure 87). Afin de prendre en compte le transfert de charge par la résine, les zones sont remplies par des éléments volumiques à 20 nœuds en matériau isotrope avec les caractéristiques de la résine. Les valeurs caractéristiques du matériau utilisé pour les simulations éléments finis sont celles du matériau UD (Tableau 3), elles sont données Tableau 27.

Tableau 27 : Valeurs caractéristiques du matériau utilisées pour les simulations éléments finis

$E_{11} = 130000 \text{ MPa}$	$G_{12} = 4750 \text{ MPa}$	$\nu_{12} = 0,33$
$E_{22} = 7700 \text{ MPa}$	$G_{23} = 2750 \text{ MPa}$	$\nu_{23} = 0,4$
$E_{33} = 7700 \text{ MPa}$	$G_{13} = 4750 \text{ MPa}$	$\nu_{13} = 0,33$

Les plis sont toujours maillés avec un élément dans l'épaisseur des plis. Sur la longueur, les mailles dans la zone de reprise de plis sont carrées. Pour réduire le temps de calcul, le rapport longueur sur hauteur des éléments a été augmenté à quatre en dehors de la zone de reprise. En cours de l'étude, le maillage dans la largeur de l'éprouvette a été optimisé. Dans un premier temps la largeur a été maillée avec 10 éléments de même dimension. L'influence du maillage dans la largeur sur les contraintes interlaminaires autour des reprises de plis sera montrée dans le paragraphe IV.3.5.

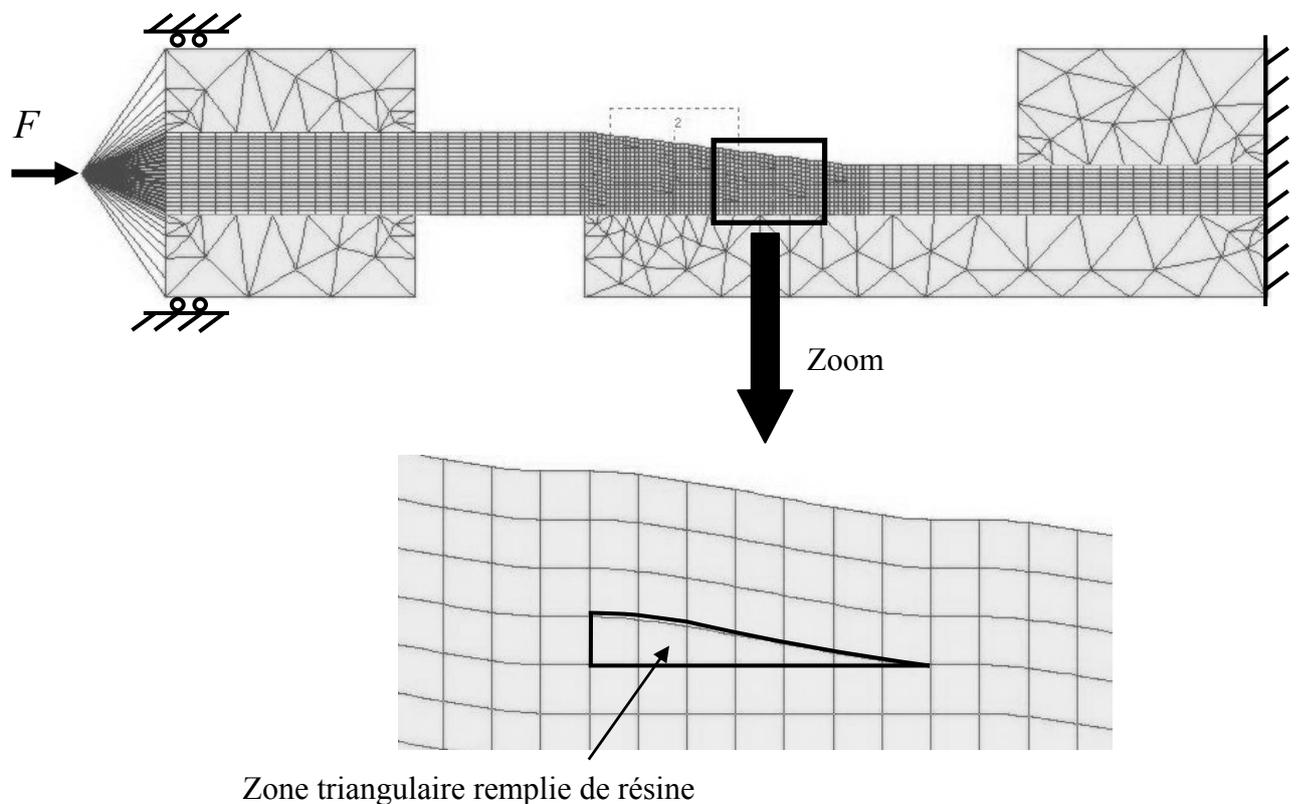
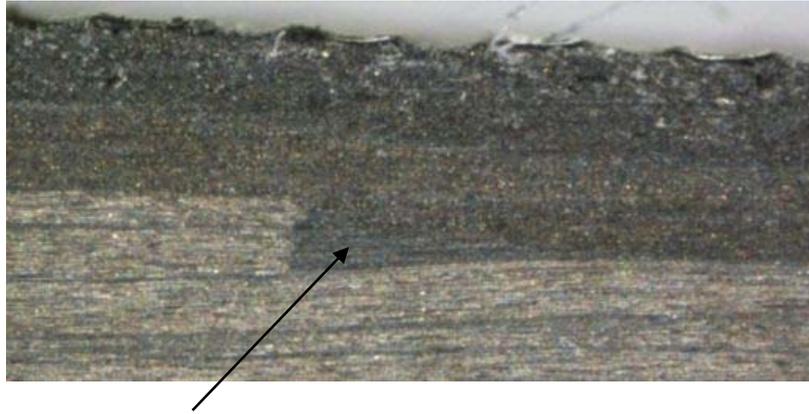


Figure 86 : Géométrie, conditions limites et situation autour des reprises de plis du modèle global qui représente une éprouvette serrée dans le dispositif anti-flambage



Zone triangulaire remplie de résine

Figure 87 : Zone triangulaire à une reprise de pli remplie de résine

### IV.3.2 Représentativité du modèle

Les observations des essais statiques ont montrées les déplacements des éprouvettes sous charge avant la rupture finale (paragraphe III.2.2.1). Il a été trouvé que sous une charge de compression la zone relative à la transition entre la partie fine et la partie inclinée se déplace vers le bas et la zone relative à la transition partie épaisse – inclinée vers le haut. En outre la plaque du dispositif anti-flambage en bas de la partie fine se déplace vers le bas. Ces déplacements doivent être retrouvés par le modèle éléments finis. La Figure 88 (a) montre l'allure de la déformée du modèle relatif à la partie libre de l'éprouvette comme seule plaque du dispositif anti-flambage, celle située en bas. La Figure 88 (b) montre la déformée d'un modèle complet.

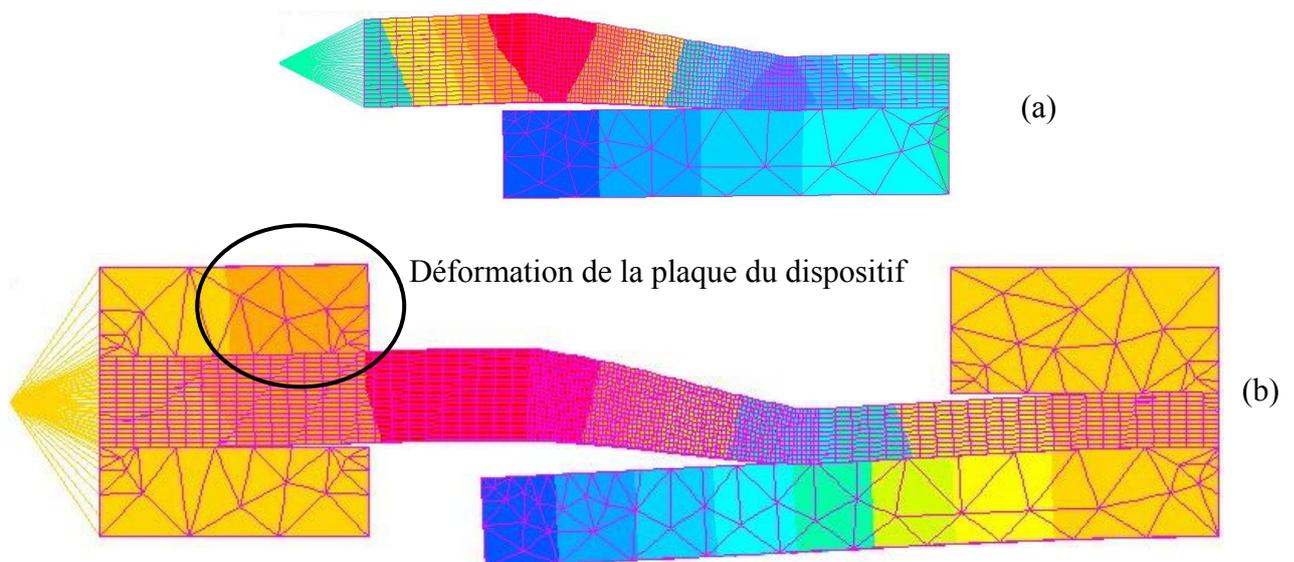


Figure 88 : Déformées avec un facteur d'échelle des modèles éléments finis sous charge de compression (a) seule la plaque inférieure du dispositif est modélisée (b) toutes les plaques sont représentées

Il est à observer que sous charge de compression la plaque en haut de la partie épaisse se déforme. Cet effet n'est pas représenté par le modèle avec une seule plaque. Pour trouver correctement les déplacements de l'éprouvette le modèle complet est nécessaire.

### IV.3.3 Géométrie du modèle local

Dans un premier temps le modèle local comprend un pli au dessus et un pli au dessous du pli arrêté (Figure 89). Cette zone traverse toute la largeur de l'éprouvette. La largeur des modèles locaux est alors la même que celle du modèle global. Les champs de contraintes autour de toutes les reprises de plis pour les différentes configurations sont calculés. Il y a autant de modèles locaux que de reprises de plis.

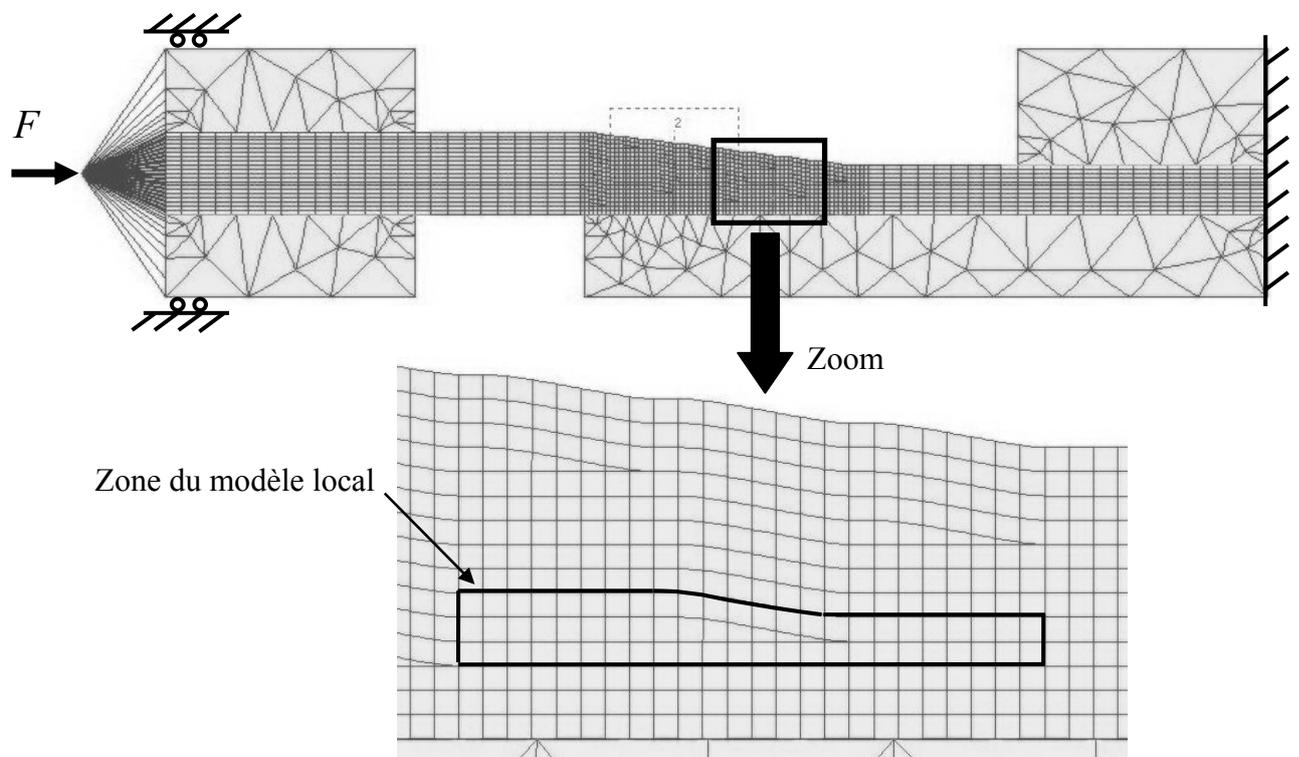


Figure 89 : Zone découpée du modèle global qui forme la géométrie du modèle local

Les conditions aux limites des modèles locaux sont les déplacements du modèle global. Les champs de déplacement du modèle global autour des zones du modèle local sont enregistrés et interpolés aux nœuds des modèles locaux avec une fonction d'interpolation locale linéaire implémenté dans Matlab.

D'après les résultats du paragraphe IV.2 le maillage des modèles locaux a été fixé à 2 éléments par pli (1élément/pli en global) avec des mailles carrées sur les côtés. Une étude de maillage dans la largeur se trouve dans le paragraphe IV.3.5. La géométrie du modèle local autour de la reprise 2 d'une configuration v2 est montrée Figure 90. L'influence des différents paramètres va être étudiée pour ce modèle local à cette reprise.

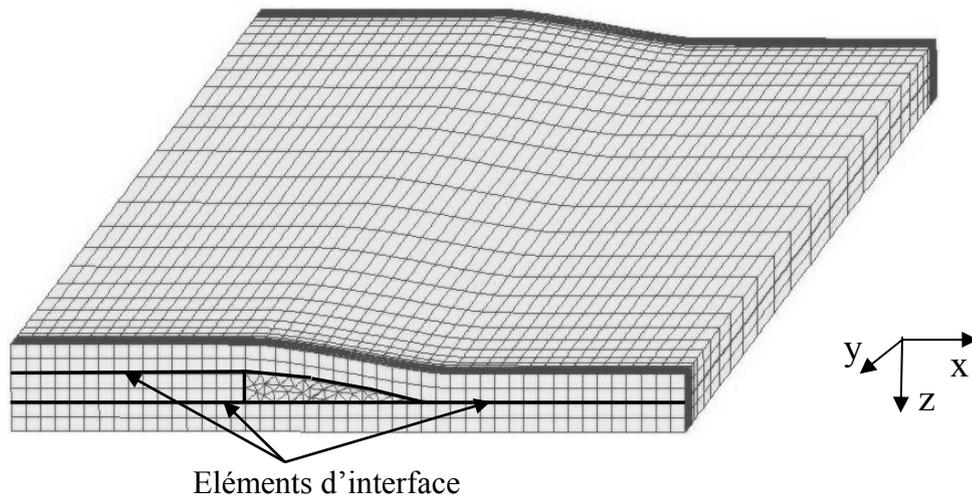


Figure 90 : Géométrie du modèle local autour de la reprise 2 de la configuration v2

#### IV.3.4 Méthode de calcul des contraintes interlaminaires

La méthode choisie pour calculer les contraintes interlaminaires sont des éléments d'interface d'épaisseur zéro qui sont insérés entre les plis. Le comportement du matériau de ces éléments est linéaire élastique. Pour éviter qu'une déformation des éléments influence le comportement global, la raideur doit être pratiquement infinie. La variation des contraintes interlaminaires en fonction du module de Young des éléments d'interface a été étudiée. Pour cela on analyse la contrainte moyenne pour l'élément au milieu de l'éprouvette à une demi-épaisseur de pli de l'arrêt de pli. Le maillage dans la largeur de l'éprouvette est affiné près des bords (paragraphe IV.3.5). La Figure 91 montre l'évolution des contraintes interlaminaires en fonction du module de Young.

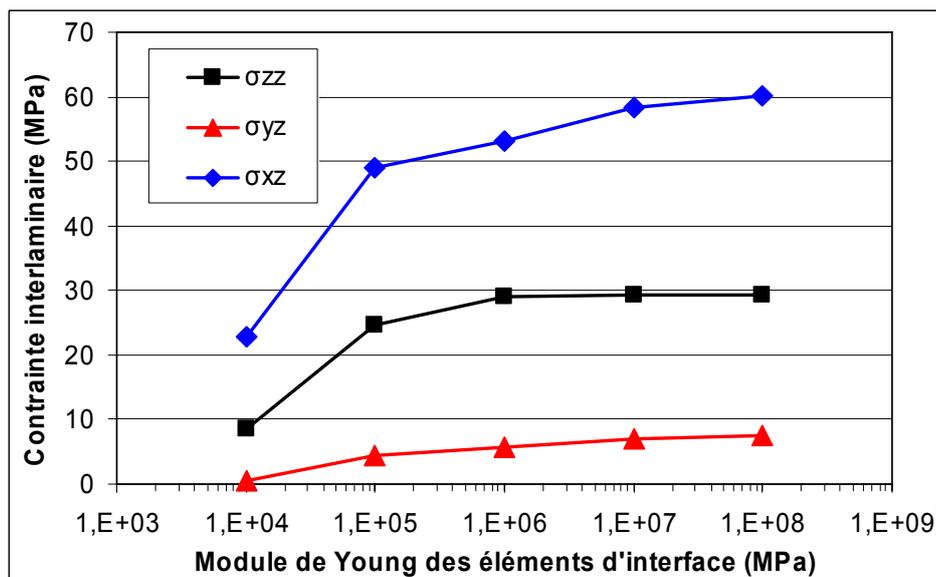


Figure 91 : Contraintes interlaminaires en fonction du module de Young des éléments d'interface

Les courbes convergent pour des modules de Young supérieurs à  $10E8$  MPa. Pour assurer que la déformation des éléments d'interface n'influence pas le comportement global, le module de Young a été fixé à  $10E8$  pour toutes les simulations réalisées.

### IV.3.5 Maillage dans la largeur

Les essais ont montré que les délaminages s'amorcent aux bords des éprouvettes autour des reprises de plis. Le modèle doit être capable de calculer les contraintes interlaminaires aux bords. Dans un premier temps le maillage dans la largeur du modèle a été choisi uniforme avec 10 éléments de même taille. Il a été trouvé qu'avec ce maillage les surcontraintes aux bords ne peuvent pas être modélisées. Pour analyser les effets de bord, le maillage a été adapté en définissant trois zones, deux petites d'un millimètre de largeur directement aux deux bords de l'éprouvette et une au milieu. Dans les zones aux bords le maillage est cubique, la largeur des éléments au milieu change en fonction de la distance aux bords. La Figure 92 montre la modélisation choisie.

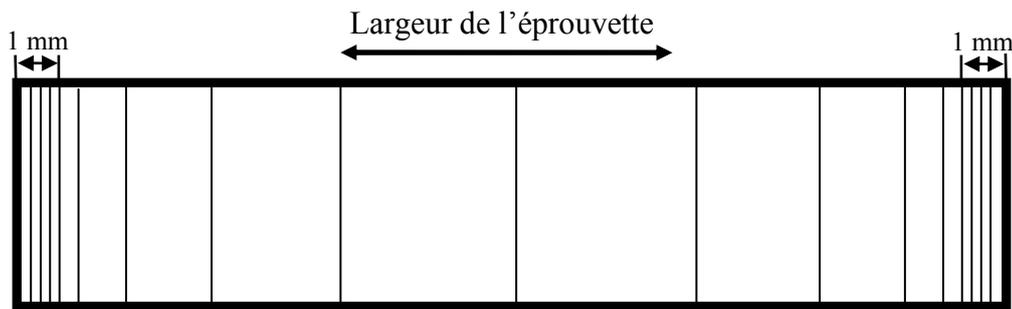


Figure 92 : Distribution des éléments dans la largeur de l'éprouvette avec deux zones raffinées aux bords et un maillage grossier au milieu

En gardant le même maillage aux bords, l'influence du nombre d'éléments dans la zone centrale a été étudiée. Il a été montré que l'influence sur les évolutions des contraintes interlaminaires est très faible. Le nombre d'éléments choisi par zone est donné Tableau 28.

Tableau 28 : Nombre d'éléments dans les différentes zones des modèles locaux

global		local	
par bord	au milieu	par bord	au milieu
4	12	8	24

### IV.3.6 Taille du modèle local

Trois tailles différentes du modèle local ont été étudiées. La Figure 93 indique les noms des 3 modèles étudiés : 5 plis long, 3 plis long et 3 plis court.

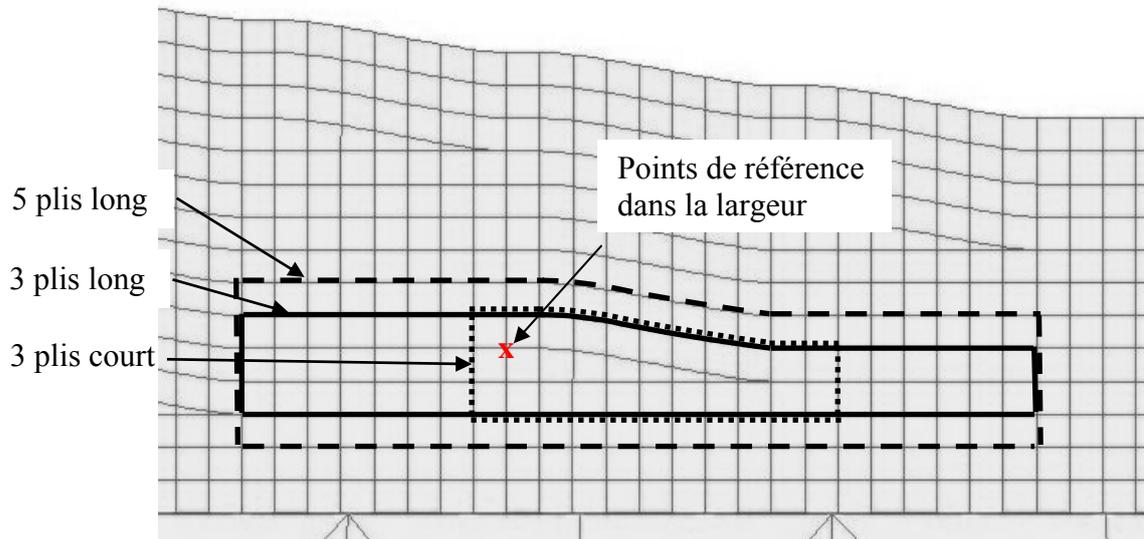


Figure 93 : Différentes tailles des modèles locaux avec l'endroit où les contraintes ont été comparées

La Figure 94 montre l'évolution des trois composantes de la contrainte interlaminaire pour les trois tailles du modèle local sur une ligne passant par le point de référence. Pour les trois composantes, les évolutions globales des courbes des trois modèles sont identiques. Les trois courbes pour la contrainte  $\sigma_{zz}$  sont presque identiques. En cisaillement  $\sigma_{yz}$  et  $\sigma_{xz}$  les courbes du modèle court sont décalées vers le bas.

Le Tableau 29 montre les valeurs des contraintes interlaminaire pour cette même ligne dans la largeur à 0 mm, 25 mm et 50 mm. Les valeurs du modèle 3 plis long et celles du modèle 5 plis long sont pratiquement identiques. Les valeurs du cisaillement  $\sigma_{yz}$  et  $\sigma_{xz}$  du modèle 3 plis court par contre sont différentes de celles des deux autres modèles. Apparemment la zone avant la reprise du modèle 3 plis court qui contient seulement 2 éléments est trop courte pour représenter correctement le champ de contrainte proche de la reprise.

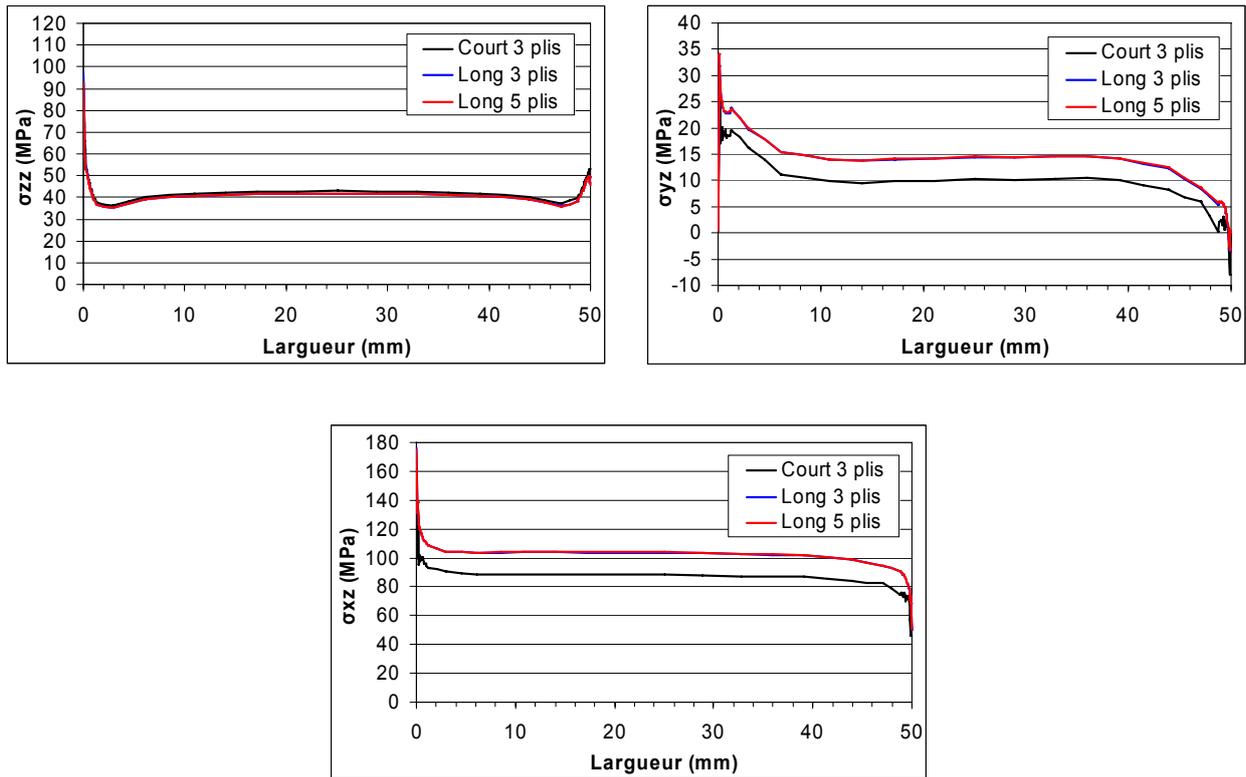


Figure 94 : Contraintes interlaminaires aux nœuds dans la largeur pour les trois différentes tailles de modèles

Tableau 29 : Valeurs de la contrainte interlaminare sur la ligne de référence dans la largeur à 0 mm, 25 mm et 50 mm pour les tailles de modèle local

Taille du modèle	Court 3 plis	Long 3 plis	Long 5 plis
<b>Côté 1</b>			
$\sigma_{33}$ (MPa)	49	46	46
$\sigma_{23}$ (MPa)	0	0	0
$\sigma_{13}$ (MPa)	50	50	51
<b>Milieu</b>			
$\sigma_{33}$ (MPa)	43	42	42
$\sigma_{23}$ (MPa)	10	14	14
$\sigma_{13}$ (MPa)	88	104	104
<b>Côté 2</b>			
$\sigma_{33}$ (MPa)	93	97	92
$\sigma_{23}$ (MPa)	0	0	0
$\sigma_{13}$ (MPa)	154	176	174

Le modèle 3 plis long sera choisi pour faire les calculs.

## IV.4 Comparaison des résultats expérimentaux avec les simulations numériques

Pour cette comparaison on s'est limité à l'étude des six différentes configurations FO – FO. En effet seules deux configurations QI – FO ont été étudiées et une d'entre elles ne présente aucun délaminage apparent avant rupture.

### IV.4.1 Champ de contrainte interlaminaire autour des reprises de plis

#### IV.4.1.1 Allure globale du champ de contraintes

Considérons la configuration FO v2.

#### FOv2

20	90								
19	45	90							
18	0	45	90						
17	0	0	45	90					
16	-45	0	0	45	90				
15	0	-45	-45	0	45	90			
14	45	0	0	-45	0	45	90		
13	0	45	45	0	-45	0	45	90	
12	-45	0	0	45	0	-45	0	45	90
11	0	-45	-45	0	0	0	0	0	45
10	0	0	0	-45	-45	0	0	0	0
9	-45	0	0	0	0	-45	-45	0	0
8	0	-45	-45	0	0	0	0	-45	-45
7	45	0	0	-45	-45	0	0	0	0
6	0	45	45	0	0	-45	-45	0	0
5	-45	0	0	0	0	0	0	-45	-45
4	0	-45	-45	-45	-45	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90
No.	8	7	6	5	4	3	2	1	

Figure 95 : Empilement de la configuration v2

A titre d'exemple on s'intéresse à l'interface supérieure de la reprise 2 de la v2 (Figure 96). La distribution des contraintes interlaminaires dans cette interface est montrée Figure 97. Toutes les contraintes correspondent à la moyenne des valeurs aux points de Gauss de chaque élément.

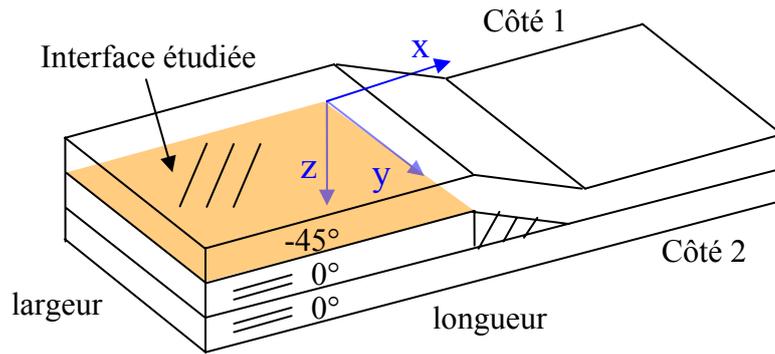


Figure 96 : Interface supérieure – reprise 2 – configuration v2

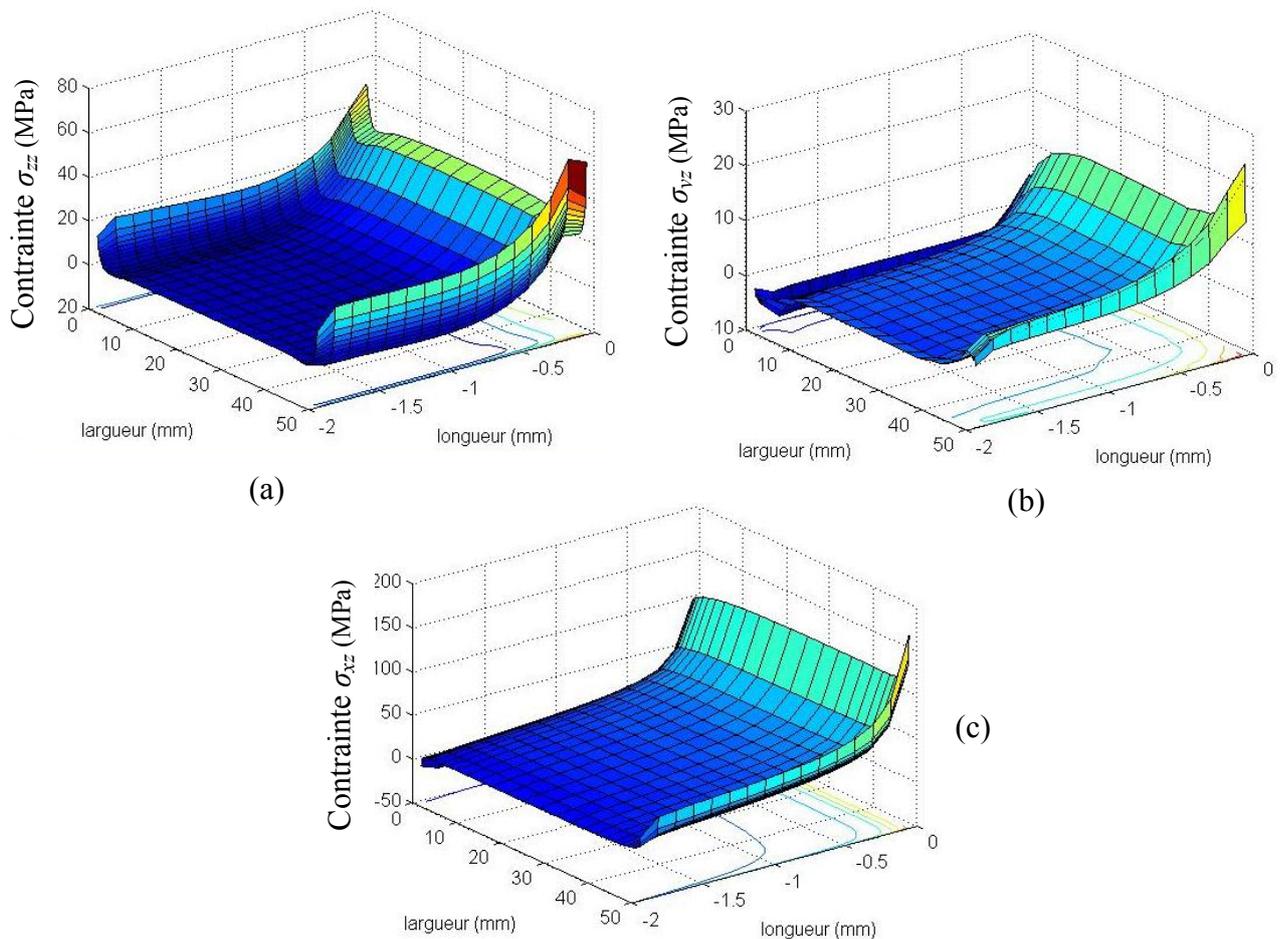


Figure 97 : Evolution des contraintes  $\sigma_{zz}$  (a),  $\sigma_{yz}$  (b) et  $\sigma_{xz}$  (c) pour l'interface considérée

Dans la longueur, les trois composantes de la contrainte interlaminaires augmentent quand on s'approche de la reprise. La discontinuité de la reprise influence alors la distribution de la contrainte en créant une surcontrainte locale. Dans la largeur, les trois composantes varient fortement près des bords de l'éprouvette. Dans cette zone l'effet de bord libre vient modifier le champ de contraintes.

#### IV.4.1.2 Evolution des contraintes dans la longueur

Les relevées pour les éléments d'interfaces situés au bord de l'éprouvette (ligne rouge) et au milieu (ligne verte) de la Figure 97 sont représentées Figure 99.

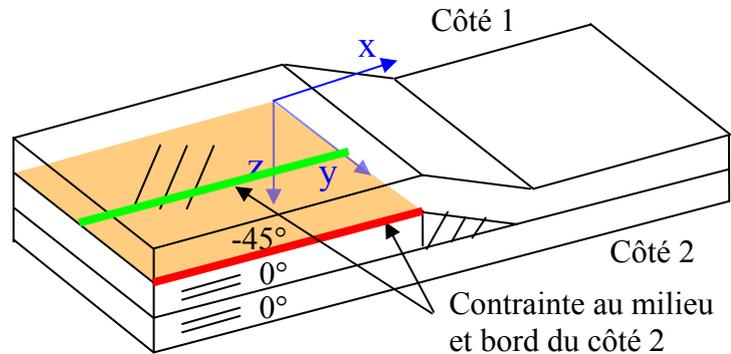


Figure 98 : Position des éléments pour tracer les contraintes interlaminaires dans la longueur de la v2 à la reprise 2

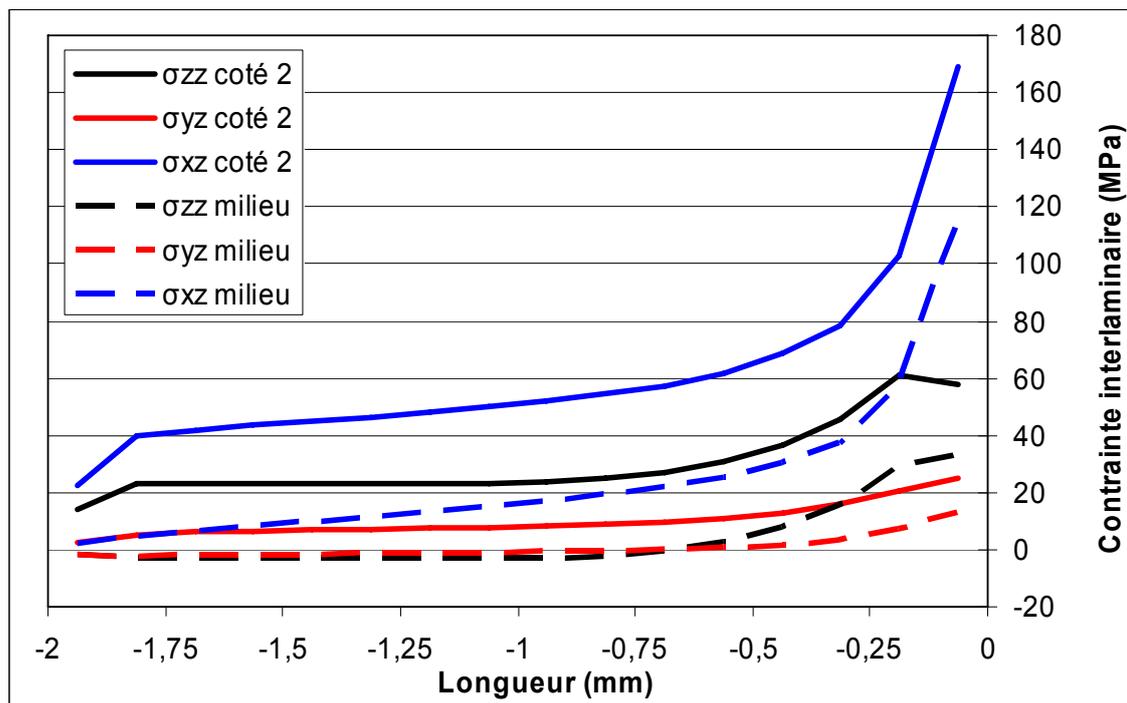


Figure 99 : Contraintes interlaminaires dans la longueur de la v2 en haut de la reprise 2

Comme on peut le voir sur la Figure 99 l'effet de bord ne modifie pas l'évolution des contraintes d'interface le long de l'éprouvette. Seul le niveau de ces contraintes est modifié ; pour ce côté l'effet de bord libre augmente sensiblement les contraintes.

### IV.4.1.3 Influence de la reprise de plis et du bord libre dans la largeur

L'effet du bord influence la distribution de la contrainte dans la largeur de l'éprouvette. La Figure 100 montre les lignes sur lesquelles les contraintes ont été analysées. Les trois composantes de la contrainte interlaminaire sont tracées Figure 101.

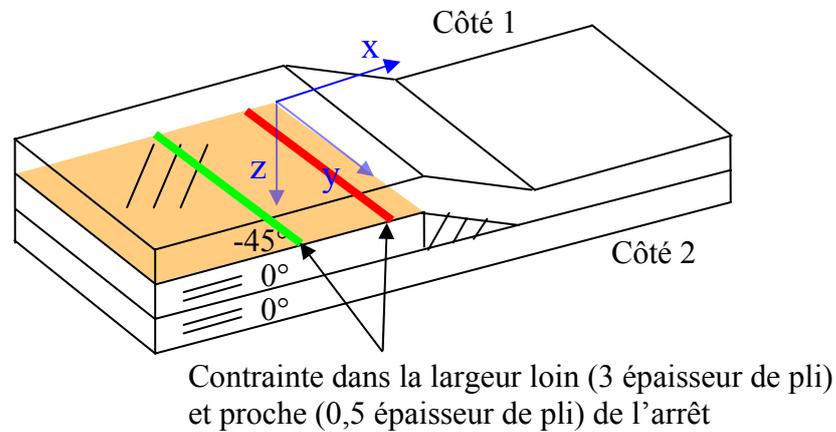


Figure 100 : Position des éléments pour tracer les contraintes interlaminaires dans la largeur de la v2 à la reprise 2

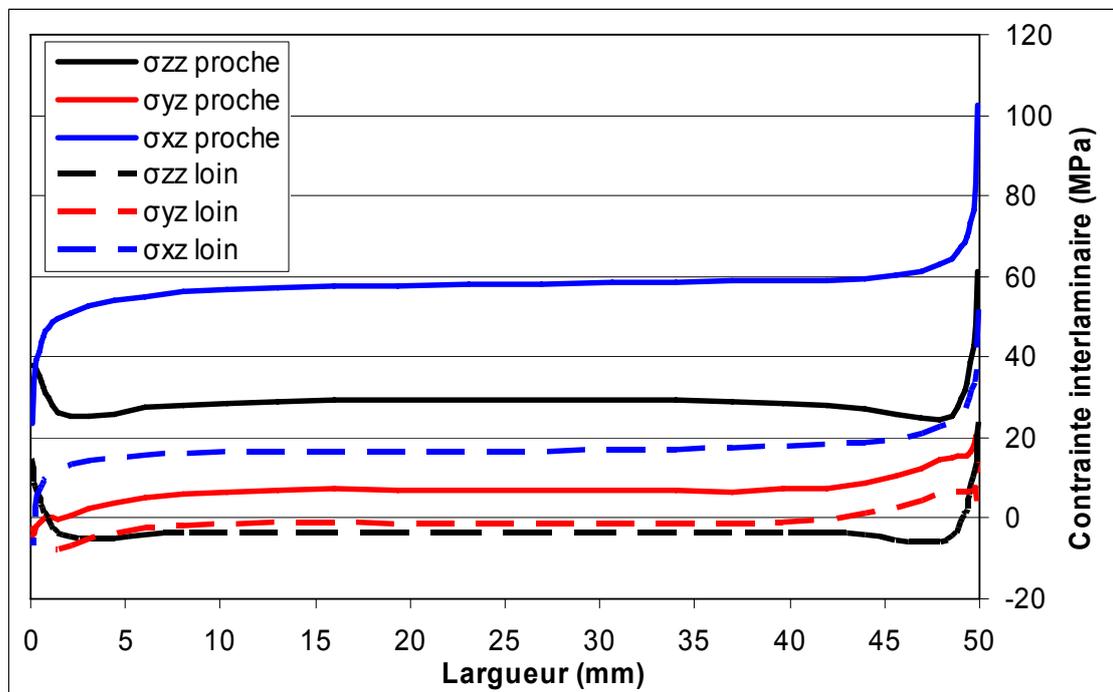


Figure 101 : Contraintes interlaminaires dans la largeur de la v2 en haut de la reprise 2

Pour ce qui est de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{zz}$  l'effet de bord libre est symétrique et se manifeste (Figure 101) par une augmentation de la contrainte des deux côtés de l'éprouvette. Quand on s'approche de la reprise on note cependant que cette augmentation est moins symétrique.

Pour les contraintes de cisaillement  $\sigma_{yz}$  et  $\sigma_{xz}$  l'effet de bord libre est antisymétrique et se manifeste par une baisse d'un côté et une augmentation de l'autre côté de même intensité. Quand on s'approche de la reprise de pli, comme le niveau moyen (dans la grande largeur de l'éprouvette) des contraintes  $\sigma_{yz}$  et  $\sigma_{xz}$  augmente, cette antisymétrie va considérablement augmenter l'état de contraintes d'un côté de l'éprouvette par rapport au milieu et à l'autre côté.

#### IV.4.2 Influence de l'interface sur les contraintes interlaminaires

L'influence de l'orientation des plis sur les contraintes interlaminaires est étudiée pour des reprises de plis 4, 6 et 8 de la v2. Les plis supérieurs et inférieurs aux plis arrêtés sont présentés Figure 102.

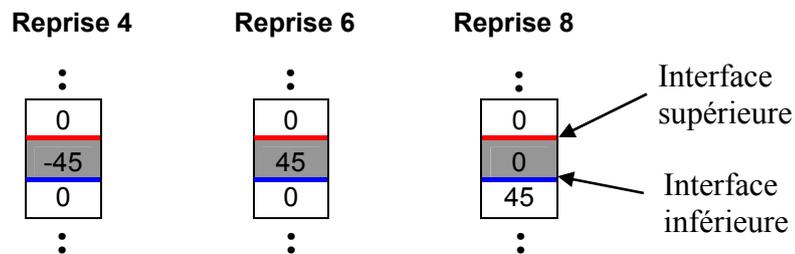


Figure 102 : Plis arrêtés et plis adjacents autour des reprises 4, 6 et 8 de la v2

##### IV.4.2.1 Niveau de contrainte interlaminaire au milieu de l'éprouvette

Les valeurs des contraintes dans l'élément situé au milieu de l'éprouvette proche de l'arrêt de pli (à 0,5 fois l'épaisseur du pli) sont analysées pour les 3 reprises. Le Tableau 30 montre les contraintes pour les interfaces supérieures des plis arrêtés à +45° et -45°.

Tableau 30 : Contraintes interlaminaires en haut de la reprise 6 et la reprise 4 de la v2 au milieu

	Interface	Milieu		
		$\sigma_{zz}$ (MPa)	$\sigma_{yz}$ (MPa)	$\sigma_{xz}$ (MPa)
Reprise 6 en haut	0/45°	21	-12	11
Reprise 4 en haut	0/-45°	15	10	15

On voit que l'influence de l'orientation du pli arrêté : +45° ou -45° est faible sur le niveau des trois contraintes. Ceci est normal puisque sous cette sollicitation de compression les deux orientations sont équivalentes.

Le Tableau 31 montre les contraintes pour l'interface supérieure et inférieure de la reprise 8. Cela permet d'étudier l'effet du pli arrêté à 0° ici, ainsi que l'influence de l'orientation de l'interface supérieure 0/0° ou inférieure 0/45°.

Tableau 31 : Contraintes interlaminaires partie supérieure et inférieure de la reprise 8 de la v2 au milieu

	Interface	Milieu		
		$\sigma_{zz}$ (MPa)	$\sigma_{yz}$ (MPa)	$\sigma_{xz}$ (MPa)
Reprise 8 en haut	0/0°	15	10	109
Reprise 8 en bas	0/45°	8	17	-63

Les contraintes  $\sigma_{zz}$  et  $\sigma_{yz}$  pour cet arrêt de pli à 0° sont du même ordre de grandeur que celles relevées pour les arrêts de plis à ±45° (Tableau 30). Au contraire la contrainte  $\sigma_{xz}$  est d'un ordre de grandeur supérieur à celles relevées pour les arrêts à ±45°. Ceci s'explique parce que c'est un pli à 0° qui est arrêté et qu'il transfère une charge plus importante.

On constate (Tableau 31) que la contrainte  $\sigma_{xz}$  est plus importante pour l'interface supérieure 0/0° que pour l'interface inférieure 0/45°. Le transfert de charge dû à l'arrêt du pli (0° ici) se fait préférentiellement vers le pli qui a la plus grande rigidité : le pli supérieur à 0°.

#### IV.4.2.2 Non-symétrie des contraintes interlaminaires sur les deux côtés

Les valeurs des contraintes dans les éléments situés près des deux bords et proche de la reprise sont analysées pour deux des trois reprises.

Le Tableau 32 donne les contraintes partie supérieure, inférieure de la reprise 6 (Figure 102) pour laquelle un pli à 45° s'arrête entre deux plis à 0°.

Tableau 32 : Contraintes interlaminaires en haut et en bas de la reprise 6 de la v2 sur les deux côtés (côté avec la valeur plus élevée en rouge)

	Interface	$\sigma_{zz}$ (MPa)		$\sigma_{yz}$ (MPa)		$\sigma_{xz}$ (MPa)	
		Côté 1	Côté 2	Côté 1	Côté 2	Côté 1	Côté 2
Reprise 6 en haut	0/45°	22	45	-2	-13	-16	40
Reprise 6 en bas	45/0°	24	46	6	9	3	-41

Les valeurs absolues des contraintes  $\sigma_{zz}$ ,  $\sigma_{yz}$ ,  $\sigma_{xz}$  sont de même niveau dans la partie supérieure et inférieure de la reprise. Les deux plis entourant le pli à 45° qui s'arrête ont la même rigidité et donc le transfert de charge est du même ordre de grandeur. Les effets de bord ne modifient pas cet équilibre. Par ailleurs on constate entre les deux côtés une dissymétrie importante des contraintes pour ces interfaces désorientées.

Les contraintes partie supérieure et inférieure de la reprise 8 sont montrées dans le Tableau 33. Pour cette reprise un pli à 0° est arrêté entre un pli à 0° et un pli à 45°.

Tableau 33 : Contraintes interlaminaires en haut et en bas de la reprise 8 de la v2 sur les deux côtés (côtés avec la valeur plus élevée en rouge)

	Interface	$\sigma_{zz}$ (MPa)		$\sigma_{yz}$ (MPa)		$\sigma_{xz}$ (MPa)	
		Côté 1	Côté 2	Côté 1	Côté 2	Côté 1	Côté 2
Reprise 8 en haut	0/0°	30	30	4	9	79	125
Reprise 8 en bas	0/45°	44	14	20	6	-108	-17

Pour l'interface 0/45° (partie inférieure) les contraintes sont fortement plus élevées sur le côté 1. Au contraire pour l'interface 0/0° (partie supérieure) la contrainte  $\sigma_{zz}$  est identique sur les deux côtés et les différences relevées pour les contraintes  $\sigma_{yz}$  et  $\sigma_{xz}$  entre les deux côtés sont plus faibles que celles observées pour l'interface 0/45°. Une interface avec des plis désorientés provoque une forte non-symétrie de la distribution des contraintes sur les côtés comme nous avons pu le noter pour la reprise 6.

Il est à noter que le niveau des contraintes pour la reprise à 0° (reprise 8) est plus élevé que celui des reprises à 45° (reprise 6). Comme le pli à 0° transfère plus de charge que les plis à 45°, cette charge doit être redistribuée aux plis adjacents. Ce que l'on avait pu noter pour les contraintes en milieu d'éprouvette (paragraphe précédent) reste valable en prenant en compte les effets de bord. Arrêter un pli à 0° provoque des contraintes interlaminaires plus élevées qu'arrêter un pli à  $\pm 45^\circ$ .

### IV.4.3 Comparaison de la distribution des contraintes interlaminaires par rapport aux résultats expérimentaux

#### IV.4.3.1 Comparaison de la contrainte interlaminaire aux reprises de plis de la v2

Afin de comparer les lieux d'amorçage du délaminage trouvés expérimentalement avec les résultats numériques, les contraintes moyennes interlaminaires de la v2 pour toutes les 8 reprises de plis ont été relevées pour les éléments situés aux bords le plus proche de la reprise (en rouge Figure 103). Les valeurs des trois composantes de la contrainte interlaminaire à chaque reprise sont rassemblées Figure 104. Chaque point correspond à la valeur maximale des contraintes relevées sur les deux côtés.

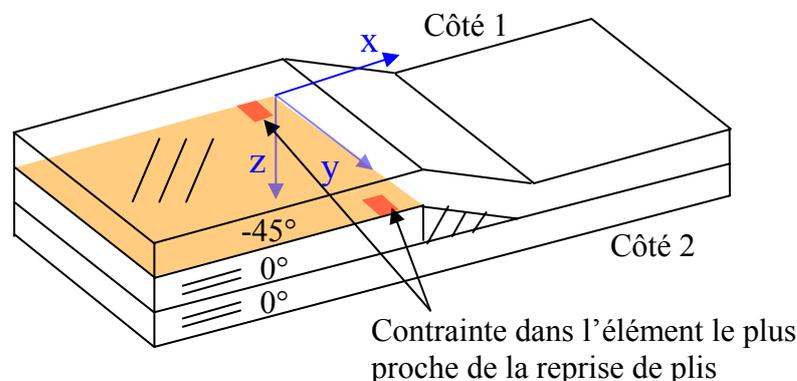


Figure 103 : Position des éléments pour comparer l'état de contrainte des différentes reprise de plis de la v2

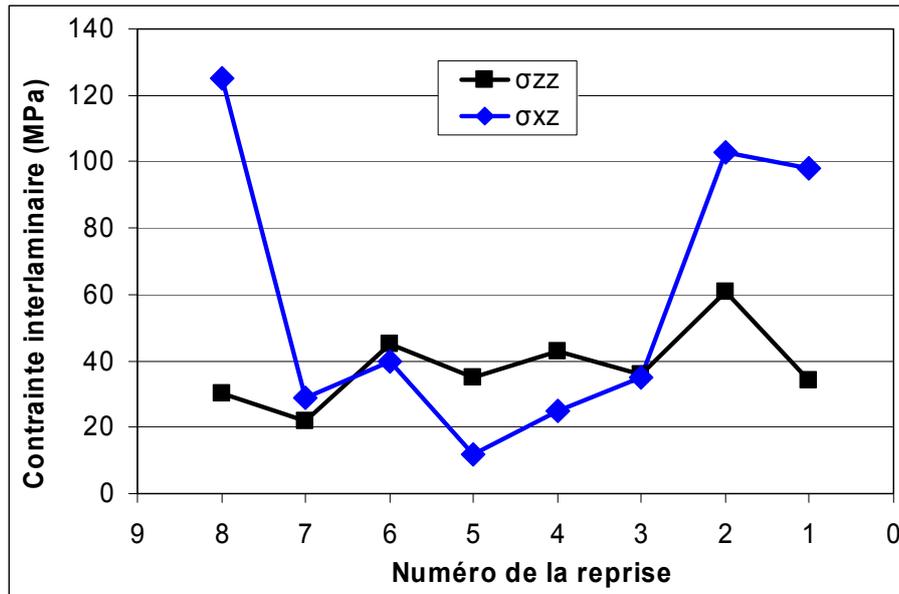


Figure 104 : Contraintes interlaminaires en haut des reprises de plis de la v2 sur le côté où la valeur est plus élevée

Les contraintes  $\sigma_{zz}$  et  $\sigma_{yz}$  ne montrent pas de tendance claire, les valeurs sont à peu près au même niveau pour toutes les reprises. La contrainte  $\sigma_{yz}$  est ici très faible et pas significative car relevé près du bord libre. La contrainte  $\sigma_{xz}$  par contre est fortement plus élevée pour les reprises 1, 2 et 8. En essai les délaminages ont été observés de préférence autour des reprises 1 et 2 comme il est montré sur la Figure 105. Quelques délaminages ont été observés autour de la reprise 8 (Figure 106) mais il a été trouvé que leur influence sur le comportement global est faible (paragraphe III.3). Quelle que soit la configuration FO – FO les amorces de délaminage se produisent préférentiellement au niveau des reprises 1 et 2. L'étude se focalise donc sur cette section critique.

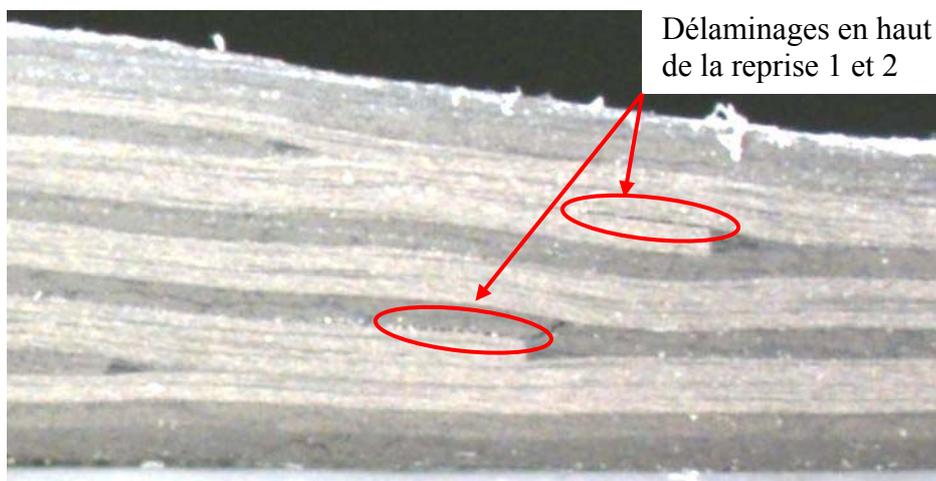


Figure 105 : Délaminage observé en haut de la reprise 1 et 2 de la v2 testée en fatigue à 50%

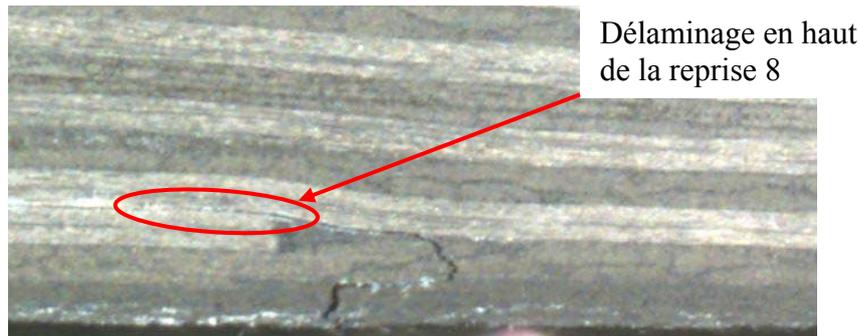


Figure 106 : Délaminage observé en haut de la reprise 8 de la v2 testée en fatigue à 50%

#### IV.4.3.2 Comparaison des contraintes interlaminaires et des endroits d'amorçage du délaminage

Il a été trouvé que la distribution de la contrainte interlaminaire dans la largeur des éprouvettes est non-symétriques, un côté est alors plus sollicité que l'autre. Le Tableau 34 donne les contraintes interlaminaires sur les deux côtés (Figure 103) et le côté où ont été observés le plus fréquemment les amorcent de délaminage (paragraphe III.3.3.1).

On constate que le côté sur lequel apparait les délaminages correspond bien au côté le plus chargé, notamment pour lequel la contrainte  $\sigma_{xz}$  est la plus élevée.

Pour la configuration v5 (arrêt d'un pli à 45° aux reprises 1 et 2) la contrainte  $\sigma_{xz}$  est à peu près du même niveau que la contrainte  $\sigma_{zz}$ . Pour les autres configurations (arrêt d'un pli à 0° aux reprises 1 et 2)  $\sigma_{zz}$  est bien plus faible.

Pour les deux configurations v3 et v4 on relève que la dissymétrie des contraintes est moins flagrante que pour les autres configurations.

Tableau 34 : Niveau de contrainte calculé avec le modèle éléments finis aux endroits critiques d'amorçage du délaminage identifié expérimentalement

Endroits critiques				Côté 1 (MPa)		Côté 2 (MPa)	
				$\sigma_{zz}$	$\sigma_{xz}$	$\sigma_{zz}$	$\sigma_{xz}$
v2	Reprise 1	Côté 1 haut	0°/0°	34	98	33	57
v2	Reprise 2	Côté 2 haut	-45°/0°	38	24	61	103
v3	Reprise 1	Côté 2 haut	0°/0°	32	73	33	129
v3	Reprise 2	Côté 2 bas	0°/0°	45	-123	30	-138
v4	Reprise 1	Côté 2 bas	0°/0°	51	-168	36	-198
v4	Reprise 2	Côté 2 haut	0°/0°	27	81	29	134
v12	Reprise 1	Côté 1 haut	0°/0°	33	79	37	132
v13	Reprise 2	Côté 2 haut	0°/0°	25	74	29	117
v5	Reprise 1	Côté 2 bas	45°/-45°	56	47	66	-79

Délaminage observé en essai  
**En rouge** Valeur de contrainte plus élevée de ce côté ( $\sigma_{zz}$  ou  $\sigma_{xz}$ )

#### IV.4.4 Mise en place d'un critère de délaminage au bord

En se basant sur les valeurs de la contrainte interlaminaire calculée aux bords des éprouvettes l'objectif est d'identifier un critère pour prédire les endroits d'amorçage de délaminages. Les essais statiques ont montré que les endroits critiques d'amorçage des délaminages sont au niveau des reprises 1 et 2. Mais un seul côté a pu être observé pendant ces essais et la résolution de la caméra rapide n'a permis d'observer que des délaminages assez importants. Les observations des essais en fatigue ont permis d'identifier la nature des dommages et leur localisation sur les deux côtés. Pour prévoir l'amorçage du délaminage nous faisons l'hypothèse que les délaminages amorcent aux mêmes endroits sous chargement de compression statique et de fatigue à  $R = -1$ . Pour cette raison les simulations sont faites pour chaque configuration à la charge à rupture en compression statique.

##### IV.4.4.1 Stratégie d'identification d'un critère

Il a été montré que le champ des contraintes varie très rapidement près des angles constitué par la reprise et le bord de l'éprouvette. Comme le calcul est linéaire et qu'aucun dommage n'a été introduit il n'est pas possible d'essayer d'identifier un critère basé sur la contrainte maximale. Nous avons choisi de considérer la valeur moyenne sur une zone à définir. Le choix de cette zone est critique car trop importante elle écrête trop les surcontraintes et trop petite elle ne joue plus son rôle. Nous avons choisi de considérer une zone carrée car il n'y a aucune raison de favoriser une direction en particulier (Figure 107).

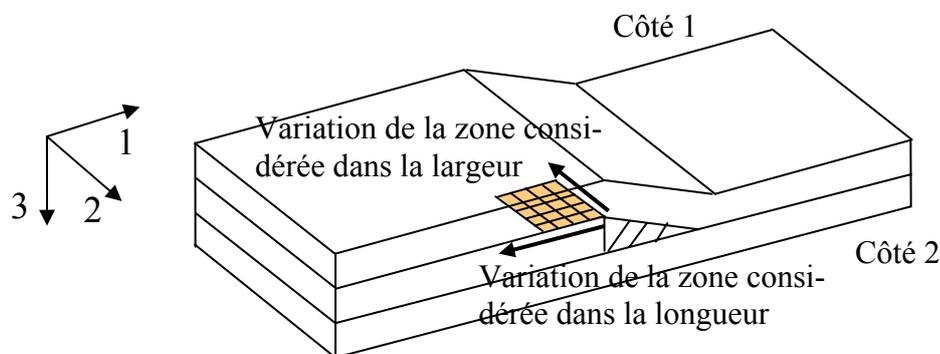


Figure 107 : Allure et position de la taille de la zone à utiliser pour le calcul des moyennes

Du point de vue du critère il a été décidé, puisque l'interface a un comportement isotrope de ne pas séparer les contraintes de cisaillement  $\sigma_{yz}$  et  $\sigma_{xz}$  et d'utiliser la résultante en cisaillement dans le plan de l'interface.

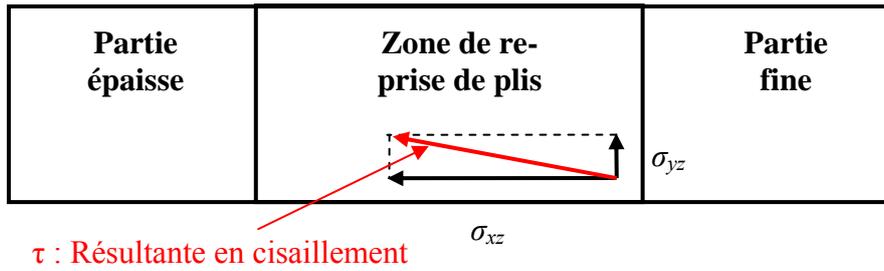


Figure 108 : Résultante en cisaillement

Les résultats des simulations ont montré que les contraintes  $\sigma_{zz}$  sont toujours positives dans les zones considérées comme critiques, c'est pourquoi le critère proposé ne prend pas en compte l'effet d'une contrainte  $\sigma_{zz}$  négative contrairement aux modèles raffinés proposés dans la littérature. Le critère proposé est un critère quadratique basé sur les contraintes moyennes  $\bar{\sigma}_{zz}$  et  $\bar{\tau}$  :

$$\left( \frac{\bar{\sigma}_{zz}}{\sigma_{zz}^{rupture}} \right)^2 + \left( \frac{\bar{\tau}}{\tau^{rupture}} \right)^2 = 1 \quad (45)$$

Avec :

$$\bar{\sigma}_{zz} = \int_0^a \int_0^a \sigma_{zz}(x, y) dx dy \quad \bar{\tau} = \int_0^a \int_0^a \sqrt{(\tau_{xz}(x, y))^2 + (\tau_{yz}(x, y))^2} dx dy$$

Les paramètres du critère sont :

- $a$  - longueur du côté de la zone de calcul des contraintes moyennes
- $\sigma_{zz}^{rupture}$  - contrainte à rupture normale
- $\tau^{rupture}$  - contrainte à rupture en cisaillement

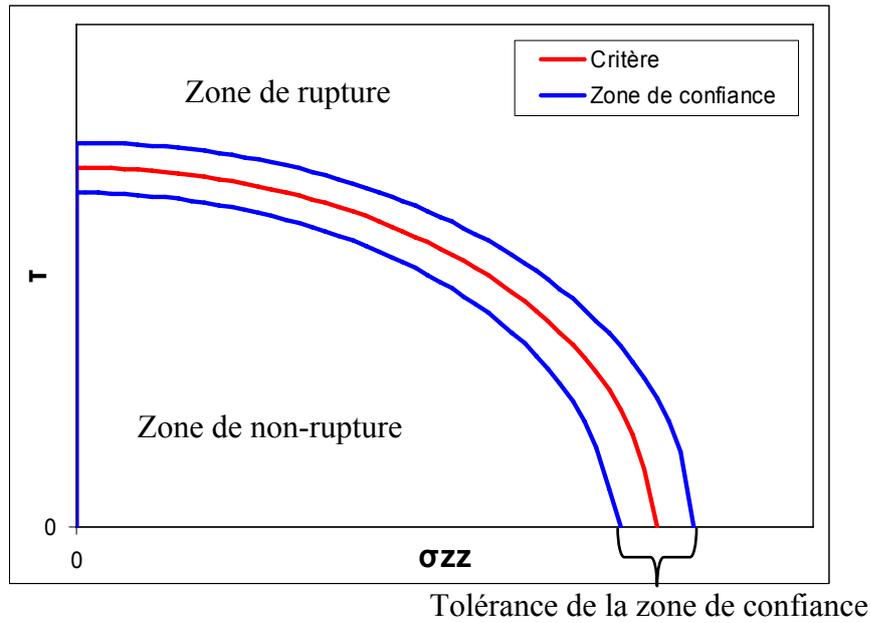


Figure 109 : Enveloppe de rupture et zone de confiance du critère testé

De plus on définit une zone de confiance ou d'incertitude qui entoure le critère de rupture à identifier (Figure 109). La taille de cette zone est définie à partir de l'écart-type maximal des contraintes à rupture en compression statique. L'objectif est alors de déterminer les paramètres du critère pour que les résultats des essais se trouvent dans cette zone de confiance.

Une méthode a été mise en place pour identifier les paramètres du critère de délaminage : Les deux valeurs à rupture  $\sigma_{zz}^{rupture}$  et  $\tau^{rupture}$  et la taille de la zone de calcul ( $a$ ). Il s'agit de minimiser la fonction objectif suivante :

$$f(\sigma_{zz}^{rupture}, \tau^{rupture}, a) = 1 - \frac{N_{in}(\sigma_{zz}^{rupture}, \tau^{rupture}, a)}{N_{total}} \quad (46)$$

- $N_{in}$  - Nombre des points critiques trouvés numériquement dans la zone de confiance
- $N_{total}$  - Nombre total des points critiques considérés

Les points critiques correspondent pour chaque configuration aux endroits critiques pour lesquels ont été observés préférentiellement les délaminages tels que soulignés en jaune dans le Tableau 34.

#### IV.4.4.2 Identification du critère

La fonction objectif ainsi que les valeurs des contraintes à rupture identifiées au niveau du critère sont tracées en fonction de la taille de la zone de calcul des contraintes moyennes (Figure 110).

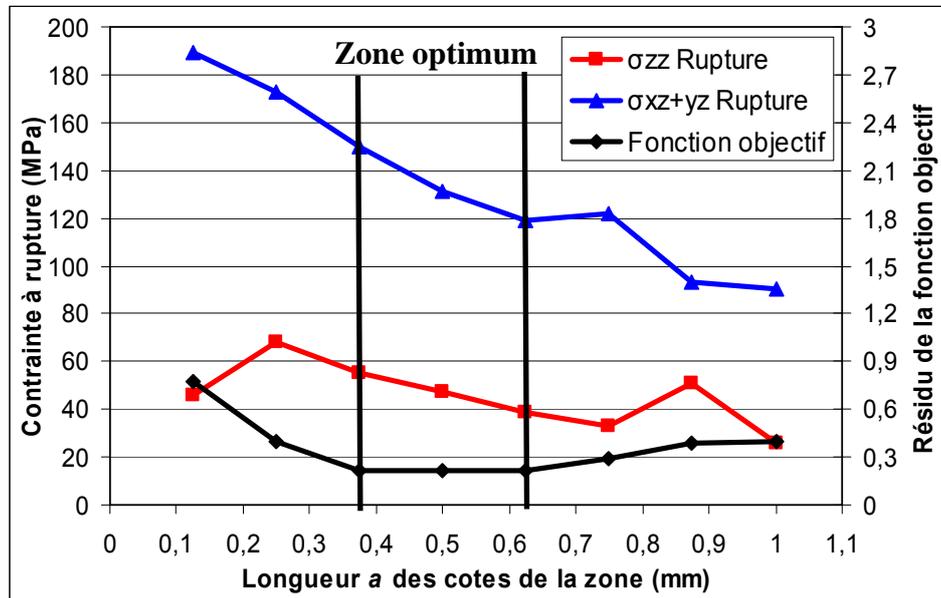


Figure 110 : Résidu de la fonction d'optimisation et valeurs des contraintes à rupture pour une variation de longueur des cotes de la zone carrée pour calculer les contraintes moyennes

La fonction objectif présente la valeur minimale pour une longueur a comprise entre 0,375 mm et 0,625 mm ce qui correspond respectivement entre 1,5 fois et 2,5 fois l'épaisseur d'un pli. Les contraintes à rupture diminuent avec la taille de la zone de calcul. Les valeurs identifiées sont globalement du même ordre que celles utilisées pour le calcul des contraintes à rupture que l'on retrouve parfois utilisées pour l'identification des amorçages de bord libre [59, 60]. La zone d'influence déterminée est relativement petite ce qui signifie que les effets locaux sont importants et qu'il est bien nécessaire de prendre en compte à la fois les surcontraintes dues à la reprise de plis mais aussi celles dues aux effets de bord libre.

Tableau 35 : Contraintes à rupture identifiées expérimentalement et celles trouvées numériquement avec la routine d'optimisation aux bords des éprouvettes ( $a = 0.375$  mm)

Valeurs expérimentales (MPa)		Valeurs identifiées au bord (MPa)	
$\sigma_{22}^{rupture}$	55	$\sigma_{zz}^{rupture}$	55
$\sigma_{12}^{rupture}$	90	$\tau_{12}^{rupture}$	150

Par la suite de l'analyse nous utiliserons les valeurs identifiées pour la plus petite zone.

#### IV.4.4.3 Prédictions du critère

Avec les valeurs identifiées (contraintes à rupture et taille de la zone pour la zone la plus petite) une analyse est effectuée pour toutes les reprises de plis des différentes configurations (endroits critiques ou sains).

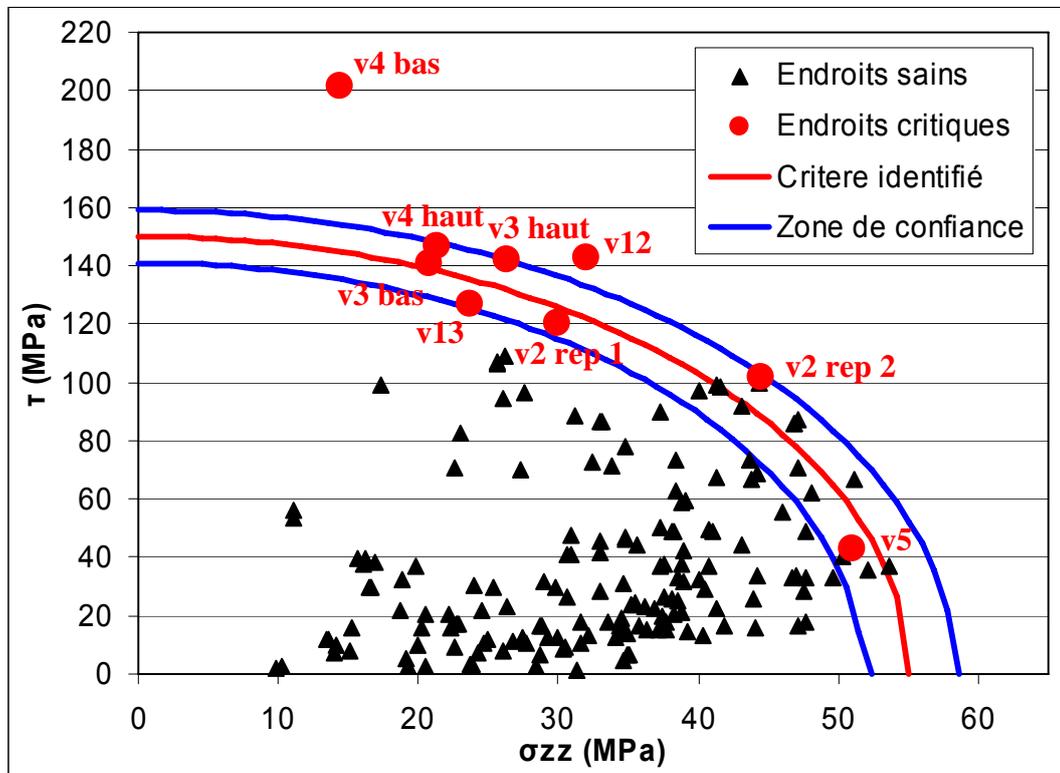


Figure 111 : Enveloppe de rupture du critère identifié au bord des éprouvettes

La plupart des points critiques se trouvent bien dans la zone de confiance (7 sur 9), aucun point ne se trouve à l'intérieur de la limite basse de la zone de confiance. Seul un point critique situé loin en dehors de la zone de confiance, correspond à l'endroit critique de la v4 reprise1 en bas. Cela signifie que pour cette configuration le critère est conservatif. Pour cette configuration v4 les reprises 1 et 2 se trouvent le plus à l'extérieur du stratifié, aussi l'amorçage de délaminage au niveau de ces reprises semble moins critique en termes de rupture globale statique que pour une reprise située plus à l'intérieur (chapitre V). Dans ce cas l'amorçage peut s'effectuer pour un chargement bien inférieure à celui nécessaire pour la rupture.

La majorité des points représentant des zones saines sans délaminage (en noir sur la Figure 111) se trouvent dans la zone de non-rupture. Une partie de ces points se trouvent dans la zone de confiance. Pour ces points le critère surdimensionne légèrement.

Les valeurs des contraintes interlaminaires et du critère calculées avec les paramètres identifiés sont regroupés dans le Tableau 36.

Tableau 36 : Valeurs des contraintes interlaminaires et du critère calculées au bord aux différents endroits critiques du Tableau 34 qui sont pris en compte par la routine d'optimisation (valeurs maximales et minimales marquées en rouge)

Endroits critiques				$\sigma_{zz}$ (MPa)	$\tau$ (MPa)	Critère
v2	Reprise 1	Côté 1	haut	29,9	120,5	0,94
v2	Reprise 2	Côté 2	haut	44,5	101,8	1,11
v3	Reprise 1	Côté 2	haut	26,3	141,8	1,12
v3	Reprise 2	Côté 2	bas	20,8	140,9	1,03
v4	Reprise 1	Côté 2	bas	14,5	201,6	1,88
v4	Reprise 2	Côté 2	haut	21,3	146,7	1,11
v12	Reprise 1	Côté 2	haut	32,0	142,6	1,24
v13	Reprise 2	Côté 2	haut	23,6	127,1	0,90
v5	Reprise 1	Côté 2	bas	50,9	43,2	0,94

Il est bien sûr à remarquer qu'aucun endommagement n'est pris en compte mais ceci présente l'avantage de pouvoir réaliser des calculs linéaires très rapides et parallélisables au niveau des calculs locaux.

#### IV.4.5 Prédiction du critère au milieu de l'éprouvette

A partir des résultats précédents nous avons décidé de regarder s'il est possible d'identifier un critère à partir des contraintes au centre d'une reprise de plis, c'est-à-dire en oubliant les effets de bord. Nous avons donc, en utilisant la même technique d'optimisation et la même longueur caractéristique trouvée au bord ( $a = 0.375$  mm) recherché les valeurs des contraintes à rupture qui apparaissent dans le critère.

Les résultats représentés sur la Figure 112 montrent que dans ce cas il est impossible de corréler les résultats et d'avoir tous les points à rupture dans la zone de confiance. Ceci conforte le fait qu'il est nécessaire de prendre en compte les effets de bord libre pour pouvoir prédire les ruptures de ces éprouvettes.

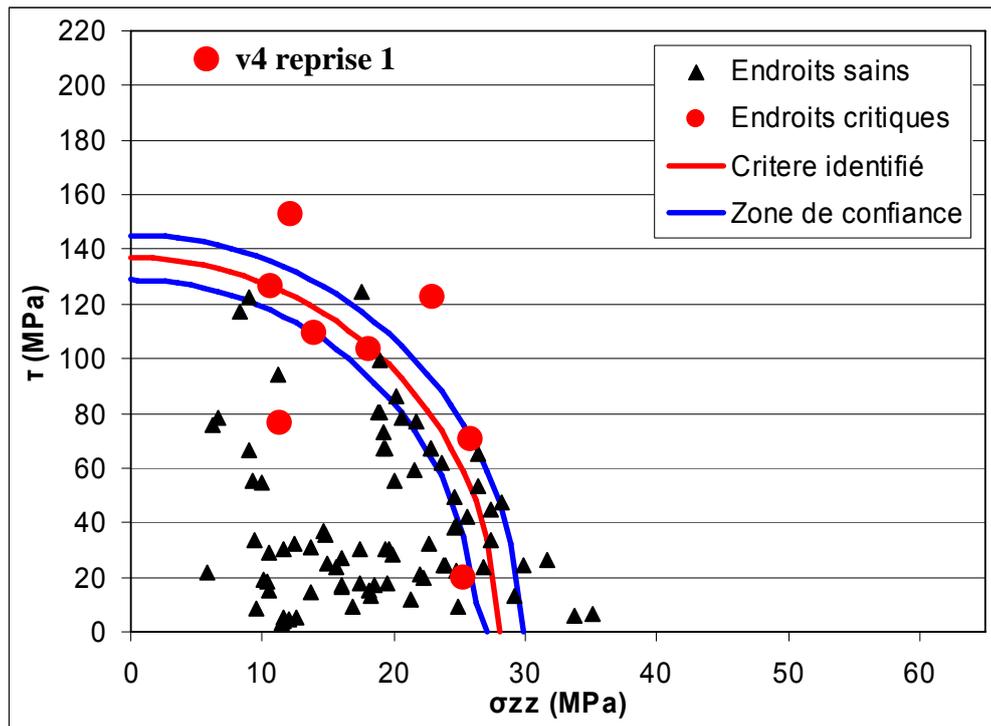


Figure 112 : Enveloppe de rupture du critère identifié au milieu des éprouvettes

#### IV.4.6 Dégradation en fatigue

La hiérarchie des durées de vie à l'amorçage en fatigue des configurations est différente de celle observée en compression statique. L'objectif de ce paragraphe est d'évaluer de quelle manière le critère déterminé en statique peut être utilisé pour comprendre cette évolution de la hiérarchie sous l'effet d'un chargement de fatigue. On va faire l'hypothèse que la formulation du critère reste inchangée (équation 45) et que le rapport des contraintes  $\sigma_{zz}$  et  $\tau$  calculées en statique pour un point critique n'est pas modifié par le cyclage de fatigue.

Seules les contraintes à rupture  $\sigma_{zz}^{rupture}$  et  $\tau^{rupture}$  peuvent être modifiées sous l'effet du cyclage de fatigue. Il reste donc à identifier l'évolution de ces contraintes à partir des résultats expérimentaux de fatigue.

##### IV.4.6.1 Stratégie d'identification des paramètres

L'objectif est donc de tracer l'évolution de la dégradation des contraintes à rupture interlaminaires  $\sigma_{zz}^{rupture}$  et  $\tau^{rupture}$  en fonction du nombre de cycles. Les courbes *SN* de durée de vie à l'amorçage sont reportées dans la Figure 113 pour les différentes configurations d'éprouvette. Bien que d'allures similaires on constate que ces courbes diffèrent selon la configuration. Ceci explique les différences de hiérarchie entre statique et fatigue. Les paramètres de Sendeckyj sont identifiés pour chaque configuration et présentés Tableau 37.

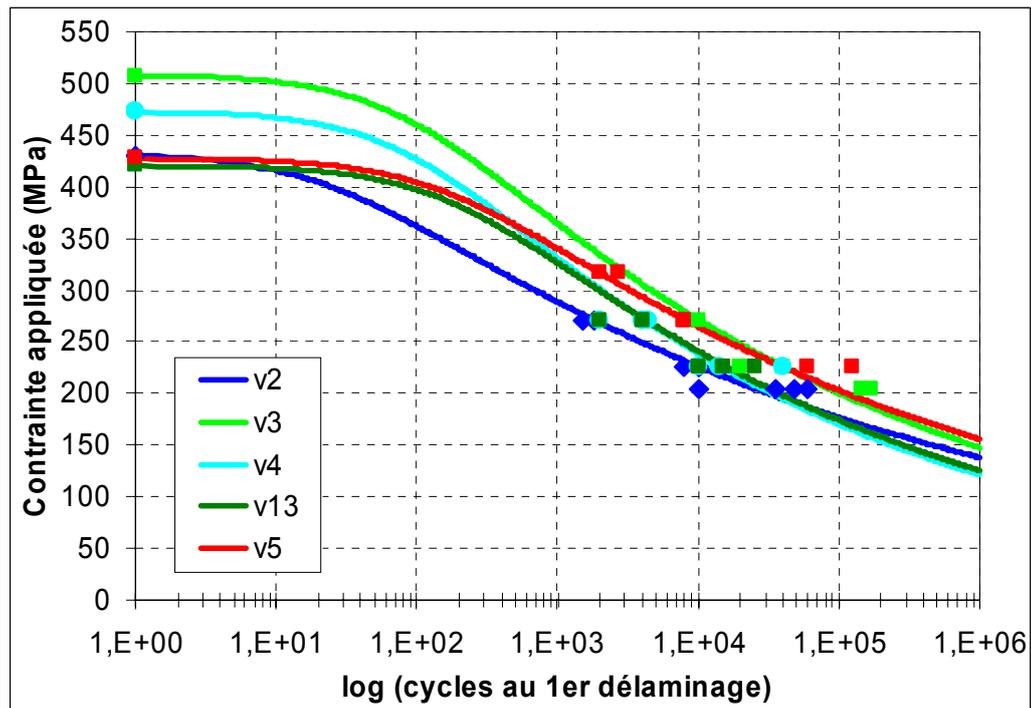


Figure 113 : Courbes SN des différentes configurations d'éprouvettes à l'amorçage du 1er délaminage

Tableau 37 : Paramètres des courbes SN de Sendeckyj au premier délaminage

	v2	v3	v4	v13	v5
<b>C</b>	4,02E-2	1,13E-2	1,03E-2	5,0E-3	6,2E-3
<b>S</b>	1,07E-1	1,32E-1	1,47E-1	142E-1	1,16E-1

Pour chaque configuration les paramètres de Sendeckyj identifiés vont permettre de déterminer l'évolution du point critique de rupture statique sous l'effet d'un cyclage de fatigue et de placer sa nouvelle position dans une figure  $\sigma_{zz} = f(\tau)$  (Figure 114).

Sont ainsi reportées dans la Figure 114 les positions des points critiques calculées après 1000 cycles et 100000 cycles de fatigue pour chaque configuration.

A iso-nombre de cycles  $N$  il est alors possible de déterminer l'enveloppe de rupture à partir de la routine d'optimisation mise au point précédemment et ainsi identifier les valeurs à rupture à  $N$  cycles  $\sigma_{zz}^{rupture}(N)$  et  $\tau^{rupture}(N)$ .

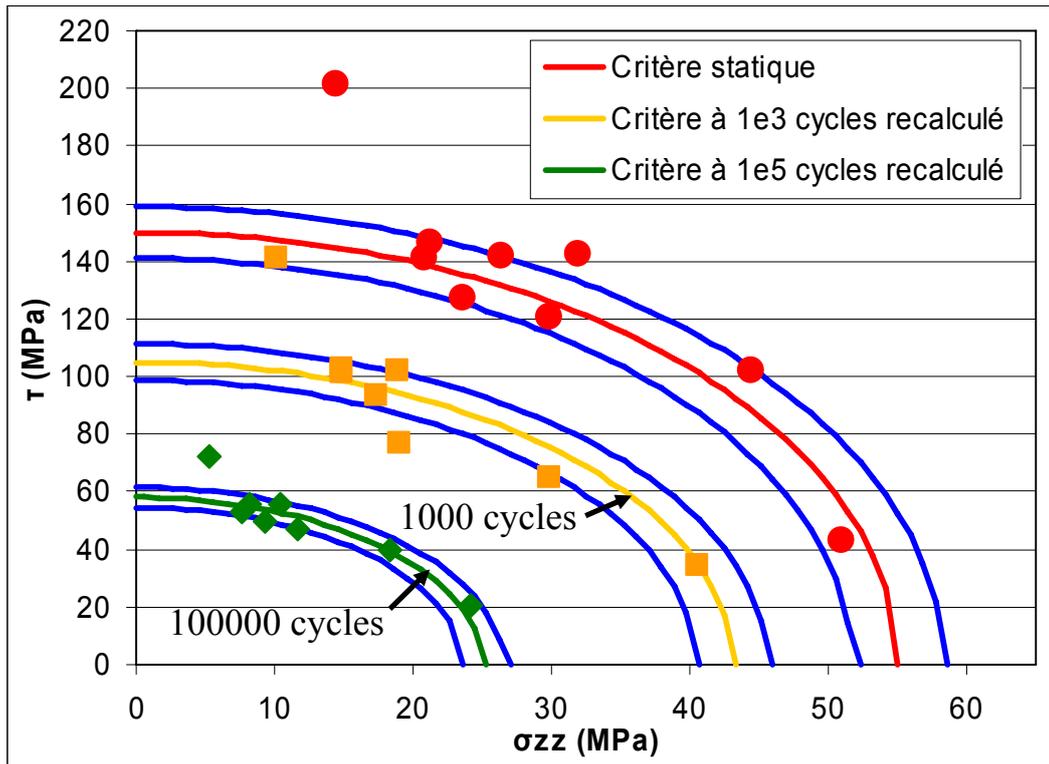


Figure 114 : Enveloppes de rupture aux différents nombres de cycles

#### IV.4.6.2 Evolution de la dégradation des interfaces en fatigue

L'identification des valeurs  $\sigma_{zz}^{rupture}$  et  $\tau^{rupture}$  aux différents nombres de cycles permet alors de tracer l'évolution de ces deux valeurs en fonction du nombre de cycles ainsi que le rapport entre les deux composantes (Figure 115).

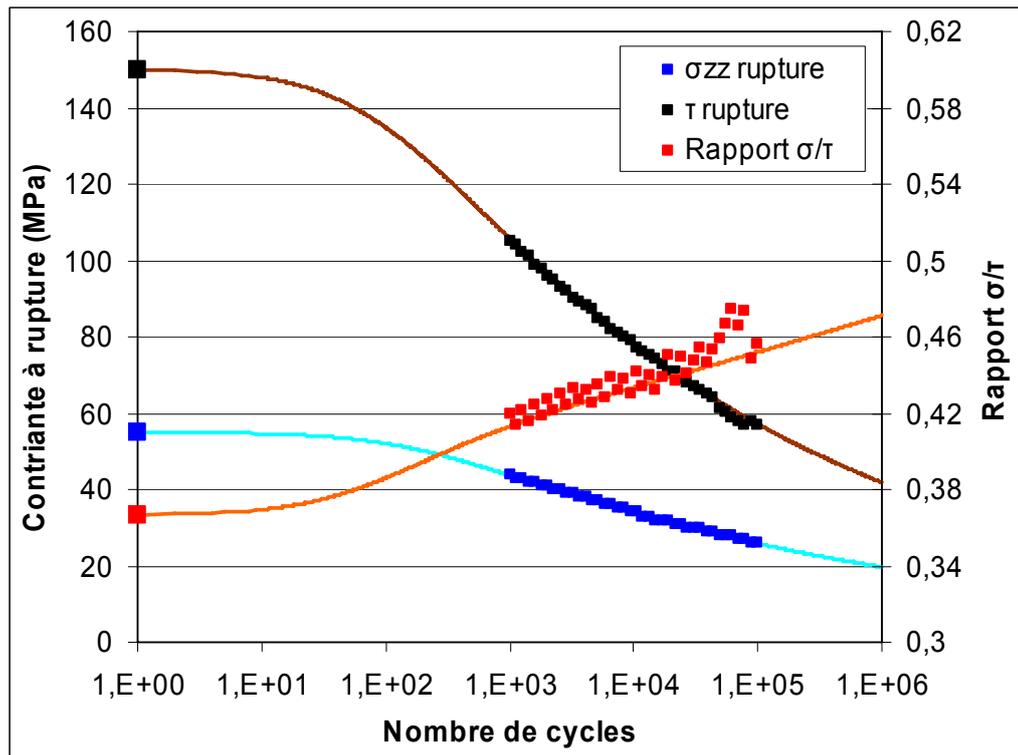


Figure 115 : Courbes SN de la dégradation des contraintes à rupture interlaminaires et évolution du rapport entre les deux composantes interlaminaires en fonction du nombre de cycles

Tableau 38 : Paramètres des courbes SN de Sendeckyj de la dégradation de  $\sigma_{zz}^{rupture}$  et  $\tau^{rupture}$

	$\sigma_{zz}^{rupture}$	$\tau^{rupture}$
<b>C</b>	6E-3	1,2E-2
<b>S</b>	1,18E-1	1,36E-1

Les dégradations de  $\sigma_{zz}^{rupture}$  et  $\tau^{rupture}$  en fonction du nombre de cycles peuvent être identifiées selon l'approche de Sendeckyj (Tableau 38). On constate que la pente  $S$  des courbes identifiées est plus importante pour  $\tau^{rupture}$  que pour  $\sigma_{zz}^{rupture}$ . Ainsi le rapport de  $\sigma_{zz}^{rupture} / \tau^{rupture}$  augmente avec le nombre de cycles, la composante  $\tau^{rupture}$  se dégrade alors plus vite que le  $\sigma_{zz}^{rupture}$ . Cette dégradation différente des deux composantes de la contrainte interlaminaire permet de comprendre que la hiérarchie de durée de vie d'amorçage en fatigue n'est pas comparable à celle de la rupture en statique compression.

## IV.5 Conclusions

Tout d'abord une approche éléments finis globale-locale 3D permettant de prendre en compte les effets de bord dans le calcul des contraintes interlaminaires a été proposée et validée. Les contraintes interlaminaires pour une plaque lisse calculées avec cette approche ont été comparées à celles obtenues par des modèles analytiques et le logiciel semi-analytique CLEOPS. Comparé aux modèles analytiques les résultats du modèle développé et de CLEOPS surestiment les contraintes au bord. Il a été trouvé que les résultats du modèle développé sont en bon accord avec ceux de CLEOPS. A partir de cette étude préalable la taille des mailles au bord de zone de reprise de plis du modèle global-local a été fixée pour toutes les simulations. L'influence de plusieurs paramètres de ce modèle a ensuite été étudiée. La raideur des éléments d'interface, la taille du maillage dans la largeur et la taille du modèle local ont été validées.

La première partie de l'analyse des résultats a montré que le champ de contrainte autour des reprises de plis est influencé par l'effet de la reprise et par l'effet de bord. Il a été montré que la distribution des contraintes aux reprises dans la largeur des éprouvettes est non-symétrique. L'influence de l'orientation des plis arrêtés et des plis adjacents aux plis arrêtés a été étudiée. La dissymétrie des contraintes due aux effets de bord est plus importante quand l'interface considérée est désorientée ( $0/45^\circ$  par exemple). Le niveau de charge est plus élevé quand un pli à  $0^\circ$  est arrêté au lieu d'un pli à  $\pm 45^\circ$ .

Le niveau des contraintes interlaminaires pour les différentes reprises de plis d'une configuration a été comparé avec les endroits critiques d'amorçage de délaminage identifiés expérimentalement. En essai il a été trouvé que les délaminages s'amorcent autour des reprises 1 et 2 préférentiellement sur un des côtés. Les contraintes interlaminaires au bord près de la reprise sont plus élevées pour les reprises 1 et 2. La comparaison des contraintes interlaminaires au bord pour ces reprises 1 et 2 montrent, pour toutes les configurations, que le niveau des contraintes est plus élevé sur le côté de l'éprouvette où les premiers délaminages amorcent préférentiellement. La prise en compte des effets de bord dans le modèle numérique permet donc de comprendre la localisation préférentielle d'amorçage du délaminage telle qu'observée expérimentalement.

Un critère pour prévoir l'amorçage de délaminage en statique compression a été mis en place. Il se base sur les endroits critiques identifiées en fatigue avec l'hypothèse qu'ils sont les mêmes en statique compression. De plus on fait l'hypothèse qu'en compression statique l'amorçage d'un délaminage entraîne immédiatement la rupture de l'éprouvette. Un critère de rupture simplifié basé sur le calcul des contraintes moyennes d'ouverture et de cisaillement a été proposé. Une routine d'optimisation a été implémentée pour déterminer les paramètres du critère : les contraintes à rupture et la taille de la zone de calcul de la contrainte moyenne au bord. Il a été trouvé qu'avec les paramètres déterminés le critère permet de prédire correctement les endroits critiques d'une configuration. Il a été trouvé que l'état de contraintes au milieu n'est pas représentatif pour prédire la rupture.

Afin de comprendre les différences de hiérarchie des configurations en durée de vie à l'amorçage fatigue et en rupture statique il a été proposé de dégrader les contraintes interlaminaires à rupture en fonction du nombre de cycles. Il a été trouvé que la composante du cisaillement se dégrade plus vite que celle de l'ouverture ce qui influence la résistance au délaminage en fatigue.

# Chapitre V : Propagation des défauts et rupture finale en fatigue

## V.1 Objet de l'étude

La première partie présente le comportement global des éprouvettes sous chargement de fatigue jusqu'à rupture à partir des courbes de l'allongement global en fonction du nombre de cycles. Les différentes étapes de dégradation et l'influence du niveau de charge sur le comportement global sont étudiées.

La deuxième partie s'intéresse à la propagation des endommagements. L'évolution de la dégradation durant les derniers cycles qui mènent à la rupture finale a été observé. La cinétique de la propagation a été étudiée par mesure de déplacement hors-plan de la zone de reprise de plis.

Les éprouvettes ont été testées jusqu'à la rupture finale. L'influence des différents paramètres sur la durée de vie et la courbe *SN* avec l'approche de Sendekyj (paragraphe I.4.4.1) est étudiée. Dans la dernière partie une comparaison de la hiérarchie en termes de durée de vie des différentes configurations avec celle trouvée en rupture statique en compression ainsi que l'influence de la cinétique avant la rupture finale sont présentées.

Les niveaux de charge des essais de fatigue ont été définis dans chapitre III.

## V.2 Courbes d'allongement global

### V.2.1 Matrice d'essais et allongement global

L'allongement des éprouvettes sous charge de fatigue a été enregistré avec un extensomètre monté sur le dispositif anti-flambage comme il est montré dans le paragraphe II.6.1. La matrice des essais des différentes configurations est montrée dans le Tableau 39. Toutes les éprouvettes utilisées ont été réalisées avec le matériau sain lot 1 et grammage 265 gr/m<sup>2</sup>.

Tableau 39 : Matrice d'essais des configurations en état de matériau sain lot 1 et grammage 265 gr/m<sup>2</sup> pour tracer les courbes d'allongement global

	70%	65%	60%	50%	45%
<b>v2</b>	3			3	3
<b>v3</b>	3		1	4	3
<b>v4</b>	3		3	4	1 SR
<b>v12</b>	3		3	3	
<b>v13</b>	1			2	
<b>Qlv9</b>	3	2	4	2 SR	

**SR = Essai Sans Rupture**

La Figure 116 montre l'évolution de l'allongement d'une éprouvette sous chargement de fatigue. Chaque point de la courbe de la phase de traction respectivement de compression représente l'allongement à la charge maximale respectivement minimale pour un cycle de chargement. L'allongement total de l'éprouvette pendant un cycle de chargement est alors la différence entre l'allongement en phase de traction et celui en compression.

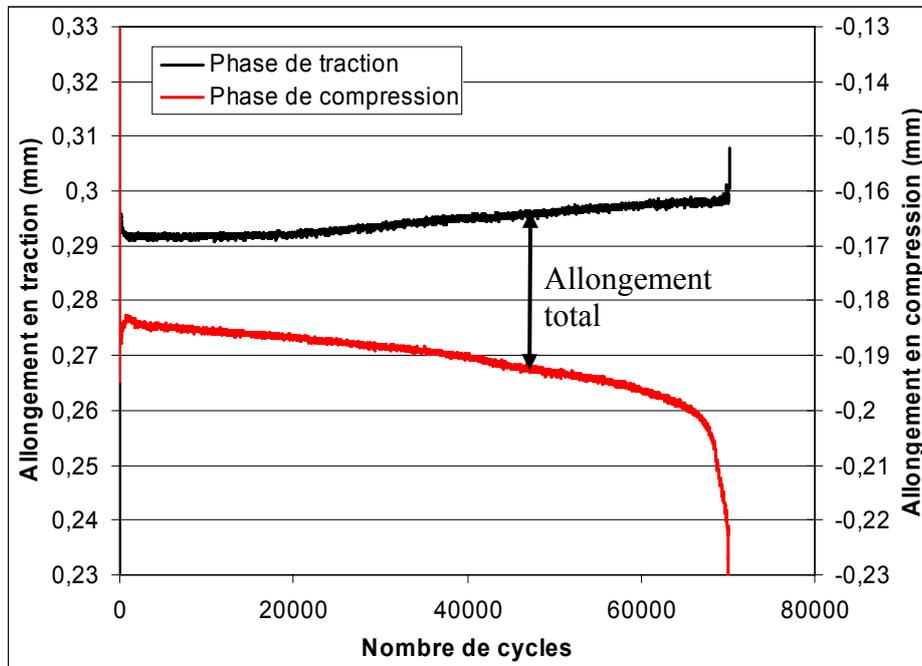


Figure 116 : Allongement d'une éprouvette en phase de traction et de compression du chargement cyclique de fatigue en fonction du nombre de cycles

## V.2.2 Etapes du chargement cyclique

L'allongement total d'une éprouvette sous chargement de fatigue en fonction du nombre de cycles total est présenté Figure 117. Pour toutes les configurations et tous les niveaux de charge la courbe a la même forme. Elle se divise en trois parties. La première phase, à peu près 5% de la durée de vie totale, est une mise en place de l'éprouvette avec de fortes variations du déplacement. Ces variations sont dues à la mise en place de l'éprouvette. Pendant la deuxième phase, l'allongement augmente doucement et la courbe est presque linéaire. L'augmentation de l'allongement est due aux endommagements qui propagent de manière stable. Cette propagation d'endommagements réduit la raideur globale du système. La dernière phase dans la durée de vie des éprouvettes est la propagation rapide des endommagements. Elle est caractérisée par une forte augmentation de la pente de la courbe de l'allongement. Après cette phase la courbe évolue brutalement jusqu'à la rupture finale.

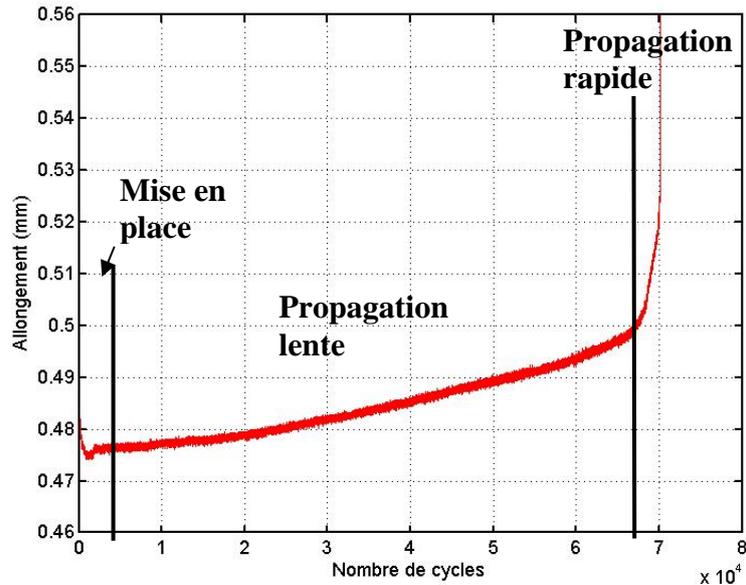
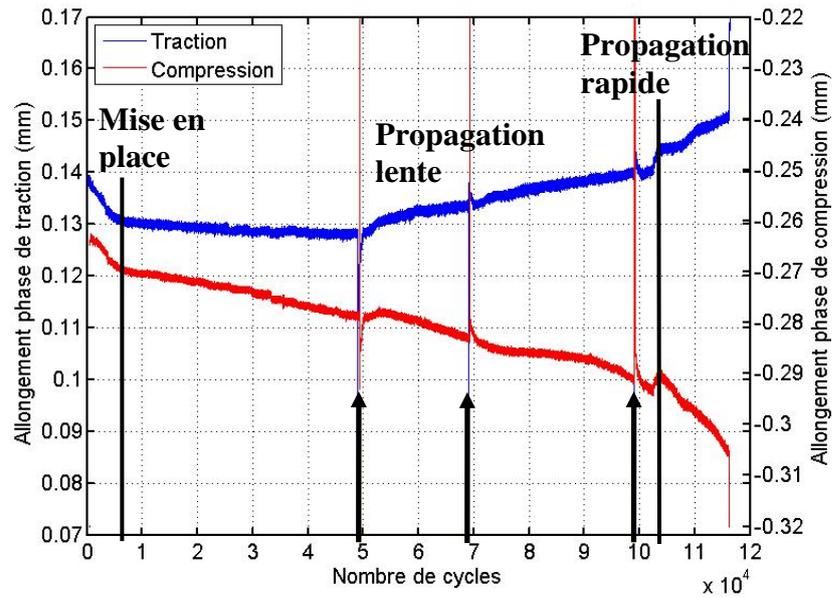


Figure 117 : Evolution de l'allongement total d'une éprouvette sous chargement de fatigue

### V.2.3 Allongement et endommagements observés

La courbe de l'allongement et les endommagements observés au niveau des deux bords de l'éprouvette pendant des phases d'arrêt du chargement sont montrés à titre d'exemple pour une éprouvette v3 dans la Figure 118. Les trois arrêts se situent dans la zone de propagation lente à 49000, 69000 et 99000 cycles. Les photos prises des deux côtés montrent que déjà à 49000 cycles il y a un délaminage autour de la reprise 3 sur le côté 2. A 69000 cycles ce délaminage a propagé et un autre délaminage a amorcé autour de la reprise 1 sur le côté 2. A 99000 cycles le délaminage autour de la reprise 1 a propagé autant que le délaminage autour de la reprise 3 qui se referme sous la charge de compression et n'est plus visible. Les délaminages s'amorcent donc au niveau des reprises de plis pendant la phase de propagation lente. L'amorçage ne provoque pas de variation brutale de l'allongement, les courbes d'allongement global ne permettent donc pas d'identifier le nombre de cycles à l'amorçage.



**Côté 1:**

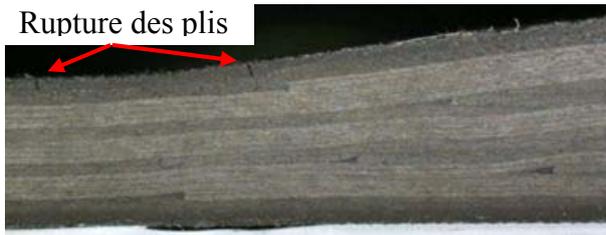
Observation microscopique sous charge de traction statique de 30 kN

**Côté 2:**

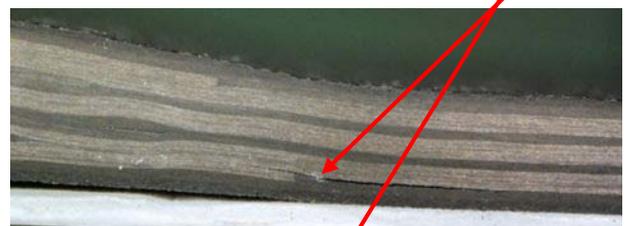
Observation microscopique sous charge de compression statique de 30 kN

**49000 cycles :**

Rupture des plis



Dé laminages



**69000 cycles :**



**99000 cycles :**

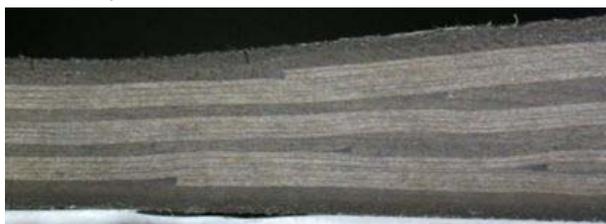


Figure 118 : Courbe d'allongement et photos pendant les arrêts de l'essai d'une éprouvette v3 testée à 50%

### V.2.4 Influence du niveau de charge sur la courbe d'allongement total

Dans ce paragraphe, l'influence du niveau de charge sur l'évolution de la courbe d'allongement total sera étudiée. Les mêmes résultats ont été trouvés pour toutes les configurations testées. La Figure 119 montre l'évolution d'allongement en fonction du nombre de cycles pour la configuration v2 au niveau de charge 70%. Après la mise en place des éprouvettes il y a une faible augmentation presque linéaire des courbes pendant la phase de propagation lente. La phase de propagation rapide (début marqué par les lignes vertes) représente environ 15% de la durée de vie totale. L'augmentation est continue jusqu'à la rupture finale.

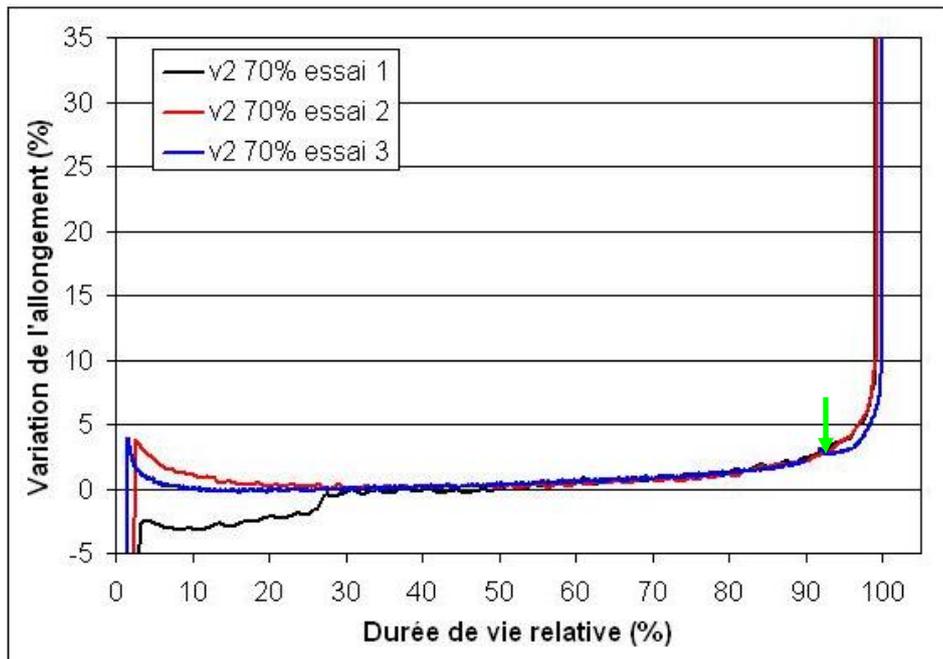


Figure 119 : Courbe d'allongement total de la v2 au niveau de charge 70% (début de la phase de propagation rapide marqué avec des lignes vertes)

Les courbes représentant l'allongement total de la v2 à 45% sont présentées Figure 120. L'évolution en phase de propagation rapide par contre est différente de celle observée pour le niveau de charge 70%. Cette phase est plus longue et représente environ 40% de la durée de vie totale. Au lieu d'une montée rapide et continue sur les courbes à 70%, les courbes à 45% montent de paliers. Il y a alors plusieurs étapes de dégradation pendant la propagation rapide.

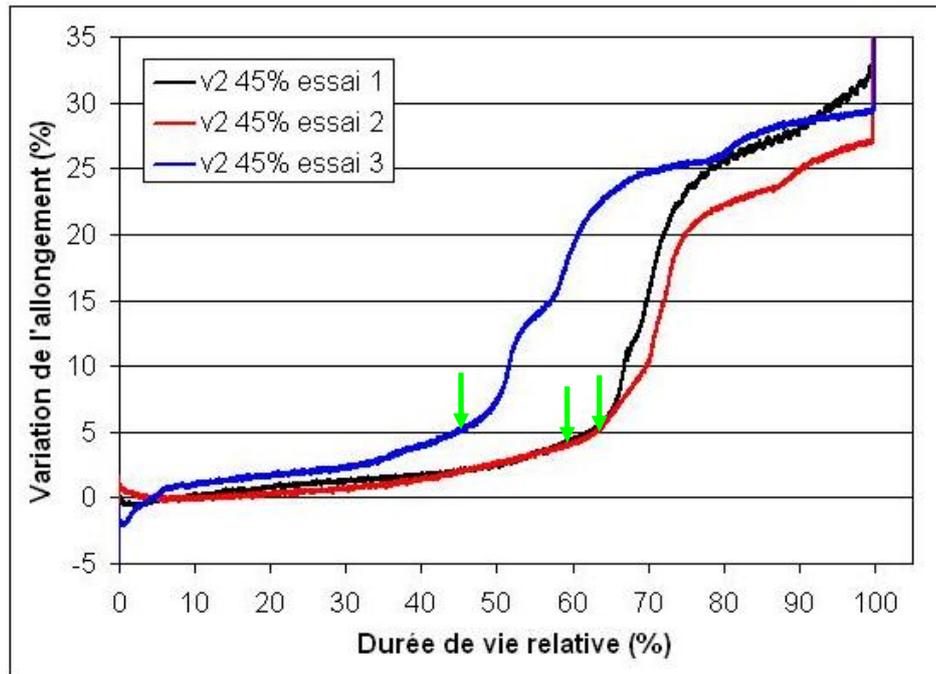


Figure 120 : Courbe d'allongement total de la v2 au niveau de charge 45% (début de la phase de propagation rapide marqué avec des lignes vertes)

Les différences d'évolution sont liées au niveau de charge. A 70% de charge les éprouvettes cassent à environ 1400 cycles, la phase de propagation rapide dure environ 200 cycles. Le niveau de charge est tel que dès qu'un défaut de délaminage apparaît sa propagation est rapide. A 45% la durée de vie moyenne est 95000 cycles, la durée de la propagation rapide 40000 cycles. La propagation par cycle est alors plus faible. Comme le niveau de charge est plus faible, les phénomènes sont moins brutaux et se produisent en plusieurs étapes.

## V.2.5 Influence de la configuration sur la courbe d'allongement

### V.2.5.1 Evolutions des courbes d'allongement

L'influence de la configuration sur la forme de la courbe d'allongement total pour une sollicitation à 50% de la rupture est montrée dans la Figure 121. Le comportement en propagation lente est à peu près le même pour toutes les configurations, les courbes sont presque linéaires, la pente de la v2 est plus forte que celles des autres configurations.

L'évolution de la courbe en phase de propagation rapide dépend de la configuration. Pour les configurations avec les reprises 1 et 2 le plus à l'extérieur, v3 et v4, cette phase est très courte avec une montée brutale. Pour la v12 et la v13 avec les reprises 1 et 2 plus vers l'intérieur la montée est moins brutale avec des paliers pour la v12. La v2 avec les reprises 1 et 2 le plus proche de l'axe de symétrie a une montée encore plus douce.

Plus les reprises 1 et 2 sont situées vers l'extérieur plus la phase de propagation rapide est courte.

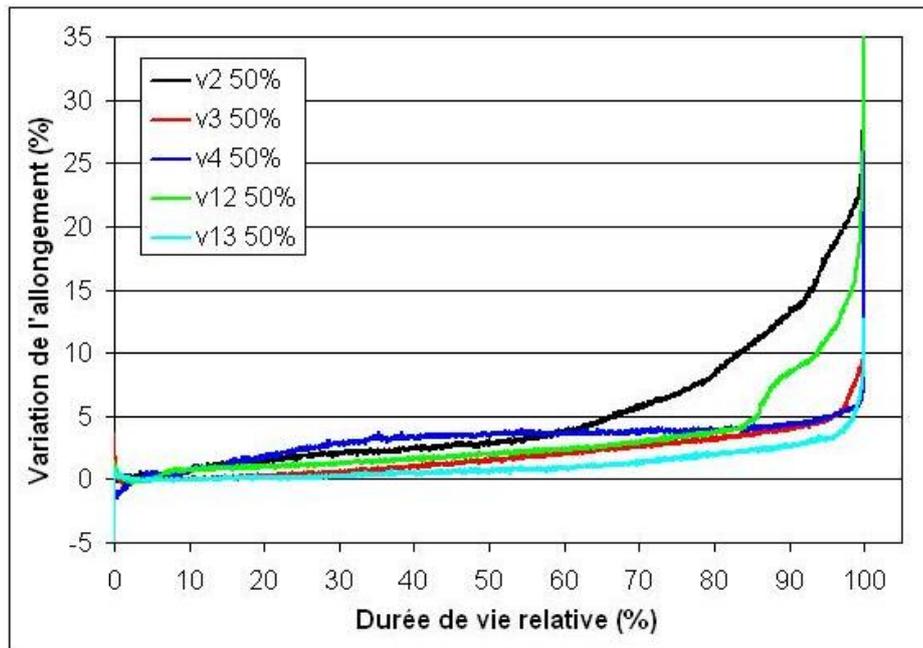


Figure 121 : Courbes d'allongement à 50% des différentes configurations FO - FO

### V.2.5.2 Durée de vie en propagation rapide

Dans le paragraphe précédent il a été trouvé que la configuration influence l'évolution de la courbe de l'allongement et aussi le point de départ de la phase de propagation rapide. Le Tableau 40 montre la durée de vie en phase de propagation rapide pour toutes les configurations en pourcentage de la durée de vie totale. Il est à noter que pour presque toutes les configurations, les valeurs diminuent quand le niveau de charge augmente. Plus la charge est élevée plus la dégradation devient explosive avec une propagation rapide des défauts. On retrouve le résultat sur la propagation classique des fissures. Les valeurs moyennes de la v3, v4, v13 et QIv9 sont au même niveau, la v12 est légèrement plus élevée et la v2 fortement plus élevée que toutes les autres. Dans paragraphe III.3.4.1 il a été montré que la v2 est la configuration la plus critique en termes d'amorçage de délaminage. D'après les résultats montrés dans le Tableau 40, la phase de propagation rapide est plus longue pour la v2. Dans cette configuration les endommagements s'amorcent alors plus tôt et passent tôt en phase de propagation rapide.

Tableau 40 : Durée de vie en propagation rapide en pourcentage de la durée de vie totale

Configuration	70%	65%	60%	50%	45%
<b>v2</b>	15			29	41
<b>v3</b>	5			6	
<b>v4</b>	2		6	7	
<b>v12</b>	16		10	16	
<b>v13</b>	9			8	
<b>QIv9</b>	9	5	10		

### V.3 Cinétique de la propagation de défauts

Dans le paragraphe V.2.2 il a été montré que la dégradation de l'éprouvette (telle que mesurée par sa perte de raideur) se décompose en deux étapes : une phase de dégradation lente puis une phase de dégradation rapide avant la rupture finale. On sait que cette dégradation est en grande partie liée à la propagation des défauts de délaminage qui amorcent sur les deux côtés des éprouvettes. L'objectif de cette étude est d'identifier dans la mesure du possible les différentes phases de propagation des délaminages et de les situer dans l'historique de dégradation de l'éprouvette. Pour cette raison l'étude s'est focalisée sur l'observation de l'éprouvette lors :

- des arrêts réguliers pendant le chargement cyclique
- et des derniers cycles de chargement avant la rupture finale

#### V.3.1 Matrice d'essais et moyens d'observation

L'observation au microscope des bords d'éprouvettes lors des arrêts réguliers permet d'identifier l'apparition des endommagements (délaminages ou fissures) débordant. Un système de mesure de déplacement par stéréocorrélation permet aussi d'étudier les déplacements hors-plan de la surface de l'éprouvette. Avec ces deux informations il est possible d'appréhender la propagation des délaminages non seulement le long de l'éprouvette mais aussi dans la largeur. La matrice des essais réalisés avec ces deux moyens d'observations est présentée dans le Tableau 41.

Tableau 41 : Matrice d'essais des configurations en état de matériau sain lot 1 et périmé lot 1 en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> observées avec le système Aramis 3D

	70%	65%	60%	50%	45%
<b>v2</b>	-	-	1	3	3
<b>v3</b>	-	-	1	2	-
<b>v4</b>	-	-	1	4	-
<b>v12</b>	1	-	-	2	-
<b>v13</b>	2	-	4	4	-
<b>v5</b>	3	-	3	2	-
<b>Qlv9</b>	-	-	-	-	-
<b>Qlv1</b>	-	-	-	-	-

L'observation des derniers cycles avant la rupture finale a été réalisée avec une camera rapide permettant de filmer un côté de l'éprouvette en continu pendant le chargement cyclique (paragraphe II.6.4). Ces observations permettent d'identifier l'état d'endommagements juste avant la rupture. La matrice des essais observés avec la caméra rapide est présentée dans le Tableau 42.

Tableau 42 : Matrice d'essais des configurations en état de matériau sain lot 1 et périmé lot 1 en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> observées avec la caméra rapide

	70%	65%	60%	50%	45%
<b>v2</b>	-	-	1	1	2
<b>v3</b>	2	-	1	3	1
<b>v4</b>	1	-	1	1	-
<b>v12</b>	1	-	2	2	-
<b>v13</b>	3	-	5	3	-
<b>v5</b>	2	-	1	-	-
<b>Qlv9</b>	1	2	2	-	-
<b>Qlv1</b>	1	-	1	-	-

## V.3.2 Propagation des délaminages

### V.3.2.1 Allongement hors-plan de la zone de reprise de plis

A chaque arrêt les éprouvettes sont mises en charge pour mieux visualiser les ouvertures des fissures et délaminages sur les observations microscopiques et avec le système Aramis 3D. L'observation des différentes configurations aux différents niveaux de charge montre globalement les mêmes phénomènes et la même cinétique pour toutes les configurations testées. La Figure 122 présente la courbe d'allongement d'une v2 testée au niveau de charge 50%. La Figure 123 montre la zone de mesure du déplacement hors-plan et les échelles du déplacement sous charge statique de compression et traction. Les Figure 124 à Figure 127 présentent les photos prises des deux côtés et le déplacement hors-plan mesuré aux différents arrêts de l'essai. Il est à observer que le déplacement augmente déjà à 5000 cycles sur le côté 1 mais aucun défaut ne peut être observé. A 8000 cycles des délaminages ont amorcé sur le côté 2 de l'éprouvette mais le déplacement hors-plan n'a pas augmenté. Il est à observer qu'à 12000 cycles les délaminages ont propagé dans la longueur sur le côté 2. Les mesures du déplacement hors-plan montre que le déplacement a aussi augmenté dans la largeur. Cependant le délaminage qui a vraisemblablement progressé dans la largeur n'a visiblement pas encore atteint l'autre côté de l'éprouvette. A 14000 cycles les délaminages traversent la largeur et sont visibles sur les deux côtés, le déplacement hors-plan a augmenté sur toute la largeur.

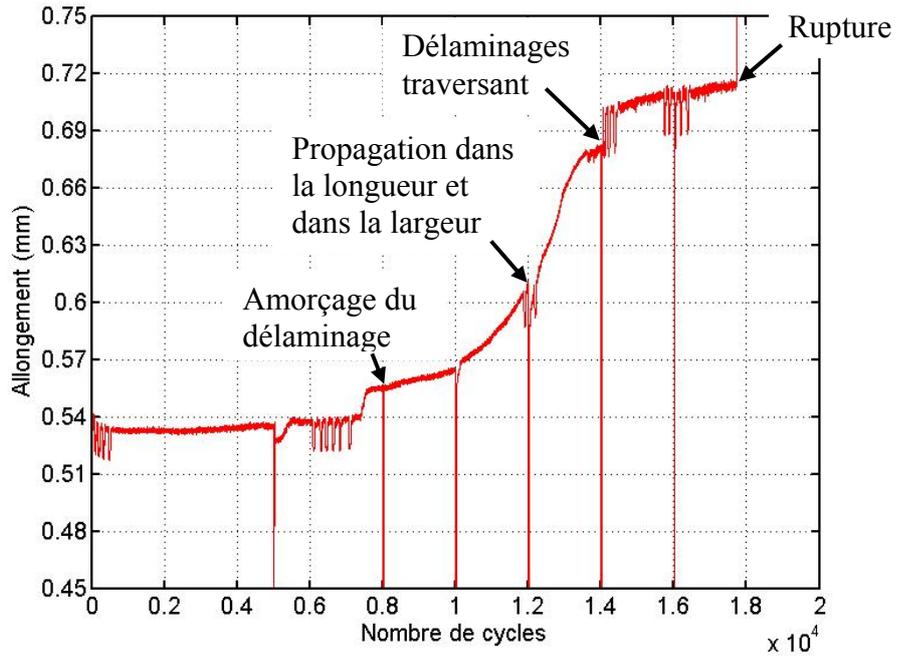


Figure 122 : Courbe d'allongement d'une éprouvette v2 testée au niveau de charge 50% avec des arrêts pour l'observation à 5000, 8000, 10000, 12000, 14000 et 16000 cycles

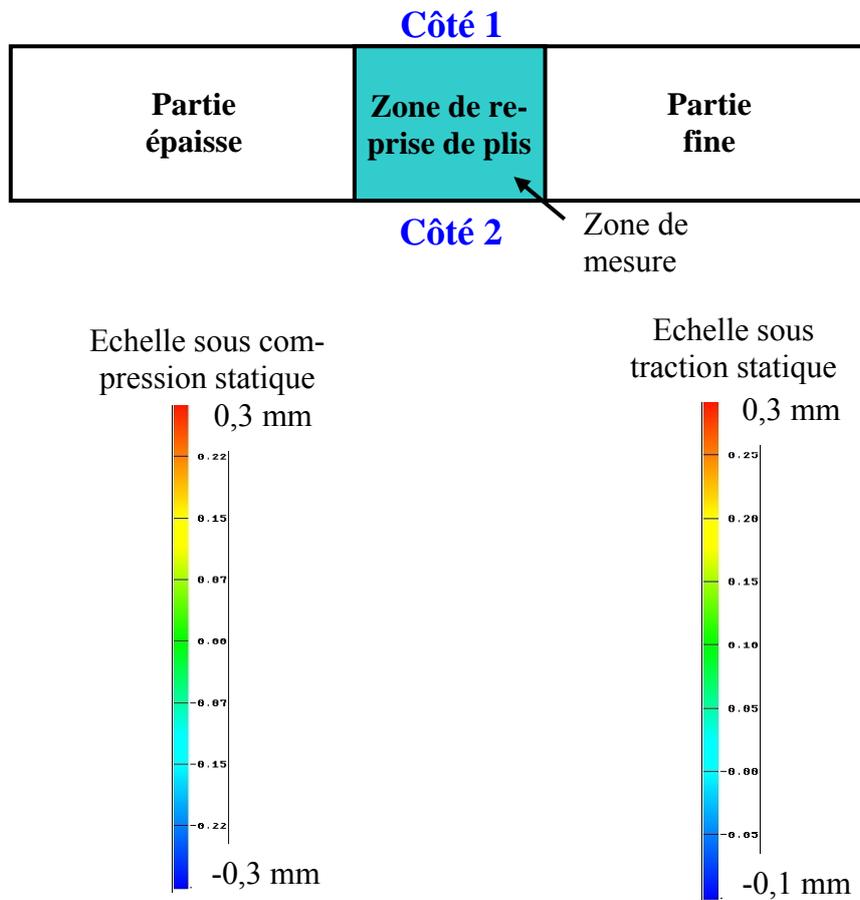


Figure 123 : Zone de mesure avec le système Aramis 3D et échelles des déplacements hors-plans des mesures sous chargement statique de compression et de traction

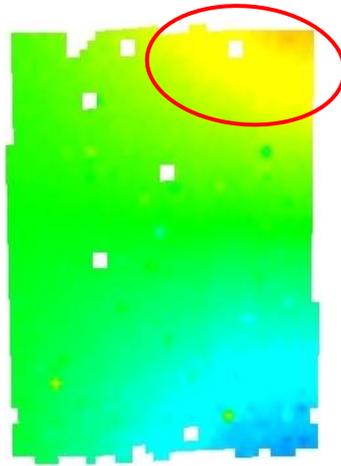
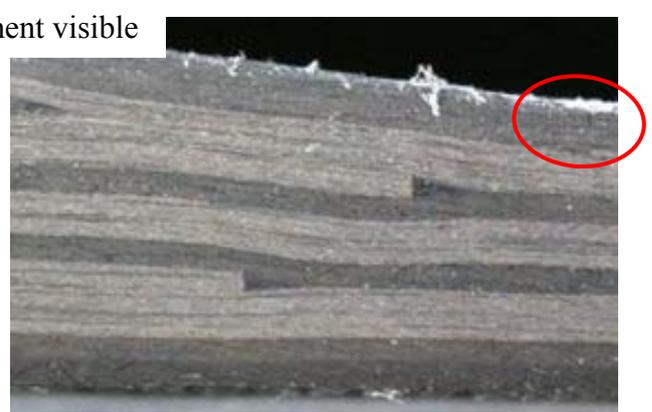
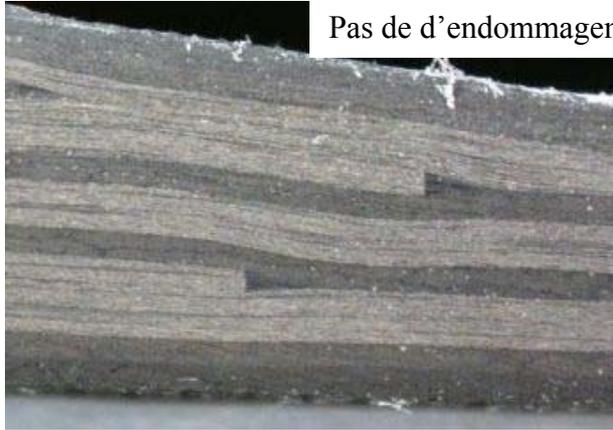
**5000 cycles : Fissuration des plis à l'extérieur**

**Observation en compression statique**

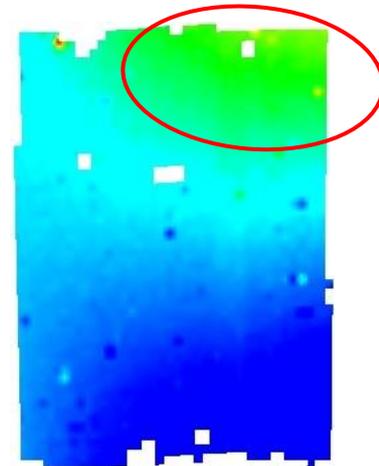
**Observation en traction statique**

**Côté 1**

**Côté 1**

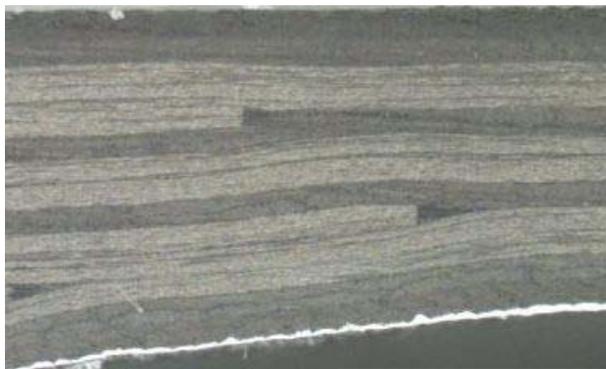


Augmentation du déplacement sur un côté mais pas d'endommagement visible



**Côté 2**

**Côté 2**



Pas de d'endommagement visible

*Figure 124 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 5000 cycles de fatigue*

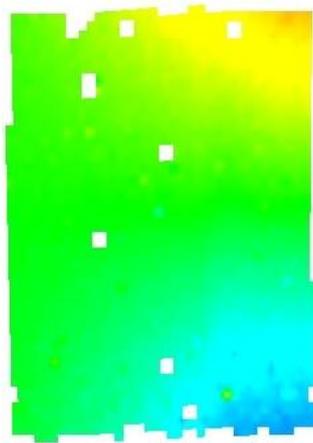
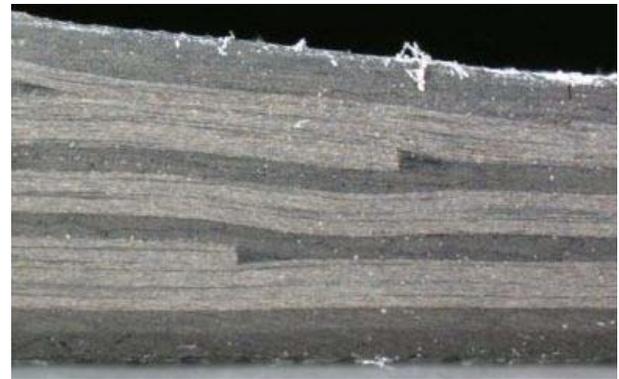
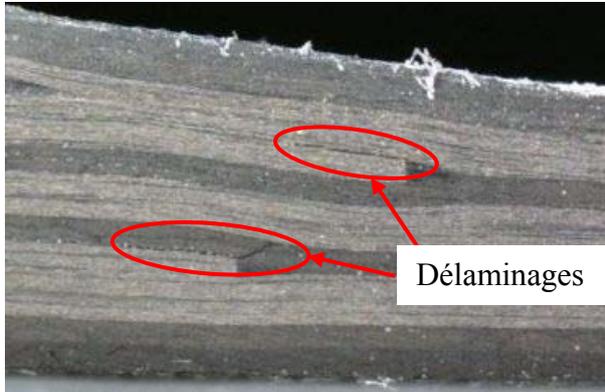
**8000 cycles : Amorçage des délaminages autour des reprises 1 et 2, rupture d'un pli à 45°**

**Observation en compression statique**

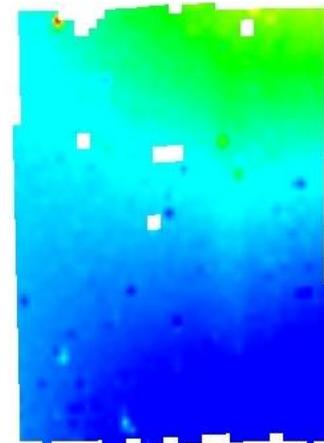
**Observation en traction statique**

**Côté 1**

**Côté 1**

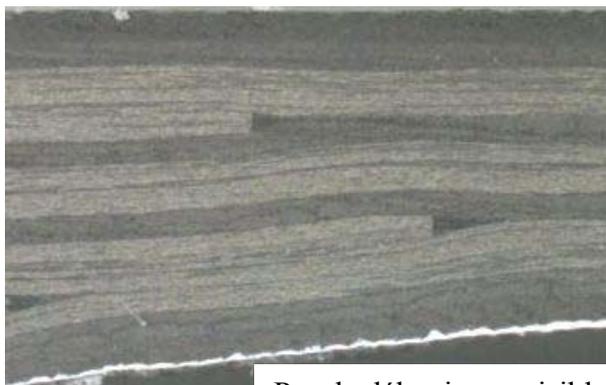


Pas d'augmentation du déplacement directement après amorçage



**Côté 2**

**Côté 2**



Pas de délaminage visible



*Figure 125 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 8000 cycles de fatigue*

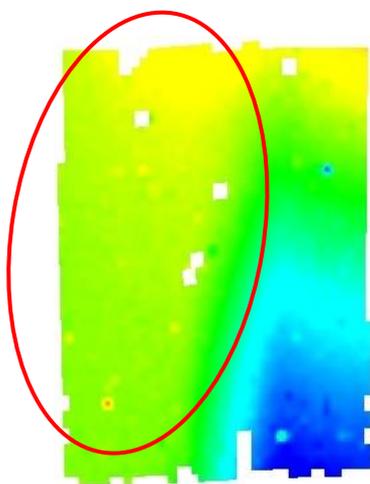
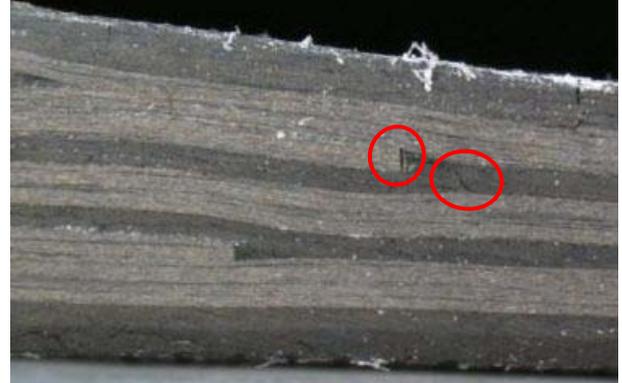
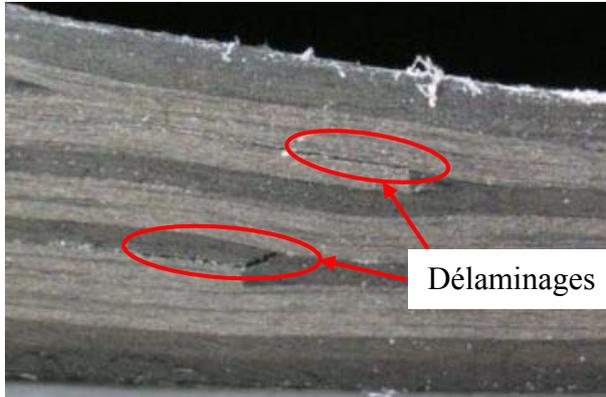
**12000 cycles : Rupture de la résine dans la zone triangulaire et rupture des plis à 45°**

**Observation en compression statique**

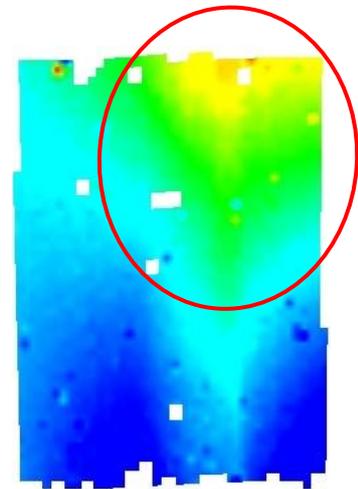
**Observation en traction statique**

**Côté 1**

**Côté 1**

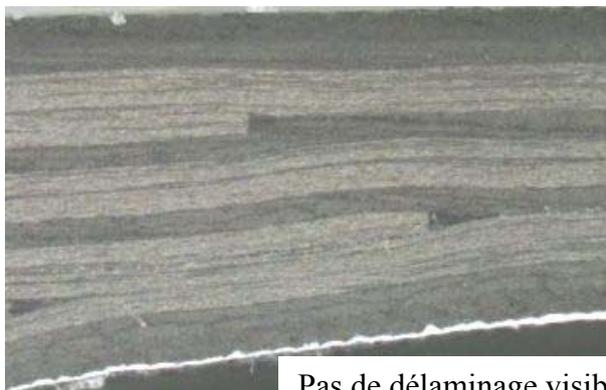


Propagation du délaminage avec augmentation du déplacement dans la largeur de l'éprouvette



**Côté 2**

**Côté 2**



*Figure 126 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 12000 cycles de fatigue*

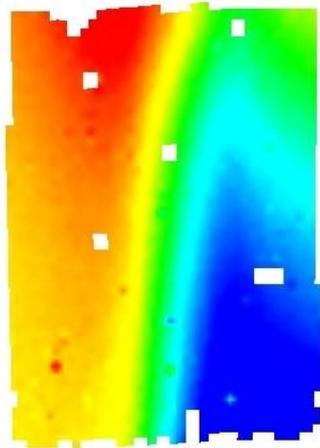
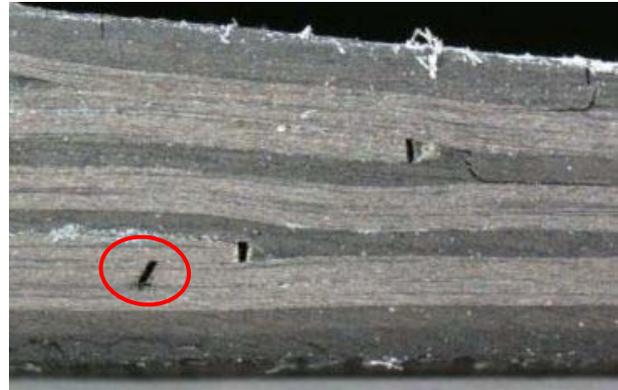
14000 cycles : Rupture d'un pli à 0°

Observation en compression statique

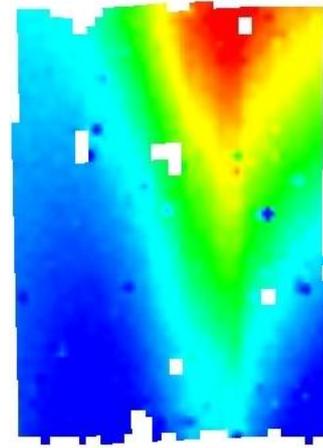
Observation en traction statique

Côté 1

Côté 1



Délaminage transversant, augmentation du déplacement sur les deux côtés de l'éprouvette



Côté 2

Côté 2

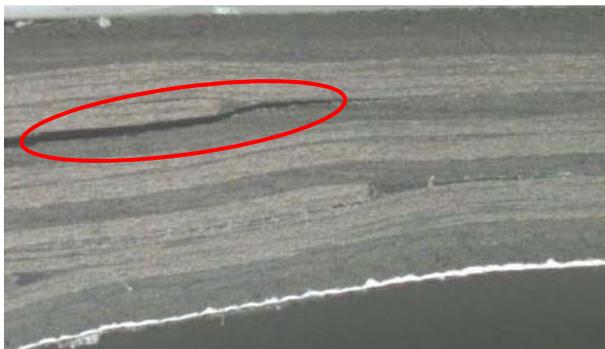


Figure 127 : Déplacements hors-plan mesurés avec Aramis 3D et photos des deux côtés sous chargement statique de compression et de traction après 14000 cycles de fatigue

Les déplacements hors-plan observés sont en grande partie liés à l'ouverture des délaminages en traction ou compression. La mesure du déplacement sur toute la zone de reprise de plis permet d'identifier le côté des délaminages dans la longueur de l'éprouvette mais aussi d'obtenir une information sur la propagation dans la largeur de l'éprouvette.

L'étude du premier endommagement du chapitre III a montré que les délaminages s'amorcent de préférence d'un côté de l'éprouvette. Les mesures du déplacement hors-plan en fonction du nombre de cycles montre la cinétique de la propagation. Les délaminages s'amorcent sur un côté et propagent non seulement dans la longueur mais aussi dans la largeur vers l'autre côté.

### V.3.3 Dégradations observées aux derniers cycles avant la rupture finale

Les derniers cycles de chargement avant la rupture finale ont été filmés avec la caméra rapide pour les différentes configurations à plusieurs niveaux de charge. La caméra a été placée de manière à filmer le côté 1 des éprouvettes. La Figure 128 montre les endommagements des configurations observés directement avant la rupture finale. Il est à observer que les délaminages s'amorcent de préférence autour des reprises de plis comme il est présenté dans le paragraphe III.3.3. Ils ont propagé dans la longueur et dans la largeur. Juste avant la rupture finale les délaminages ont propagé sur toute la longueur de la zone de reprises de plis et sur toute la largeur de l'éprouvette. Dans les configurations v2, v3, v4, v12 et v13 il y a deux délaminages qui ont propagé dans la longueur de la zone de reprise de plis. Ils séparent les éprouvettes en trois sous-laminés qui flambent séparément sous le chargement cyclique. Dans la v5 un délaminage amorce autour de la reprise 1 et 2. Ces délaminages séparent l'éprouvette en trois sous-laminés au niveau de la transition partie inclinée – fine où la rupture finale se produit. Mais il y a aussi un délaminage autour de la reprise 8 proche de la partie épaisse. Comme ce délaminage ne propage pas jusqu'à la section de la rupture, son influence sur le comportement global est faible. Les configurations avec la partie épaisse quasi-isotrope, QIv1 et QIv9, montre moins d'endommagements avant la rupture finale. Pour la configuration QIv9 aucun endommagement n'a été observé sur le côté 1 avant la rupture finale. Dans paragraphe III.3.3 des endommagements autour des reprises 1 et 2 ont été trouvés sur le côté 2 de l'éprouvette. Apparemment ces délaminages n'ont pas propagé suffisamment pour traverser la largeur. Dans la QIv1 il y a un délaminage autour de la reprise 1 qui propage vers la partie fine et la partie épaisse et sépare l'éprouvette en deux sous-laminés.

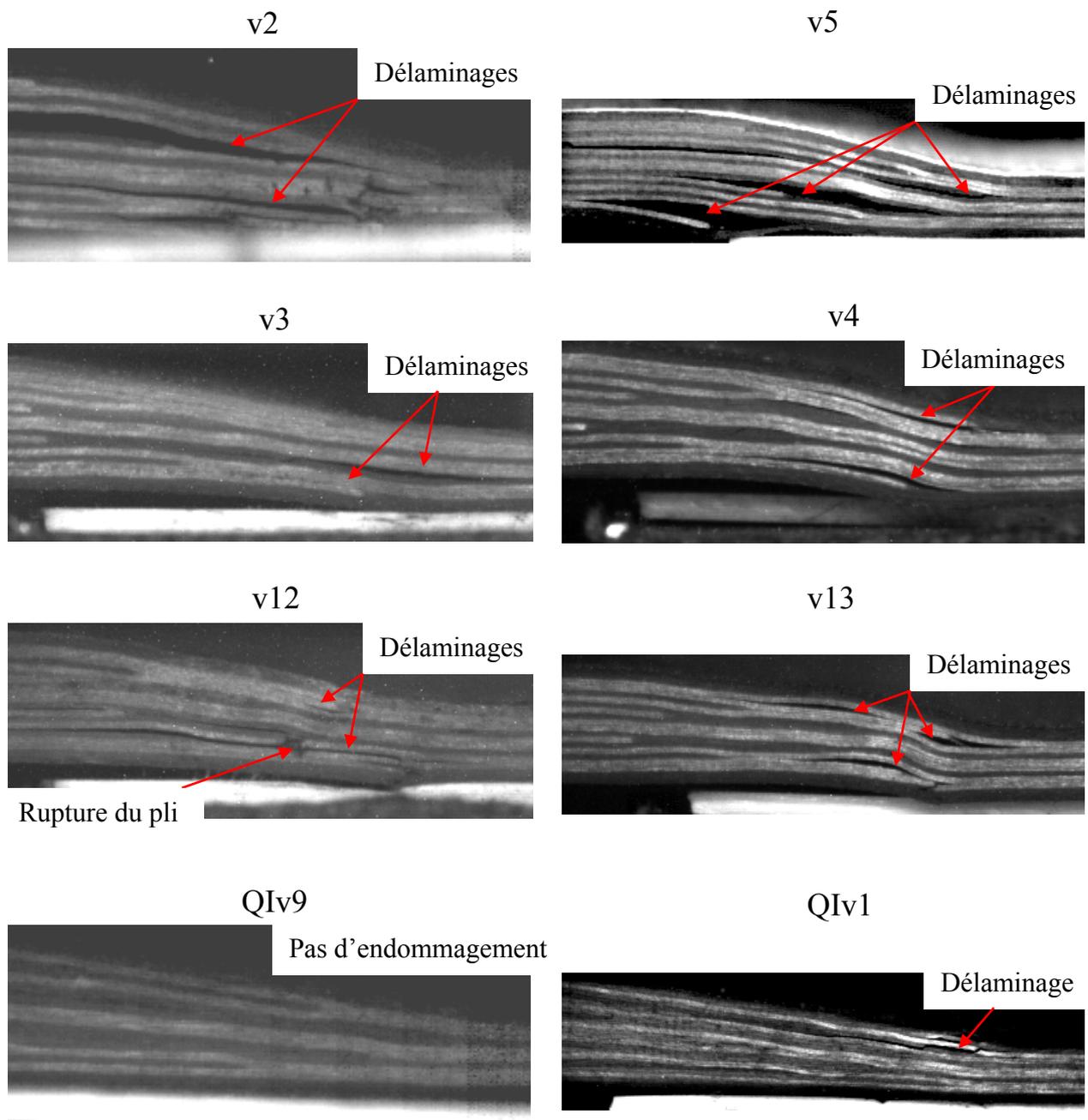


Figure 128 : Endommagements observés avec la caméra rapide lors des derniers cycles de chargement avant la rupture finale pour toutes les configurations testées

### V.3.4 Répartition des sous-laminés résultants des endommagements

#### V.3.4.1 Répartition des différentes configurations observée

Les Figure 129 à Figure 132 montrent la répartition des sous-laminés observée avec la caméra rapide pour les différentes configurations testées. Comme les délaminages s’amorcent autour des reprises 1, 2 et/ou 3, la taille des sous-laminés dépend de la position de ces reprises dans l’épaisseur de l’éprouvette. Les reprises 1 et 2 de la v2 et la v5 sont au même endroit dans l’épaisseur, les éprouvettes sont séparées en trois sous-laminés d’épaisseur équivalente. Dans la v3 des délaminages autour des reprises 1 et 3 ont propagé ce qui crée un sous-laminé épais en haut et deux petits en bas. La v12 et la v13 sont séparées par des délaminages autour des reprises 1 et 2, il y a un sous-laminés plus épais au milieu et deux plus petits vers l’extérieur. La v4 est séparée par les délaminages autour des reprises 1 et 2, il y a alors un sous-laminé très épais au milieu et deux petits vers l’extérieur. La taille de ces trois sous-laminés est la même que celles de la v3, seule la position dans l’épaisseur est différente. Le délaminage autour de la reprise 1 dans la QIv1 sépare l’éprouvette en deux sous-laminés, un très épais en bas et un petit en haut.

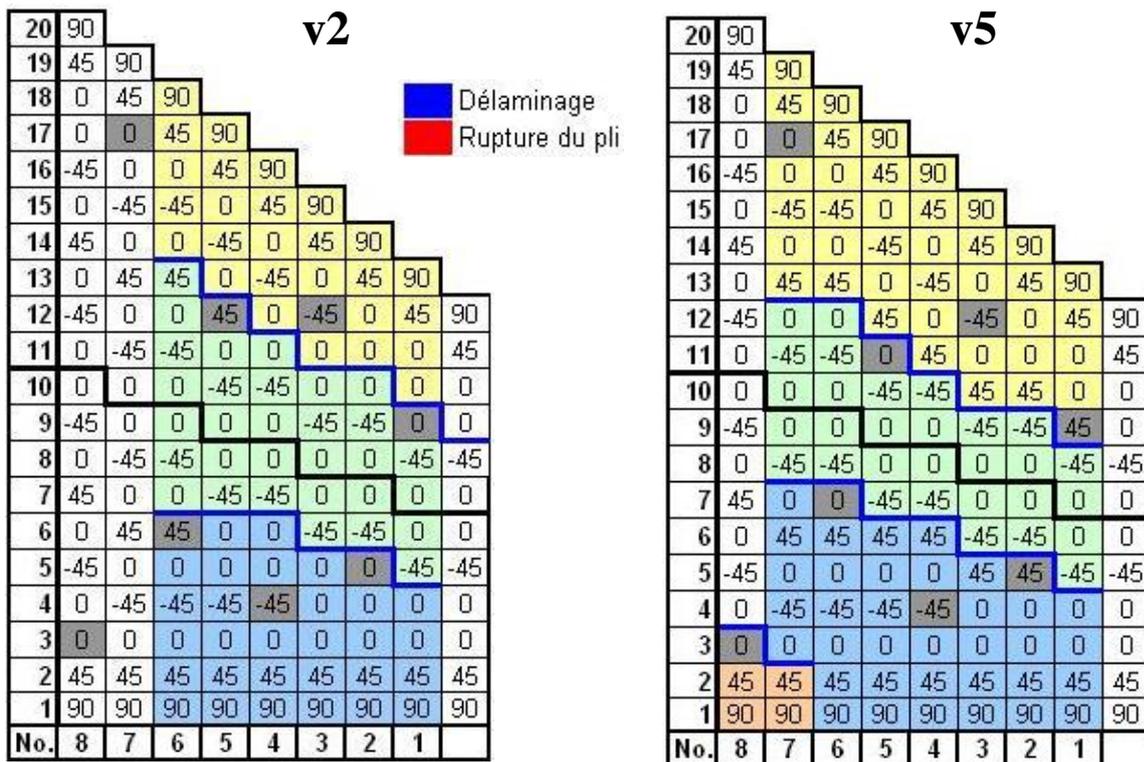


Figure 129 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la v2 et la v5

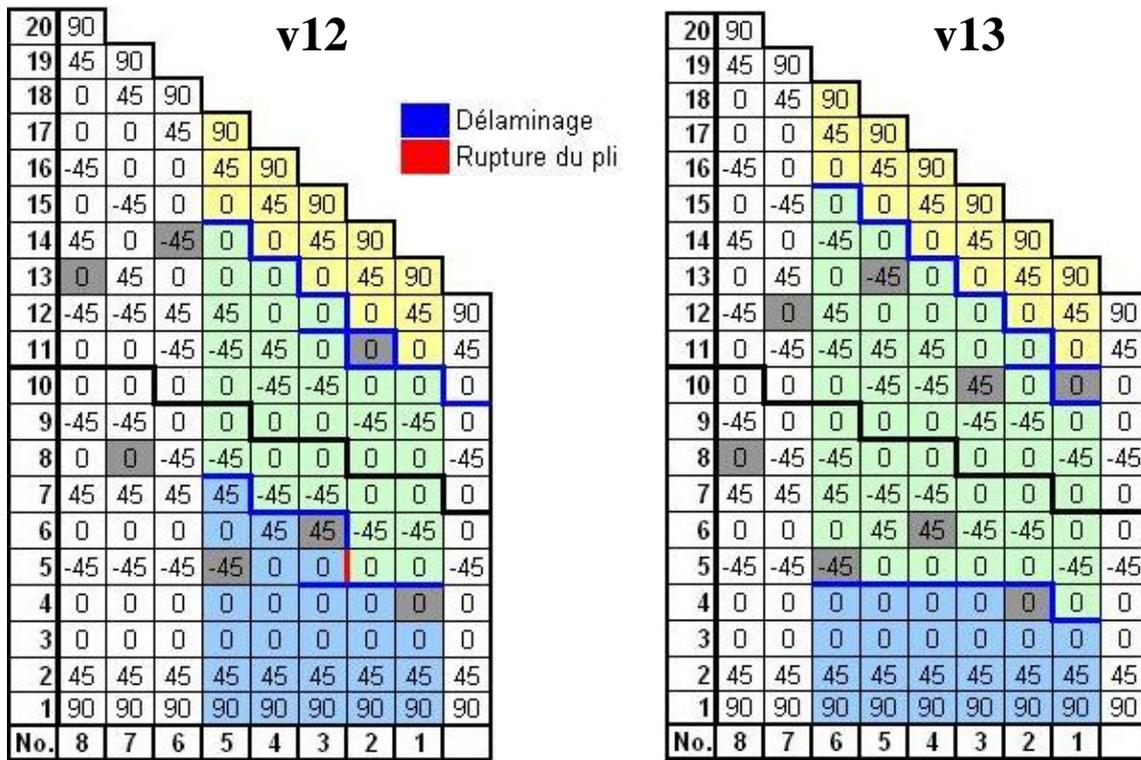


Figure 130 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la v12 et la v13

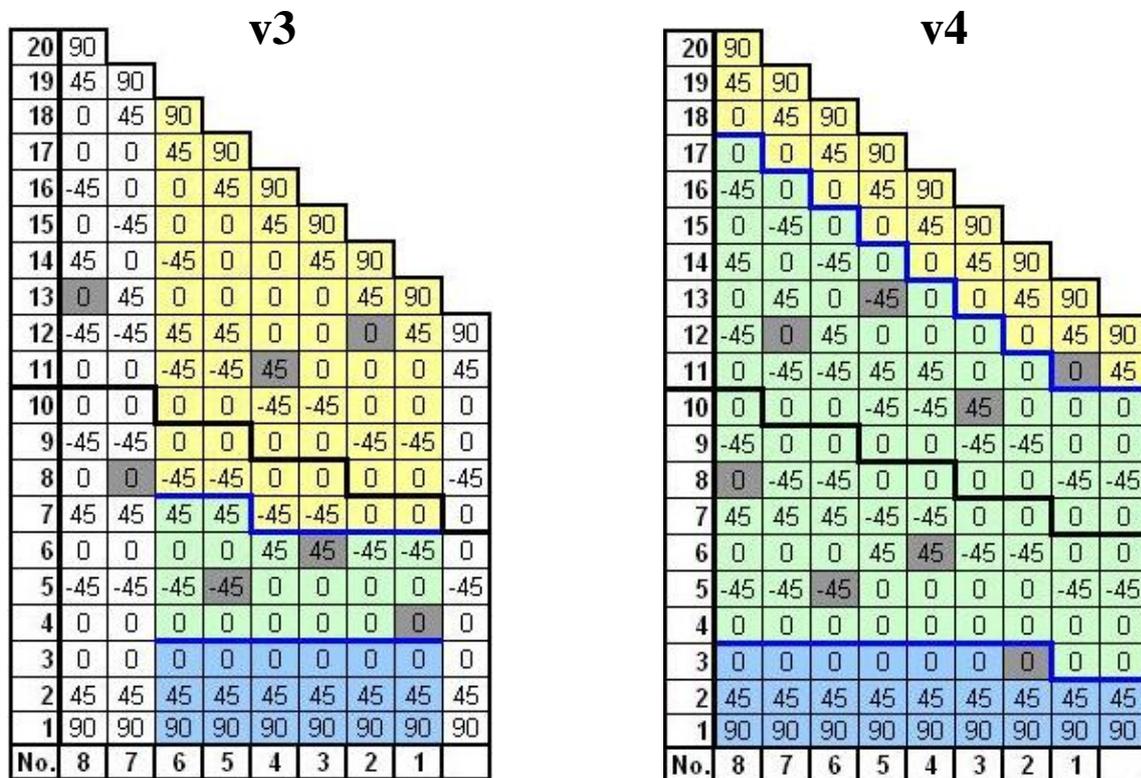


Figure 131 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la v3 et la v4

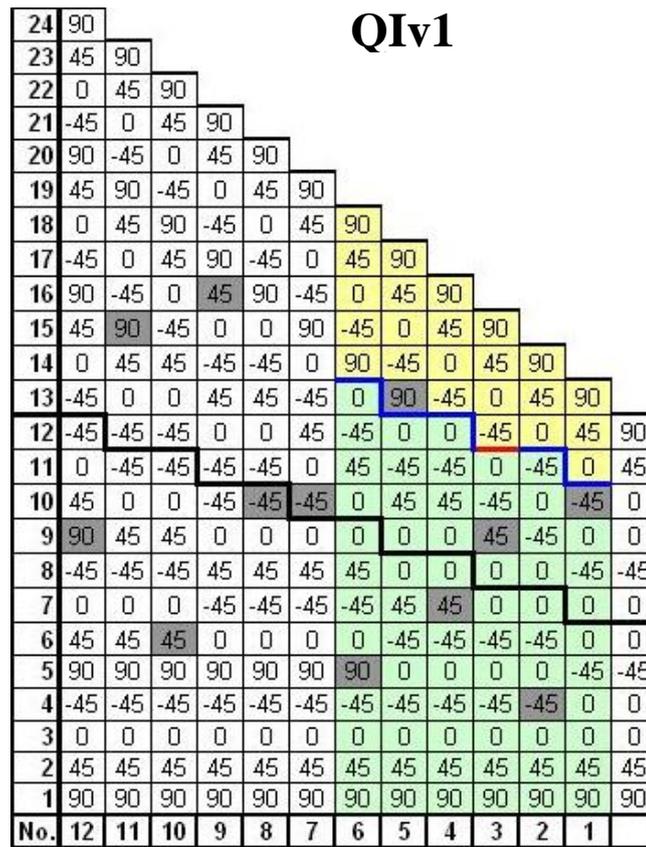


Figure 132 : Répartition des sous-laminés avant la rupture finale pour la Qlv1

**V.3.4.2 Répartition de la taille des différents sous-laminés**

Les images de la rupture ont montré que la rupture finale se produit toujours par la rupture des sous-laminés en phase de compression. La séparation des éprouvettes redistribue la charge sur les sous-laminés. La charge transférée par sous-laminé dépend de la taille et de l’orientation des plis compris dans chaque sous-laminé. Sous l’hypothèse que les plis à 0° transfère la plupart de la charge, un sous-laminé avec plus de plis à 0° transfère plus de charge qu’un autre avec moins de plis à 0°. Le Tableau 43 montre la hiérarchie trouvée en termes de nombre de plis à 0° maximal dans un des sous-laminés. Dans la v13 il y a des délaminages en haut et en bas du pli arrêté à 0° à la reprise 1, ce pli ne contribue donc pas au transfert de charge. Le nombre total de plis à 0° dans les sous-laminés de la v13 est alors un pli de moins (5 au lieu de 6) que dans les autres configurations.

Tableau 43 : Hiérarchie en termes du nombre de plis à 0° maximal dans les sous-laminés

	v2	v5	v13	v3	v12	Qlv1	v4	Qlv9	
Nombre de plis à 0° par sous-laminé	No <span style="font-size: 2em;">→</span>								
	1	2	2	1	4	1	1	0	6
	2	2	2	3	1	4	5	6	-
	3	2	2	1	1	1	-	0	-

### V.3.4.3 Cinétique de la dégradation des éprouvettes

Les observations des bords des éprouvettes ainsi que la mesure du déplacement hors-plan avec Aramis 3D pendant les essais de fatigue permettent de retracer la cinétique de la dégradation jusqu'à la rupture finale. La première étape est l'amorçage des délaminages sur un des côtés de l'éprouvette autour des reprises de plis les plus proches de la partie fine. Une fois amorcé ces délaminages propagent dans deux directions, dans la longueur et dans la largeur de l'éprouvette. Quand les délaminages ont traversé toute la largeur, ils séparent l'éprouvette en plusieurs sous-laminés. Un schéma de la propagation d'un délaminage amorcé sur un côté est proposé Figure 133. Sous le chargement de fatigue en phase de compression ces sous-laminés flambent de manière indépendante jusqu'à la rupture finale de l'éprouvette.

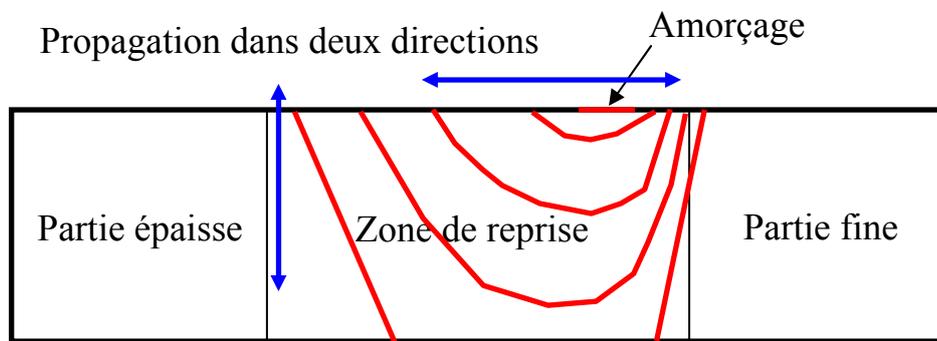


Figure 133 : Schéma de la propagation des délaminages dans l'éprouvette

## V.4 Rupture finale

### V.4.1 Matrice des essais et positions des reprises de plis 1 et 2

Le Tableau 44 ressemble tous les essais réalisés sous chargement de fatigue ( $R = -1$ ) pour plusieurs niveaux de charge mais aussi les essais en statique de compression qui sont nécessaires pour tracer les courbes  $SN$ . La base de données est trop faible pour tracer les courbes  $SN$  pour toutes les configurations et tous les états de matériau. Par contre le nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% donne une information complète des configurations et états. Pour certaines configurations et états de matériau la durée de vie à 50% a donc été utilisée à la place de la courbe  $SN$  complète pour effectuer la comparaison.

Tableau 44 : Matrice des essais à rupture

		Configuration	Etat du matériau	CS	70%	65%	60%	50%	45%
Grammage 265 gr/m <sup>2</sup>	v2		Sain lot 1	4	3	-	-	3	3
			Périmé lot 1	-	1	-	1	3	3
			Sain lot 2	3	-	-	-	4	-
	v3		Sain lot 1	4	3	-	1	4	3
			Périmé lot 1	-	-	-	1	3	-
	v4		Sain lot 1	4	3	-	3	4	1 PR
			Périmé lot 1	-	-	-	1	3	-
	v12		Sain lot 1	4	3	-	3	3	-
			Périmé lot 1	-	1	-	-	4	-
	v13		Sain lot 1	2	1	-	-	2	-
			Périmé lot 1	3	2	-	4	3	-
			Avec porosité lot 2	3	3	-	4	5	-
	v5		Périmé lot 1	3	3	-	3	4	-
			Avec porosité lot 2	4	4	-	4	4	-
Qlv1		Périmé lot 1	4	4	-	4	4	-	
		Avec porosité lot 2	4	4	-	3	4	-	
Qlv9		Sain lot 1	4	3	2	4	2 PR	-	
132 gr/m <sup>2</sup>	v2		Sain	3	7	-	-	3	1
	v3		Sain	3	3	-	1 PR	1 PR	-

CS = Compression Statique

SR = Pas de Rupture

Un point central de l'étude est l'influence des paramètres des reprises de plis sur la durée de vie. L'influence de la position des reprises de plis, de l'orientation des reprises de plis et du stratifié de base a été étudiée. Le Tableau 45 montre la position des reprises de plis 1 et 2 les plus critiques de toutes les configurations testées.

Tableau 45 : Position des reprises de plis 1 et 2 les plus proches de la partie fine

v2	v13	v4	v12	v3	v5	Qlv9	Qlv1
90	90	90	90	90	90	90	90
45 90	45 90	45 90	45 90	45 90	45 90	45 90	45 90
0 45	0 45	0 45	0 45	0 45	0 45	0 45	0 45
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 45
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	45 0	-45 0	0 -45
-45 0	-45 0	-45 0	-45 -45	-45 -45	-45 45	45 -45	-45 0
0 -45	0 -45	0 -45	0 0	0 0	0 -45	0 -45	0 -45
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0
-45 0	-45 0	-45 0	-45 -45	-45 -45	-45 0	45 0	-45 0
0 -45	0 -45	0 -45	0 0	0 0	45 -45	-45 -45	0 -45
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	-45 0
0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0	0 0
45 45	45 45	45 45	45 45	45 45	45 45	45 45	45 45
90 90	90 90	90 90	90 90	90 90	90 90	90 90	90 90
2 1	2 1	2 1	2 1	2 1	2 1	2 1	2 1

### V.4.2 Influence du grammage

Des éprouvettes des configurations v2 et v3 ont été testées en deux grammages, 265 gr/m<sup>2</sup> et 132 gr/m<sup>2</sup>. Les niveaux de charge des deux grammages ont été définis en fonction de la contrainte à rupture de la v2 en 265 gr/m<sup>2</sup> respectivement 132 gr/m<sup>2</sup>. Comme il y a une différence entre les contraintes à rupture statique en compression des deux grammages, les contraintes des différents niveaux de charge ne sont pas exactement les mêmes. Une comparaison directe des nombres de cycles à rupture n'est alors pas possible.

Afin de comparer l'influence du matériau non-seulement à un niveau de charge mais pour toute la courbe SN, l'approche de Sendeckyj a été utilisée pour tracer les courbes. Les courbes SN de la v2 avec les deux grammages 265 gr/m<sup>2</sup> et 132 gr/m<sup>2</sup> ont été tracées avec le modèle de Sendeckyj dans la Figure 134.

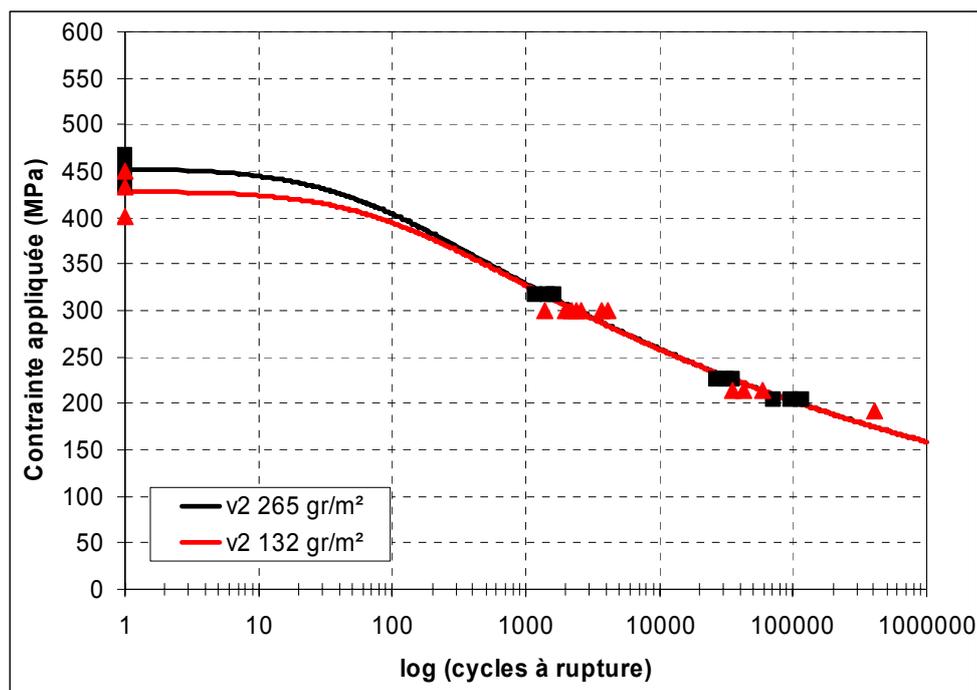


Figure 134 : Courbe SN de Sendeckyj de la configuration v2 en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> et 132 gr/m<sup>2</sup> en état de matériau sain

Comme les contraintes à rupture en compression statique sont différentes, les valeurs à l'origine des deux courbes sont différentes. Après avoir passé le plateau, les deux courbes se rejoignent et sont pratiquement identiques à partir de 1000 cycles. Les paramètres du modèle de Sendeckyj  $C$  et  $S$  des deux courbes sont donnés Tableau 46. A cause de la différence statique, la fin du plateau (paramètre  $C$ ) des éprouvettes 132 gr/m<sup>2</sup> est décalée vers la gauche. La valeur de  $C$  pour le grammage 132 gr/m<sup>2</sup> est donc plus petite. Les pentes  $S$  des deux courbes sont pratiquement identiques.

Tableau 46 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour la v2 en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> et 132 gr/m<sup>2</sup> en état de matériau sain

	<b>C</b>	<b>S</b>
<b>v2 265 gr/m<sup>2</sup></b>	1,91E-2	1,06E-1
<b>v2 132 gr/m<sup>2</sup></b>	1,17E-2	1,06E-1

Malgré les différences trouvées sous charge statique, la résistance sous chargement de fatigue des deux grammages est pratiquement identique. Le grammage n'influence pas la durée de vie des éprouvettes.

### V.4.3 Influence de l'état du matériau

#### V.4.3.1 Influence sur la durée de vie

Dans ce paragraphe l'influence de l'état du matériau sur la durée de vie en fatigue des éprouvettes en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> sera présentée. Une comparaison des nombres de cycles à rupture des différentes configurations en matériau sain lot 1 et périmé lot 1 se trouve Tableau 47. Pour toutes les configurations la durée de vie du matériau périmé lot 1 est inférieure à celle du matériau sain lot 1. Le rapport de durée de vie matériau sain / périmé varie entre 1,1 pour la v3 et 2,1 pour la v2.

Tableau 47 : Nombre de cycles à rupture des différentes configurations en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> testées à 50% en matériau sain lot 1 et périmé lot 1

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Facteur de variation
v2	Sain lot 1	35728	27120	31975		31608	4316	Référence
	Périmé lot 1	15461	11424	17718		14868	3189	2,1
v3	Sain lot 1	70132	117550	146297	109955	110984	31412	Référence
	Périmé lot 1	133061	106865	54421		98116	40043	1,1
v4	Sain lot 1	198260	167575	300935	162235	207251	64442	Référence
	Périmé lot 1	147970	100286	131355		126537	24204	1,6
v12	Sain lot 1	192180	270510	107556		190082	81497	Référence
	Périmé lot 1	103100	85127	79306	130839	99593	23162	1,9
v13	Sain lot 1	63304	37985			50645	17903	Référence
	Périmé lot 1	32230	46231	28808		35756	9231	1,4

L'effet d'un changement de lot de matériau peut être illustrée par la configuration v2 (Tableau 48). La durée de vie des éprouvettes en matériau sain lot 2 est 2,6 fois plus importante que celle du matériau sain lot 1. La différence est du même niveau qu'entre un matériau sain et périmé. Avec les mêmes conditions de fabrication la durée de vie peut changer de manière significative avec le lot de matériau.

Tableau 48 : Nombre de cycles à rupture de la v2 en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> testée à 50% en matériau sain lot 1 et sain lot 2

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Facteur de variation
v2	Sain lot 1	35728	27120	31975		31608	4316	Référence
	Sain lot 2	22569	13642	4735	7290	12059	7945	2,6

Les courbes *SN* de Sendeckyj pour la v2 en matériau sain lot 1 et périmé lot 1 sont montrées dans la Figure 135.

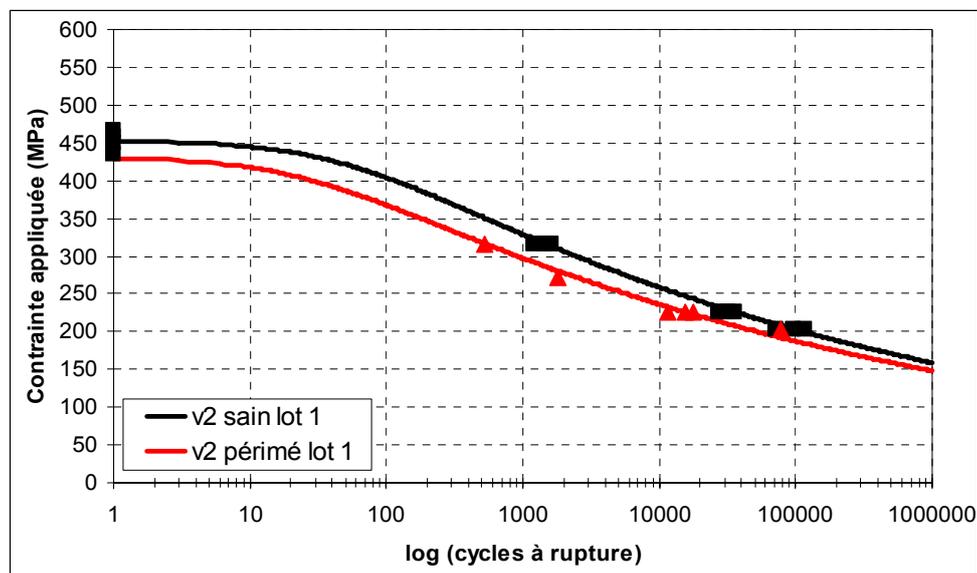


Figure 135 : Courbes *SN* de Sendeckyj de la v2 en matériau sain lot 1 et périmé lot 1 (la valeur à rupture statique compression de la v2 en matériau périmé lot 1 a été calculée à la base des résultats du paragraphe III.2.5.2I, où une réduction de 5% par rapport au matériau sain a été trouvé)

La courbe du matériau périmé est au-dessous de la courbe du matériau sain, il apparaît une réduction de la durée de vie pour le matériau périmé à tous niveaux de charge. Les pentes des deux courbes sont assez proches (Tableau 49).

Tableau 49 : Paramètres de la courbe *SN* de Sendeckyj pour la configuration v2

	<b>C</b>	<b>S</b>
<b>v2 sain lot 1</b>	1,91E-2	1,06E-1
<b>v2 périmé lot 1</b>	-	1,01E-1

Pour ce qui concerne les effets de la porosité les éprouvettes avec porosités ont été obtenues pour le lot 2. Seule une comparaison avec les états matériau sain et périmé du lot 1 peut être menée (Tableau 50).

Tableau 50 : Nombre de cycles à rupture de la v13 en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> testée à 50% en matériau sain lot 1 et avec des porosités lot 2

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Facteur de variation
v13	Sain lot 1	63304	37985			<b>50645</b>	<b>17903</b>	Référence
	Avec porosités lot 2	5635	3113	3280	9825	<b>5463</b>	<b>3128</b>	<b>9,3</b>
v13	Périmé lot 1	32230	46231	28808		<b>35756</b>	<b>9231</b>	Référence
	Avec porosité lot 2	5635	3113	3280	9825	<b>5463</b>	<b>3128</b>	<b>6,5</b>
v5	Périmé lot 1	132090	110380	263222	140008	<b>161425</b>	<b>69011</b>	Référence
	Avec porosité lot 2	8624	7952	4955	6895	<b>7107</b>	<b>1601</b>	<b>22,7</b>
Qlv1	Périmé lot 1	364000	212370	480577	209642	<b>316647</b>	<b>130944</b>	Référence
	Avec porosité lot 2	52355	46312	27573	36006	<b>40562</b>	<b>10979</b>	<b>7,8</b>

On constate que la présence des porosités autour des reprises de plis réduit fortement la durée de vie. Les chutes dépendent de la configuration et varient d'un facteur multiplicatif 6 à 23.

Les courbes *SN* de la v13 en matériau périmé lot 1 et avec des porosités lot 2 sont présentées Figure 136. Les valeurs des paramètres *C* et *S* sont données dans le Tableau 51. Les contraintes à rupture statique des éprouvettes avec des porosités lot 2 sont inférieures aux contraintes du matériau périmé lot 1. En fatigue la durée de vie des éprouvettes en matériau périmé lot 1 est supérieure à celle des éprouvettes avec des porosités lot 2. Pour ces deux raisons, la valeur du paramètre *C* du matériau avec des porosités lot 2 est inférieure à la valeur du matériau périmé lot 1. Les pentes des courbes sont presque identiques.

Tableau 51 : Paramètres des courbes *SN* de Sendeckyj pour la configuration v13

	<b>C</b>	<b>S</b>
<b>v13 périmé lot 1</b>	1,04E-2	1,09E-1
<b>v13 porosités lot 2</b>	3,9E-3	1,10E-1

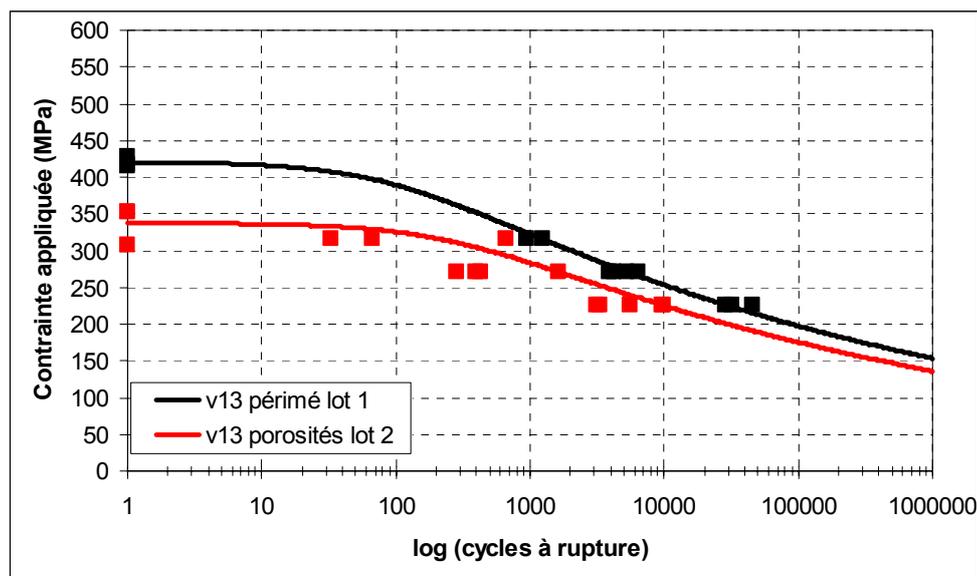


Figure 136 : Courbes SN de Sendeckyj de la v13 en matériau périné lot 1 et avec des porosités lot 2

#### V.4.3.2 Hiérarchie de la résistance en fatigue des différents états de matériau

En se basant sur les résultats présentés dans ce paragraphe, la hiérarchie montrée dans le Tableau 13 a été trouvée. L'état du matériau influence fortement la durée de vie en fatigue. La durée de vie du matériau périné lot 1 est plus faible que celle du matériau sain lot 1. Le matériau sain lot 2 est clairement plus faible que celui du lot 1. L'état du matériau le plus critique trouvé est celui du lot 2 avec des porosités. Avec des porosités, la durée de vie diminue d'un facteur environ 10 par rapport au matériau sain du lot 1

Tableau 52: Hiérarchie en termes de la durée de vie des différents états de matériau en 265 gr/m<sup>2</sup>

Etat de matériau :	Avec porosités lot 2	Sain lot 2	Périné lot 1	Sain lot 1
Facteur de réduction :	-9	-2,6	-2	Référence
	Faible tenue			Forte tenue

### V.4.4 Influence des paramètres des reprises de plis

#### V.4.4.1 Position dans l'épaisseur des reprises de plis dans la stratification

Avec les configurations v2, v13 et v4 l'influence de la position des reprises de plis dans l'épaisseur est étudiée (Tableau 459).

Le Tableau 53 montre l'influence de la position des reprises 1 et 2 sur la durée de vie au niveau de charge 50%. Si la reprise 1 est située dans la partie supérieure alors la durée de vie augmente quand la reprise 1 s'éloigne de l'axe de symétrie. La durée de vie augmente d'un facteur 6,6 en-

tre la v2 où les reprises 1 et 2 se situent le plus près de l'axe de symétrie et la v4 où les reprises 1 et 2 sont le plus loin de l'axe de symétrie. Pour les deux états de matériau, sain lot 1 et périmé lot 1 la tendance est la même. Quand la reprise 1 est située en bas de l'axe de symétrie (v3 et v12), l'influence de la position dans l'épaisseur est très faible. En matériau sain lot 1 même une diminution de la durée de vie a été trouvée pour la configuration avec les reprises 1 et 2 située vers l'extérieur.

Tableau 53 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec une variation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Facteur de variation
<b>Sain lot 1</b>	<b>v2</b>	35728	27120	31975		<b>31608</b>	<b>4316</b>	<b>Référence</b>
	<b>v13</b>	63304	37985			<b>50645</b>	<b>17903</b>	<b>1,6</b>
	<b>v4</b>	198260	167575	300935	162235	<b>207251</b>	<b>64442</b>	<b>6,6</b>
<b>Périmé lot 1</b>	<b>v2</b>	15461	11424	17718		<b>14868</b>	<b>3189</b>	<b>Référence</b>
	<b>v13</b>	32230	46231	28808		<b>35756</b>	<b>9231</b>	<b>2,4</b>
	<b>v4</b>	147970	100286	131355		<b>126537</b>	<b>24204</b>	<b>8,5</b>
<b>Sain lot 1</b>	<b>v12</b>	192180	270510	107556		<b>190082</b>	<b>81497</b>	<b>Référence</b>
	<b>v3</b>	70132	117550	146297	109955	<b>110984</b>	<b>31412</b>	<b>1,7</b>
<b>Périmé lot 1</b>	<b>v12</b>	103100	85127	79306	130839	<b>99593</b>	<b>23162</b>	<b>Référence</b>
	<b>v3</b>	133061	106865	54421		<b>98116</b>	<b>40043</b>	<b>1,0</b>

L'influence de la position des reprises de plis dans l'épaisseur sur les courbes SN de Sendeckyj est montrée Figure 137 et Figure 138. En matériau périmé lot 1, la différence entre la v2 et la v13 est faible. Par contre les courbes se croisent. L'influence en statique et en fatigue est différente mais les différences sont faibles. Entre la v2 et la v4 en matériau sain lot 1 par contre, la différence des courbes est plus importante. La tenue de la v4 en compression statique et en fatigue est supérieure à la v2. Les différences des configurations v3 et v12 avec la reprise 1 en bas de l'axe de symétrie sont plus faibles que pour les configurations où la reprise 1 est située en haut de l'axe de symétrie. Les valeurs des paramètres de Sendeckyj sont présentées Tableau 54.

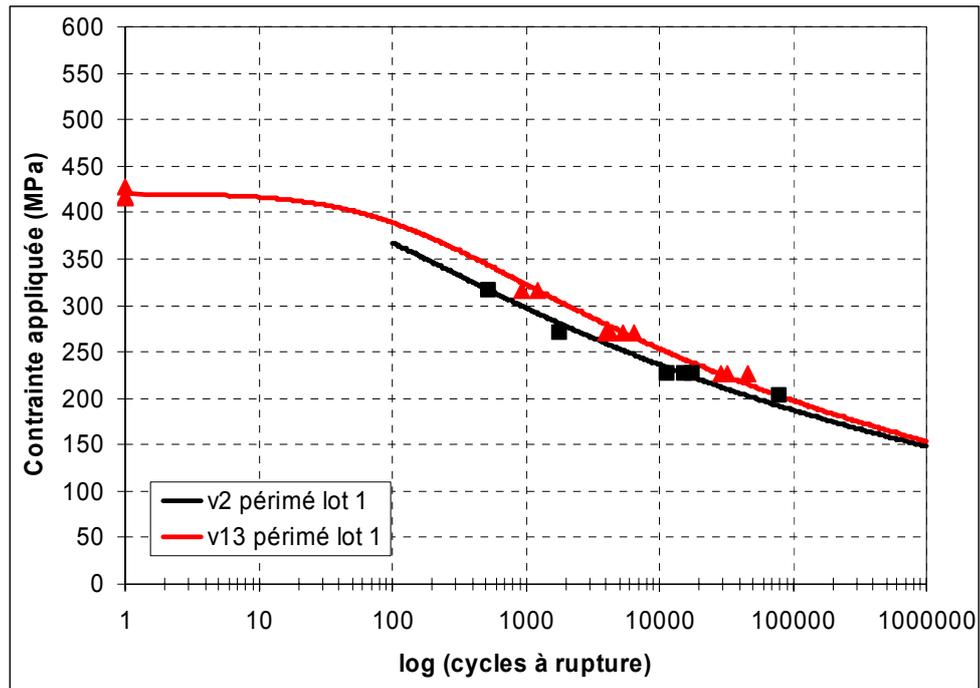


Figure 137 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2 et la v13 en matériau périmé lot 1 ayant des positions différentes des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur

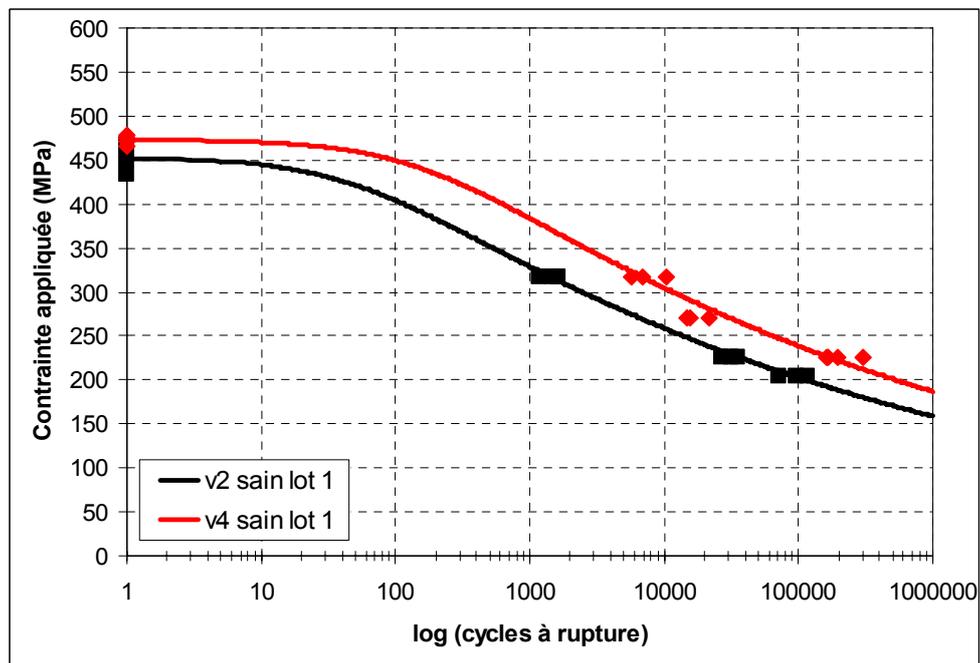


Figure 138 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2 et la v4 en matériau sain lot 1 ayant des positions différentes des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur

Tableau 54 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour les configurations avec une variation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur

	<b>C</b>	<b>S</b>
<b>v2 périmé lot 1</b>	0,0372	0,101
<b>v13 périmé lot 1</b>	0,0104	0,1088
<b>v2 sain lot 1</b>	0,0191	0,1062
<b>v4 sain lot 1</b>	0,0061	0,1065

Les pentes des courbes sont assez proches mais à cause des valeurs différentes en compression statique les valeurs de C sont différentes. Quand la reprise 1 est située au dessus de l'axe de symétrie et placées plus vers l'extérieur la durée de vie en fatigue augmente.

#### V.4.4.2 Permutation de la position dans l'épaisseur des reprises de plis 1 et 2

La permutation de la position des reprises de plis 1 et 2 dans l'épaisseur a été étudiée. Les configurations v3 et v4 mais aussi les v12 et v13 permettent d'étudier ce paramètre. Le Tableau 55 montre les durées de vie trouvées au niveau de charge 50% en matériau sain lot 1 et périmé lot 1. Pour les configurations v3 et v4 où les reprises 1 et 2 sont situées à l'extérieur, la configuration avec la reprise 1 en haut de l'axe de symétrie (v4) a une durée de vie plus élevée. Pour les configurations v12 et v13 où les reprises 1 et 2 sont situées près de l'axe de symétrie, l'inverse a été trouvé. Il est à noter que la base de données est faible. Les différences trouvées sont faibles par rapport à l'influence du matériau et peuvent seulement être interprétées comme une tendance.

Tableau 55 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec une permutation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%

		<b>Essai 1</b>	<b>Essai 2</b>	<b>Essai 3</b>	<b>Essai 4</b>	<b>Moyenne</b>	<b>Ecart type</b>	<b>Facteur de variation</b>
<b>Sain lot 1</b>	<b>v4</b>	198260	167575	300935	162235	<b>207251</b>	<b>64442</b>	<b>Référence</b>
	<b>v3</b>	70132	117550	146297	109955	<b>110984</b>	<b>31412</b>	<b>2,1</b>
<b>Périmé lot 1</b>	<b>v4</b>	147970	100286	131355		<b>126537</b>	<b>24204</b>	<b>Référence</b>
	<b>v3</b>	133061	106865	54421		<b>98116</b>	<b>40043</b>	<b>1,6</b>
<b>Sain lot 1</b>	<b>v13</b>	63304	37985			<b>50645</b>	<b>17903</b>	<b>Référence</b>
	<b>v12</b>	192180	270510	107556		<b>190082</b>	<b>81497</b>	<b>3,8</b>
<b>Périmé lot 1</b>	<b>v13</b>	32230	46231	28808		<b>35756</b>	<b>9231</b>	<b>Référence</b>
	<b>v12</b>	103100	85127	79306	130839	<b>99593</b>	<b>23162</b>	<b>2,8</b>

Les courbes SN en matériau sain lot 1 de la v3 et la v4 sont montrés dans la Figure 139. En compression statique les valeurs de la v3 sont supérieures mais en fatigue la durée de vie de la v4 est

légèrement supérieure pour les niveaux de charge testés. Les paramètres de la courbe *SN* de Sendeckyj sont présentés dans le Tableau 56. Les valeurs de *C* des deux courbes sont proches, la pente *S* de la *v4* par contre est plus faible ce qui correspond à une durée de vie plus élevée.

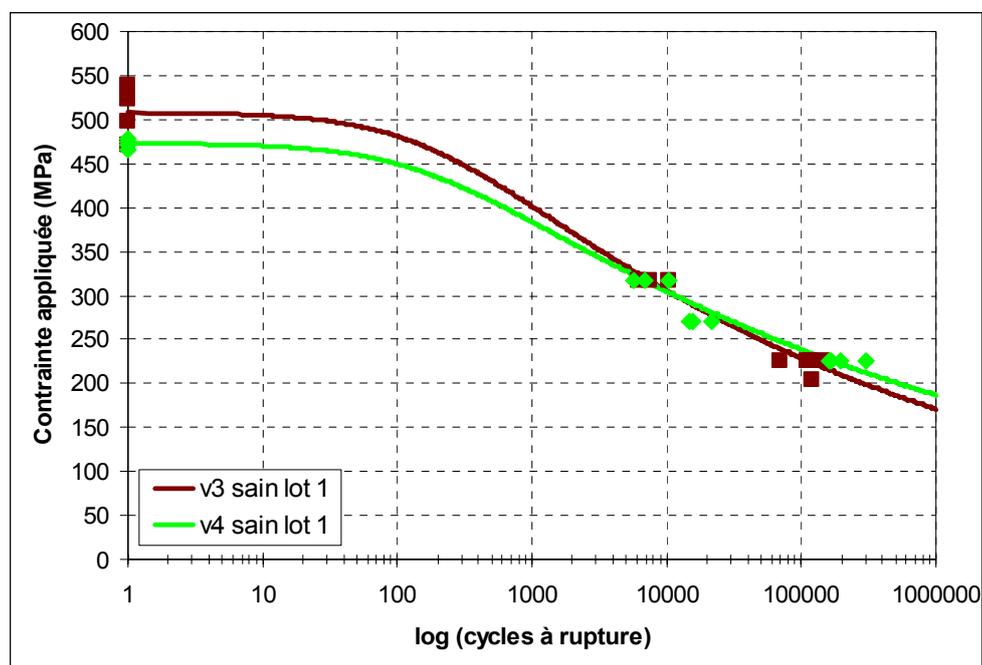


Figure 139 : Courbes *SN* de Sendeckyj de la *v3* et la *v4* en matériau sain lot 1 où la position des reprises 1 et 2 est reflétée par rapport à l'axe de symétrie

Tableau 56 : Paramètres de la courbe *SN* de Sendeckyj pour les configurations avec une permutation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur

	<b>C</b>	<b>S</b>
<b>v3 sain lot 1</b>	5,4E-3	1,27E-1
<b>v4 sain lot 1</b>	6,1E-3	1,07E-1

L'influence d'une permutation de la position dans l'épaisseur des reprises 1 et 2 sur la durée de vie est alors plus faible que l'influence de la position des reprises dans l'épaisseur. Les résultats ne permettent pas de conclure sur la position à privilégier pour augmenter la durée de vie. Il semble que ce paramètre soit peu important.

#### V.4.4.3 Orientation des plis arrêtés

L'influence de l'orientation des plis arrêtés proches de la partie fine a été étudiée avec la configuration *v5*. Contrairement aux configurations *v2*, *v3*, *v4*, *v12* et *v13* où les reprises 1 et 2 sont à 0°, les reprises 1 et 2 de la *v5* sont à 45°. La position des reprises 1 et 2 de la *v5* dans l'épaisseur est la même que pour la *v2*, ces deux configurations peuvent alors être comparées directement.

La durée de vie au niveau de charge 50% de la v2 et de la v5 en matériau périmé lot 1 sont présentées dans le Tableau 57. Il a été trouvé que le nombre de cycles à rupture de la v5 est presque 11 fois plus élevé que celle de la v2.

Tableau 57 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec une variation de l'orientation des reprises 1 et 2 en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Facteur de variation
Périmé lot 1	v2	15461	11424	17718		14868	3189	Référence
	v5	132090	110380	263222	140008	161425	69011	10,9

Les courbes SN de Sendeckyj de la v2 et la v5 en matériau périmé lot 1 sont montrées dans la Figure 140. En fatigue par contre la durée de vie de la v5 est clairement supérieure à celle de la v2 pour tous les niveaux de charge testés. Les pentes *S* des courbes SN de Sendeckyj (Tableau 58) des deux courbes sont au même niveau.

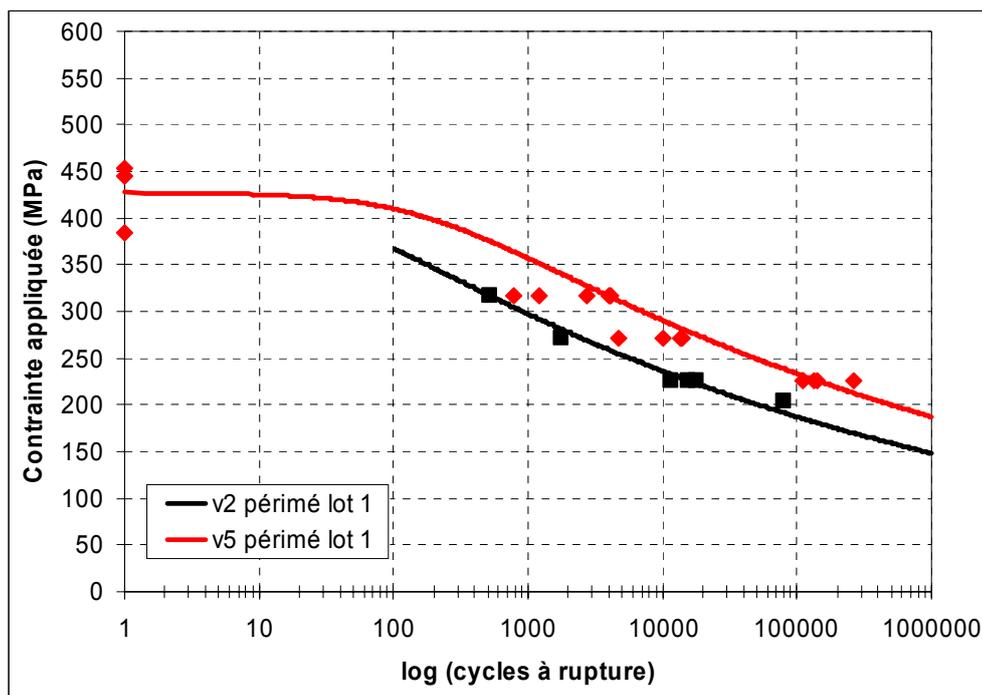


Figure 140 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2 et la v5 en matériau périmé lot 1 où l'orientation des reprises 1 et 2 a été variée (la valeur à rupture statique compression de la v2 en matériau périmé lot 1 a été calculée à la base des résultats du paragraphe III.2.5.2, où une réduction de 5% par rapport au matériau sain a été trouvé)

Tableau 58 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour les configurations avec une variation de l'orientation des reprises 1 et 2

	S
v2 périmé lot 1	1,01E-1
v5 périmé lot 1	9,58E-2

Arrêter des plis à 45° au lieu des plis à 0° à proximité de la partie fine augmente alors clairement la durée de vie. Cette différence a été trouvée pour tous les niveaux de charge testés.

#### V.4.4.4 Stratifié de base dans la partie épaisse

Pour étudier l'influence du stratifié de base dans la partie épaisse sur la durée de vie, deux configurations avec un stratifié quasi-isotrope dans la partie épaisse ont été testées, QIv1 et QIv9. La différence entre ces deux configurations est la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur. Elles ont été comparées aux configurations avec un stratifié fortement orienté dans la partie épaisse.

Entre les configurations FO – FO testées, il a été trouvé que la v2 est la plus critique en termes de durée de vie. Pour cette raison elle a été considérée comme référence. Les reprises 1 et 2 de la v5 sont à 45° comme celles de la QIv1 et QIv9. Le Tableau 59 montre le nombre de cycles à rupture de la v2, v5, QIv9 et QIv1 pour différents états de matériau pour un niveau de charge 50%.

Les essais avec la QIv9 à 50% ont été arrêtés à 1000000 cycles car la rupture n'a pas été atteinte et la durée de vie a été considérée comme infinie. En comparaison avec la v2 et la v5 la durée de vie de la QIv1 en matériau périmé lot 1 est clairement plus élevée. En matériau avec des porosités lot 2 la durée de vie de la QIv1 est aussi clairement supérieure à celle de la v5.

Tableau 59 : Nombre de cycles à rupture des configurations avec des différents stratifiés de base dans la partie épaisse en grammage 265 gr/m<sup>2</sup> testées au niveau de charge 50%

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Moyenne	Ecart type	Facteur de variation
Sain lot 1	v2	35728	27120	31975		31608	4316	Référence
	QIv9	1000000 Sans rupture				∞		∞
Périmé lot 1	v2	15461	11424	17718		14868	3189	Référence
	v5	132090	110380	263222	140008	161425	69011	10,9
	QIv1	365400	212370	480577	209642	316997	131115	21,3
Porosités lot 2	v5	8624	7952	4955	6895	7107	1601	Référence
	QIv1	52355	46312	27573	36006	40562	10979	5,7

Le Tableau 60 montre les valeurs des paramètres des courbes SN de Sendeckyj C et S. En matériau périmé, les courbes de la v2, la v5 et la QIv1 sont présentées Figure 141. La position des reprises 1 et 2 de la v5 et de la QIv1 est légèrement différente mais pour ces deux configurations

les reprises sont à 45°. Les reprises 1 et 2 de la v2 sont à 0° et plus proches de l'axe de symétrie que celles de la v5 et de la QIv1. Les courbes de la v5 et la QIv1 sont très proches, l'influence du stratifié de base de la partie épaisse pour une même orientation des reprises 1 et 2 est du même niveau que celle observée entre deux lots de matériau. Les valeurs en statiques des trois configurations sont au même niveau, en fatigue par contre la durée de vie de la v2 est clairement inférieure à la v5 et la QIv1. Pour le matériau périmé lot 1 l'influence du stratifié de base est alors faible comparé à l'influence de la position et de l'orientation des reprises de plis.

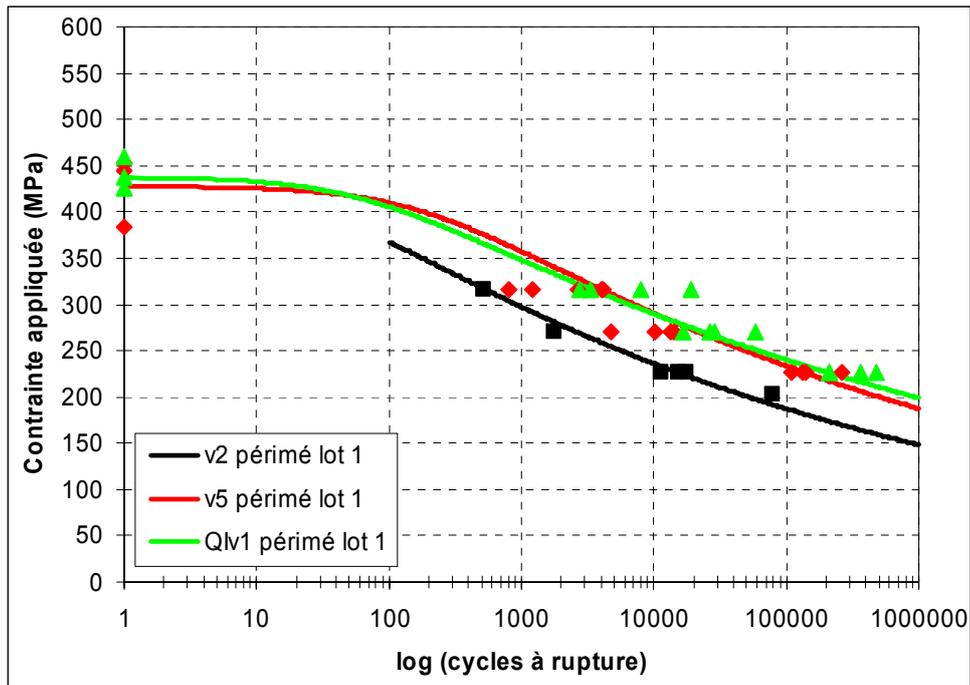


Figure 141 : Courbes SN de Sendeckyj de la v2, v5 et QIv1 en matériau périmé lot 1

Tableau 60 : Paramètres de la courbe SN de Sendeckyj pour les configurations avec des différents stratifié de base dans la partie épaisse

	<b>C</b>	<b>S</b>
<b>v2 périmé lot 1</b>	3,72E-2	1,01E-1
<b>v5 périmé lot 1</b>	5,5E-3	9,58E-2
<b>QIv1 périmé lot 1</b>	1,53E-2	8,16E-2

En état de matériau périmé et avec les reprises 1 et 2 à 45° presque à la même position dans l'épaisseur, la différence entre une configuration FO – FO (v5) et une QI – FO (QIv1) est faible.

## V.4.5 Comparaison des différentes hiérarchies des configurations identifiées

### V.4.5.1 Comparaison de la rupture en statique compression avec la durée de vie en fatigue

Les essais de fatigue au niveau de charge 50% permettent de déterminer la hiérarchie en durée de vie des différentes configurations testées. Cela a été comparée à la hiérarchie trouvée pour la rupture sous charge de compression statique dans le Tableau 24. Il est à noter que la v2 et la v13 sont à peu près à la même position dans les deux hiérarchies. Pour les autres configurations les positions en statique compression ne correspondent pas à celles en fatigue. Des essais en statique compression ne donnent alors pas d'informations fiables sur la hiérarchie des différentes configurations en termes de durée de vie.

Tableau 61 : Comparaison des hiérarchies trouvées pour la contrainte à rupture en compression statique et le nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% en matériau sain lot 1

	Faible tenue statique				Forte tenue statique	
	v13	v2	Qlv9	v4	v3	v12
Contrainte à rupture (MPa)	443	452	467	473	508	509

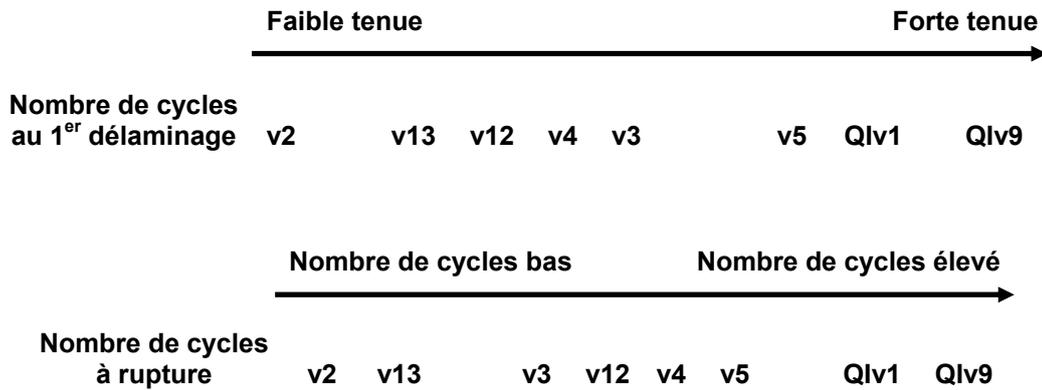
  

	Nombre de cycles bas			Nombre de cycles élevé		
	v2	v13	v3	v12	v4	Qlv9
Nombre de cycles à rupture	31608	50645	110984	190082	207251	∞

### V.4.5.2 Comparaison du nombre de cycles à l'amorçage des délaminages et la durée de vie totale en fatigue

Les essais ont été arrêtés régulièrement pour identifier le nombre de cycles à l'amorçage des délaminages. La durée de vie avant l'amorçage de délaminage dépend de la configuration et varie entre 10 et 30% de la durée de vie totale. Cette hiérarchie est comparée à celle identifiée pour le nombre de cycles à rupture (Tableau 62). La comparaison montre que les deux correspondent bien sauf pour la v3 qui a une tenue plus faible à rupture que la v12 et la v4. Le nombre de cycles à l'amorçage de délaminage pourrait être alors un indicateur de la durée de vie totale de l'éprouvette.

Tableau 62 : Comparaison des hiérarchies trouvées pour le nombre de cycles à l’amorçage de délaminage et le nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% en matériau périmé lot 1



La durée de vie après amorçage du délaminage est montrée Tableau 63. Le nombre de cycles à l’amorçage du délaminage de la v2 est le plus faible de toutes les configurations. En proportion sa durée de vie restante après amorçage est la plus faible, environ 40% de sa durée de vie totale. La phase de propagation ajoutant des délaminages est rapide. Pour les autres configurations l’amorçage se produit relativement tôt, la phase de propagation des délaminages est relativement lente.

Tableau 63 : Durée de vie après amorçage des délaminages pour toutes les configurations en matériau périmé lot 1 testées au niveau de charge 50%

Configuration	1 <sup>er</sup> délaminage	Rupture finale	Durée de vie après amorçage (%)
<b>v2</b>	9000	14868	39
<b>v3</b>	30000	98116	69
<b>v4</b>	21333	126537	83
<b>v12</b>	20000	99593	80
<b>v13</b>	15000	35756	58
<b>v5</b>	>60000	161425	<60
<b>Qlv1</b>	>60000	316647	<80
<b>Qlv9</b>	Pas d'endommagement et pas de rupture		

#### V.4.5.3 Comparaison de la durée de vie en fatigue avec la taille des sous laminés

Les observations de la cinétique directement avant la rupture finale ont montré que les éprouvettes se séparent en plusieurs sous-laminés qui flambent de manière indépendante en phase de compression. Sous l’hypothèse que la résistance en fatigue dépend du nombre maximal de plis à 0° dans les sous-laminés et de la position des sous-laminés dans l’épaisseur, une hiérarchie a été proposée (paragraphe V.3.4.2). Le Tableau 64 compare cette hiérarchie à celle identifiée pour la durée de vie en fatigue à 50%. La correspondance est bonne et semble indiquer que la répartition des sous-laminés influence fortement la durée de vie des éprouvettes.

Tableau 64 : Comparaison des hiérarchies trouvées en termes du nombre maximal de plis à 0° dans les sous-laminés et nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% en matériau sain lot 1

	<div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: center;"> <span>v2</span> <span>v13</span> <span>v3</span> <span>v12</span> <span>v4</span> <span>Qlv9</span> </div> <div style="text-align: right; margin-top: 5px;"> </div>						
<b>Nombre de plis à 0° par sous-laminé</b>	<b>1</b>	2	1	4	1	0	6
	<b>2</b>	2	3	1	4	6	-
	<b>3</b>	2	1	1	1	0	-

	<div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: center;"> <span>v2</span> <span>v13</span> <span>v3</span> </div> <div style="text-align: right; margin-top: 5px;"> </div>			<div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: center;"> <span>v12</span> <span>v4</span> <span>Qlv9</span> </div> <div style="text-align: right; margin-top: 5px;"> </div>			
<b>Nombre de cycles à rupture</b>	<b>v2</b>	<b>v13</b>	<b>v3</b>	<b>v12</b>	<b>v4</b>	<b>Qlv9</b>	
	<b>31608</b>	<b>50645</b>	<b>110984</b>	<b>190082</b>	<b>207251</b>	<b>∞</b>	

## V.5 Conclusions

Les courbes d'allongement global en fonction du nombre de cycles ont montré que la durée de vie en fatigue se divise en trois étapes. Une courte phase de mise en place, une phase de propagation lente et une phase de propagation rapide. Les délaminages s'amorcent pendant la phase d'évolution continue. Le point de transition entre la propagation lente et rapide ainsi que l'évolution de la courbe dépend légèrement de la configuration mais fortement du niveau de charge. Pour un niveau de charge élevé la partie rapide commence relativement plus tard, elle est caractérisée par une montée brutale. Pour les bas niveaux de charge la partie rapide commence plus tôt et évolue plus doucement souvent avec des paliers.

L'utilisation couplée d'observation au microscope des bords d'éprouvette, de la mesure du déplacement hors-plan par stéréocorrélation d'images, d'images par caméra rapide ont permis d'identifier le scénario d'endommagement des éprouvettes. Les résultats ont montré que les délaminages s'amorcent autour des reprises de plis, de préférence aux reprises 1 et 2, sur un bord de l'éprouvette et propagent dans la longueur et dans la largeur. Quelques cycles avant la rupture finale ces délaminages traversent toute la largeur et l'éprouvette se sépare en plusieurs sous-laminés. La répartition des sous-laminés des différentes configurations a été relevée et classée en fonction du nombre maximal de plis à 0° dans les sous-laminés et de leurs positions dans l'épaisseur.

Le nombre de cycles à rupture au niveau de charge 50% ainsi que les courbes *SN* tracées à partir de l'approche de Sendeckyj ont été analysés.

Les résultats des différents grammages et états de matériau montrent que:

- L'influence du grammage sur la durée de vie est faible, les courbes *SN* des deux grammages testés étant presque identiques.
- La durée de vie est réduite d'environ d'un facteur deux pour un changement de lot de matériau mais aussi quand on utilise un matériau périmé.
- La présence de porosités réduit la durée de vie d'un facteur 9 à 20 fois suivant les configurations.

Les paramètres de la reprise de plis ont un effet important sur la durée de vie :

- Quand la reprise 1 est dans la partie supérieure alors sa position dans l'épaisseur est importante et le nombre de cycles à rupture augmente si la reprise est située à l'extérieur (d'un facteur 7).
- Quand la reprise 1 est située en dessous de l'axe de symétrie, l'influence de la position des reprises dans l'épaisseur est très faible.
- Les résultats pour une permutation de la position des reprises 1 et 2 par rapport à l'axe de symétrie ne donnent pas de tendance claire.
- Quand les reprises 1 et 2 sont à  $45^\circ$ , la durée de vie augmente d'un facteur 11 par rapport à des reprises 1 et 2 à  $0^\circ$ .
- Pour les deux configurations étudiées avec une stratification de base quasi-isotrope dans la partie épaisse (QI – FO reprises 1 et 2 à  $45^\circ$ ) on observe une durée de vie d'au moins 20 fois plus importante que celle obtenue pour une configuration FO – FO avec les reprises 1 et 2 à  $45^\circ$

La hiérarchie des différentes configurations déterminée en compression statique a été comparée à celle trouvée pour une durée de vie de 50%. Les deux ne correspondent pas, il n'est alors pas possible d'obtenir une information sur la durée de vie en fatigue à partir des valeurs à rupture statique. La hiérarchie en durée de vie à l'amorçage est par contre en bon accord avec celle observée en durée de vie à 50%.

Une hiérarchie basée sur le nombre maximal de plis à  $0^\circ$  dans les sous-laminés et leur position dans l'épaisseur est en très bon accord avec celle de la durée de vie en fatigue à 50%. Une fois les endroits critiques d'amorçage de délaminage connus, il serait possible de déterminer la répartition des sous-laminés ce qui permettrait de prédire la hiérarchie de la durée de vie en fatigue.

---

## Conclusions générales

Dans le cadre de cette étude différentes configurations d'éprouvettes de zones de reprises de plis respectant les règles de conception industrielles ont été étudiées sous chargement statique et de fatigue ( $R = -1$ ). La première étape a été d'évaluer l'influence des différents paramètres des zones de reprises de plis sur le comportement des éprouvettes. Une étude numérique préliminaire (modèle éléments finis 2D) a ainsi permis d'identifier les paramètres susceptibles d'avoir le plus d'influence sur l'apparition d'un délaminage : les positions des reprises dans le stratifié, l'orientation des plis arrêtés, le stratifié de base (sans arrêt de plis à  $0^\circ$ ). Huit configurations d'éprouvettes ont été définies pour effectuer les essais mécaniques.

L'influence des différentes configurations d'éprouvettes et de l'état du matériau sous chargement statique sur la raideur globale, le mode et les lieux d'endommagement mais aussi sur la variation de la contrainte à rupture en compression et en traction a été déterminée. Les variations de la raideur globale pour les différents paramètres sont faibles, l'influence sur le comportement global est alors négligeable. Les observations ont montré qu'en compression statique, la rupture se produit après amorçage de délaminage autour des reprises de plis les plus proches de la partie fine. En traction statique très peu d'endommagement a été observé avant la rupture finale qui se produit brutalement. Il a été trouvé que la contrainte à rupture en chargement en compression est deux fois plus critique qu'en traction. Mais les hiérarchies des configurations pour la contrainte à rupture en compression et en traction statique se ressemblent fortement.

Les tendances suivantes pour la contrainte à rupture en compression statique ont été trouvées :

- L'influence de la configuration est relativement faible, le plus grand effet a été trouvé pour une permutation de la position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur (13%)
- L'influence de l'état du matériau sur la contrainte à rupture statique est plus forte que celles des autres paramètres (environ 22% de réduction en présence de porosités).

Les modes et lieux d'endommagement sous chargement de fatigue ont été identifiés par observation des bords des éprouvettes lors d'arrêts réguliers du cyclage. Les modes d'endommagement les plus critiques sont des délaminages qui amorcent de préférence autour des reprises de plis les plus proches de la partie fine. L'observation a montré une distribution non-symétrique des premiers délaminages sur les deux côtés des éprouvettes. Il y a un côté préférentiel pour l'amorçage du délaminage. Une hiérarchie des configurations en fonction du nombre de cycles au premier délaminage a été identifiée et les tendances suivantes ont été trouvées :

- Plus les reprises proches de la partie fine (reprises 1 et 2) sont loin de l'axe de symétrie plus la résistance au délaminage est élevée.
- La résistance est encore plus élevée pour les configurations avec les reprises 1 et 2 à  $45^\circ$  au lieu de  $0^\circ$ .
- La résistance au délaminage la plus élevée a été trouvée pour les configurations avec un stratifié de base quasi-isotrope dans la partie épaisse et les reprises 1 et 2 à  $45^\circ$ .

---

Un modèle éléments finis global-local 3D a été mis en place pour calculer les contraintes inter-laminaires avec prise en compte des effets de bord. A partir d'un modèle global des modèles locaux raffinés qui représentent les zones autour des reprises de plis sont extraits. Cette méthode permet d'alléger le calcul des contraintes. Une distribution non-symétrique des contraintes inter-laminaires sur les deux côtés des éprouvettes a été trouvée. La comparaison avec les résultats expérimentaux a montré que les côtés préférentiels de délaminage correspondent aux côtés où les contraintes sont les plus élevées. A partir des contraintes interlaminaires moyennées sur la zone proche de l'arrêt du pli et du bord libre, un critère d'amorçage de délaminage a été mis en place. Les paramètres du critère (contraintes à rupture et taille de la zone de calcul des contraintes moyennes) ont été identifiés en se basant sur les endroits les plus critiques d'amorçage de délaminage identifiés expérimentalement. En traçant l'enveloppe de rupture avec les points critiques et les points sains, il a été montré que le critère proposé permet de retrouver les endroits critiques d'amorçage de délaminage identifiés expérimentalement.

Les courbes  $SN$  à l'amorçage de délaminage sous chargement de fatigue ont été tracées pour calculer les enveloppes de rupture du critère en fonction du nombre de cycles. Il a été trouvé que sous chargement cyclique la contrainte à rupture de cisaillement se dégrade plus vite que la contrainte d'ouverture. Ce résultat permet d'expliquer les hiérarchies différentes trouvées en statique et en fatigue.

Les courbes de déplacement global des éprouvettes en fonction du nombre de cycles se divisent en trois étapes : une phase de mise en place de l'éprouvette, une évolution continue de l'endommagement et une propagation instable des défauts. Les endommagements amorcent pendant la phase d'évolution continue et propagent d'abord de manière stable. Au bout d'un certain nombre de cycles le déplacement augmente rapidement, la propagation devient rapide. En fonction de la configuration le nombre de cycles en propagation rapide peut varier entre 5% et 28% de la durée de vie totale.

La cinétique de la propagation des délaminages dans l'éprouvette a été observée par mesure de champ de déplacement hors-plan et observation microscopique des bords de l'éprouvette :

- amorçage de délaminage autour des reprises de plis sur un des côtés de l'éprouvette,,
- propagation dans deux directions : longueur et largeur de l'éprouvette ,
- séparation de l'éprouvette en plusieurs sous-laminés aux derniers cycles avant la rupture finale quand les délaminages ont traversé toute la largeur,
- flambement des sous-laminés en phase de compression du chargement cyclique

La répartition des sous-laminés dépend des lieux d'amorçage des délaminages, c'est à dire de la position des reprises de plis.

L'influence de l'état du matériau et de la configuration sur la durée de vie totale et sur les courbes  $SN$  a été étudiée :

- Le grammage n'influence pas la durée de vie des éprouvettes.
- Avec des porosités la durée de est vie réduite d'un facteur 9 environ.
- Placer les reprises de plis près de la partie fine vers l'extérieur augmente la durée de vie d'un facteur 7.

- 
- Mettre les reprises proches de la partie fine à  $45^\circ$  au lieu de  $0^\circ$  augmente la durée de vie d'un facteur 11.
  - Un stratifié de base quasi-isotrope sans reprises de plis à  $0^\circ$  augmente la durée de vie au moins d'un facteur 20.

Les hiérarchies des configurations pour la contrainte à rupture statique en compression et la durée de vie totale ne correspondent pas. Cependant à partir de la répartition des sous-laminés avant la rupture finale il a été trouvé que la hiérarchie selon le nombre maximal de plis à  $0^\circ$  dans un des sous-laminés correspond à celle en durée de vie totale. En identifiant les lieux d'amorçage délamination il est alors possible de déterminer la répartition des sous-laminés ce qui permet d'évaluer la hiérarchie en termes de la durée de vie totale de différentes configurations d'éprouvettes.

En perspective d'autres configurations d'éprouvettes basées sur les règles de conception pourraient être testées. Ces configurations permettraient de confirmer les tendances identifiées en ce qui concernent la criticité de la contrainte à rupture statique, le nombre de cycles à l'amorçage de premier délamination et la durée de vie totale. Des essais en résistance résiduelle statique après l'amorçage des délaminages sous chargement de fatigue pourraient être réalisés afin de valider les prédictions du modèle de Sendekyj.

La tolérance aux dommages des reprises de plis doit être évaluée en créant des défauts initiaux par impact. En étudiant la propagation des défauts en fatigue et la durée de vie totale la criticité d'un défaut initial peut être étudiée.

Un modèle éléments finis avec un défaut initial permettrait de mettre en place un critère d'amorçage de délamination et de propagation en fonction du taux de restitution d'énergie. Avec une loi de dégradation des interfaces il serait possible de simuler la propagation des délaminages dans l'éprouvette. Ce modèle aiderait à mieux comprendre la cinétique de la propagation des défauts qui mène à la rupture finale.



---

## Références bibliographiques

- [ 1] R. L. Sierakowski, S. K. Chaturvedi  
Dynamic loading and characterization of fiber-reinforced composites. *John Wiley & sons Inc., 1997*
  
- [ 2] K. K. Chawla  
Ceramic matrix composites. Chapman & Hall, 1993
  
- [ 3] A.C. Orifici, I. Herszberg, R.S. Thomson  
Review of methodologies for composite material modelling incorporating failure. *Composite Structures* 2008, 86 p.123-144
  
- [ 4] K. Shivakumar et al.  
A total fatigue life model for mode I delaminated composite laminates. *Int. J. of Fatigue* 2006, 28 p.33-42
  
- [ 5] K. He, S.V. Hoa, R. Ganesan  
The study of tapered laminated composite structures: a review. *Composites Science and Technology* 2000, 60 p.2643-2657
  
- [ 6] F. Mortensen  
Development of Tools for Engineering Analysis and Design of High-Performance FRP-Composite Structural Elements. Institute of Mechanical Engineering Aalborg University 1998, PhD thesis
  
- [ 7] B. Harris et all.  
Fatigue behaviour of carbon fibre reinforced plastics. *Composites* 1990, 21 p.232-242
  
- [ 8] A.J. Vinciguerra et all.  
Determination of the mode II fatigue delamination toughness of laminated composites. *J. of Reinforced plastics and Composites* 2002, 21 p.663-677
  
- [ 9] A.B. Morais, A.B. Pereira  
Mixed mode I + II interlaminar fracture of glass/epoxy multidirectional laminates – Part 1 : Analysis. *Composites Science and Technology* 2006, 66 p.1889-1895
  
- [ 10] A.R. Bunsell, J. Renard  
Fundamentals of fibre reinforced composite materials. Institute of physics publishing, Bristol & Philadelphia, 2005

- 
- [11] R. Ganesan, D.Y. Liu  
Progressive failure and post-buckling response of tapered composite plates under uni-axial compression. *Composite Structures* 2008, 82 p.159-176
- [12] R.M. Jones  
*Mechanics of Composite Materials*. Taylor & Francis 1999
- [13] [www.jeccomposites.com](http://www.jeccomposites.com)
- [14] [www.compositesworld.com](http://www.compositesworld.com)
- [15] [www.reinforcedplastics.com](http://www.reinforcedplastics.com)
- [16] T.J. Reinhart, L.L. Clemens  
*Introduction to composites*. Engineered materials handbook – Volume 1: Composites. Ohio, USA, ASM International 1993
- [17] R & G Faserverbundwerkstoffe GmbH  
*Handbook Composite Materials*. [www.r-g.de](http://www.r-g.de)
- [18] F. Laurin  
*Approche multi échelle des mécanismes de ruine progressive des matériaux stratifiés et analyse de la tenue de structures composites*. Thèse de doctorat de l'université de Franche-Comte 2005.
- [19] B.W. Smith  
*Fractography for continuous fiber composites*. Engineered materials handbook - Volume 1 : Composites. Ohio, USA : ASM International, 1993, p. 786-793. ISBN 0871702797
- [20] F. Lachaud  
*Délamination de matériaux composites à fibres de carbone et à matrices organiques : Etude numérique et expérimentale, suivi par émission acoustique*. Thèse : Génie mécanique. Toulouse : Université Paul Sabatier, 1997, N° 2820, 268 p.
- [21] K.L. Reifsnider  
*Damage and damage mechanics*. Dans *Fatigue of composite materials*, édité par K. L. Reifsnider 1990, p.11-77
- [22] D. S. Cairns et al  
*Design and manufacturing considerations for ply drops in composite structures*. *Composites: Part B* 1999, 30 p.523-534

- 
- [23] C. A. Steeves, N. A. Fleck  
Compressive strength of composite laminates with terminated internal plies. *Composites: Part A* 2004, p.1-8
- [24] G. B. Murri, J. R. Schaff, A. L. Dobyns  
Fatigue life analysis of tapered hybrid composite flexbeams. *Proceedings of the 14th international conference on composite materials (ICCM14), San Diego (CA) 2003*
- [25] O. T. Thomsen, F. Mortensen, Y. Frostig  
Interface failure at ply drops in CFRP/sandwich panels. *Journal of Composite Materials* 2000, 34 p.135-157
- [26] G. B. Murri  
Testing and life prediction for composite rotor hub flexbeams. *International Journal of Fatigue* 2006, 28 p.1124-1135
- [27] D. J. Shim  
Role of delamination and interlaminar fatigue in the failure of laminates with ply dropoffs. *Thèse de doctorat; Massachusetts Institute of Technology 2002*
- [28] K. He, R. Ganesan, S. V. Hoa  
Interlaminar stress and delamination analysis of internally-tapered composite laminates. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 2004, 23 p.707-727
- [29] G. B. Murri, J. R. Schaff, A. L. Dobyns  
Fatigue and damage tolerance analysis of a hybrid composite tapered flexbeam. *American Helicopter Society 57th Forum 2001*
- [30] B. Varughese, A. Mukherjee  
A ply drop-off element for analysis of tapered laminated composites. *Composite Structures* 1997, 39 p.123-144
- [31] A. Mukherjee, B. Varughese  
Development of a specialised finite element for the analysis of composite structures with ply drop-off. *Composite Structures* 1999, 46 p.1-16
- [32] A. Mukherjee, B. Varughese  
Design guidelines for ply drop-off in laminated composite structures. *Composites Part B* 2001, 32 p.153-164

- 
- [33] W. Becker  
Closed-form solution for the free-edge effect in cross-ply laminates. *Composite Structures* 1993, 26 p.39-45
- [34] Y.M. Wang et al.  
State space approach for stress decay in laminates. *Int. J. of Solids and Structures* 1999, 37 p.3535-3553
- [35] J.Q. Ye et al.  
A state space finite element for laminated composites with free edges and subjected to transverse and in-plane loads. *Computers and Structures* 2004, 82 p.1131-1141
- [36] S.-C. Her  
Stress analysis of ply drop-off in composite structures. *Composite Structures* 57 (2002) p.235–244
- [37] A.J. Vizzini, S.W. Lee  
Damage analysis of composite tapered beams. [www.humanpoweredhelicopters.org](http://www.humanpoweredhelicopters.org)
- [38] D.J. Shim, P.A. Lagace  
Mechanics and structural parameters affecting the interlaminar stress field in laminates with ply drop-offs. *J. of Composite Materials* 2006, 40 p.345-369
- [39] B. R. Vidyashankar, A. V. Krishna Murty  
Analysis of laminates with ply drops. *Composites Science and Technology* 2001, 61 p.749-758
- [40] S.W. Tsai, E.M. Wu  
A general theory of strength for anisotropic material. *J. of Composite Materials* 1971, 5 p.58-79
- [41] J. Schön  
A model of fatigue délamination in composites. *Composites Science and Technology* 2000, 60 p.552-558
- [42] D. Tumino, F. Cappello  
Simulation of fatigue délamination growth in composites with different mode mixtures. 2007, 41 p.2415-2441
- [43] B.G. Prusty et al.  
First ply failure analysis of laminated panels under transverse loading. *J. of Reinforced Plastics and Composites* 2001, 20 p.671-684

- 
- [44] S. R. Soni  
A comparative study of failure envelopes in composite laminates. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 1983, 2 p.34-42
- [45] Z. Hashin, A. Rotem  
A fatigue failure criterion for fibre reinforced materials. *J. of Composite Materials* 1973, 7 p.448-464
- [46] H.-Y. Yeh, C.H. Kim  
The Yeh-Stratton criterion for composite materials. *J. of Composite Materials* 1994, 28 p.926-939
- [47] H.-Y. Yeh, W.L. Richards  
Failure study of composite materials by the Yeh-Stratton criterion. Dryden Flight Research Center, Edwards California, [www.nasa.gov](http://www.nasa.gov)
- [48] C. Soutis, N. A. Fleck  
Static compression failure of carbon fibre T800/924C composite plate with a single hole. *Journal of composite materials* 1990, 24 p. 536- 558
- [49] A. Diaz, J. F. Caron  
Prediction[of the onset of mode III delamination in carbon-epoxy laminates. *Composite Structures* 2006, 72 p.438-445
- [50] J. W. Joo, C. T. Sun  
A failure criterion for laminates governed by free-edge interlaminar shear stress. *Journal of composite materials* 1992, 10 p.1510-1522
- [51] J. C. Brewer, P. A. Lagace  
Quadratic stress criterion for initiation of délamination. *Journal of Composite Materials* 1988, 22 p.1141-1155
- [52] R.Y. Kim, S. R. Soni  
Experimental and analytical studies on the onset of delamination in laminated composites. *J. of Composite Materials* 1984, 18 p.70-80
- [53] M.J. Hinton et al.  
A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates, judged against experimental evidence. *Composites Science and Technology* 2002, 62 p.1725-1797

- 
- [54] S. Huybrechts et al  
Validation of the quadratic composite failure criteria with out of plane shear terms. *J. of Composite Materials* 2002, 36 p.1879-1888
- [55] T. P. Philippidis et all.  
Delamination prevention in composites by interleaving techniques. *International Journal of Damage Mechanics* 1993, 2 p.349-362
- [56] J. F. Caron et al  
Multi-particle modelling for the prediction of délamination in multi-layered materials. *Composites Science and Technology* 2006, 66 p.755-765
- [57] C.T. Sun, S.G. Zhou  
Failure of quasi-isotropic composite laminates with free edges. *J. of Composites Technol-ogy and Research* 1988, 22 p.515-557
- [58] G. Marion  
Etude expérimentale et théorique de l'amorçage du délaminage au bord libre de matériaux composites stratifiés. Thèse de doctorat 2000 de l'Université de Bordeaux I
- [59] L. Lagunegrand et al.  
Initiation of free-edge délamination in composite laminates. *Composites Science and Technology* 2006, 66 p.1315-1327
- [60] T. Lorriot et al.  
Onset of free-edge délamination in composite laminates under tensile loading. *Composites: Part B* 2003, 34 p.459-471
- [61] J. R. Xiao, J. W. Gillespie  
A phenomenological Mohr-Coulomb failure criterion for composite laminates under inter-laminar shear and compression. *Journal of Composite Materials* 2007, 41 p.1295-1309
- [62] K. Momenkhani, S. Sarkani  
A new method for predicting the fatigue life of fiber-reinforced plastic laminates. *Journal of Composite Materials* 2006, 40 p.1971-1982
- [63] PEA Americo  
Durée de vie en fatigue. Rapport intermediaire du projet Americo 2008, LMARC, UMR 6604 UFC-CNRS

- 
- [64] G. P. Sendeckyj  
Life prediction for resin-matrix composite materials. Dans Fatigue of composite materials, édité par K. L. Reifsnider 1990, p.431-483
- [65] M. Kawai, M. Koizumi  
Nonlinear constant fatigue life diagrams for carbon/epoxy laminates at room temperature. Composites: Part A 2007, 38 p.2342-2353
- [66] J. Lee et al  
Fibre composite fatigue-life determination. Composites : Part A 1997, 28A p.5-15
- [67] W. F. Wu, L. J. Lee, S. T. Choi  
A study of fatigue damage and fatigue life of composite laminates. Journal of Composite Materials 1996, 30 p.123-137
- [68] M. M. Shokrieh, M. Zakeri  
Generalized technique for cumulative damage modelling of composite laminates. Journal of Composite Materials 2007, 41 p.2643-2656
- [69] T. Shimokawa  
Carbon plain-weave fabric low-temperature vacuum cure epoxy composite: Static and fatigue strength at room and high temperatures and practicality evaluation. Journal of Composite Materials 2007, 41 p.2245-2265
- [70] R. Brighenti  
Numerical modelling of the fatigue behavior of fibre-reinforced composites. Composites: Part B 2004, 35 p.197-210
- [71] U. A. Khashaba  
Fatigue and reliability analysis of unidirectional GFRP composites under rotating bending loads. Journal of Composite Materials 2003, 37 p.317-331
- [72] M. Kawai, H. Suda  
Effects of non-negative mean stress on the off-axis fatigue behaviour of unidirectional carbon/epoxy composites at room temperature. Journal of Composite Materials 2004, 38 p.833-854
- [73] J. N. Yang  
Fatigue and residual strength degradation for graphite/epoxy composites under tension compression cyclic loadings. Journal of Composite Materials 1978, 12 p.19-39

- 
- [74] R. P. Nijssen, A. M. van Wingerde, D. R. van Delft  
Wind turbine rotor blade materials: Estimating service lives. SAMPE Journal 2007, 43 p.7-15
- [75] J. N. Yang, D. L. Jones  
Statistical fatigue of graphite/epoxy angle-ply laminates in shear. Journal of Composite Materials 1978, 12 p.371-389
- [76] C. Kassapoglou  
Fatigue life prediction of composite structures under constant amplitude loading. J. of Composite Materials 2007, 41 p.2737-2754
- [77] J.J. Xiong, R.A. Shenoi  
Two new practical models for estimating reliability-based fatigue strength of composites. J. of Composite Materials 2004, 38 p.1187-1209
- [78] G. Caprino  
Predicting fatigue life of composite laminates subjected to tension tension fatigue. Journal of Composite Materials 2000, 34 p.1334-1355
- [79] J. Dai, T. Hahn  
Fatigue analysis of sandwich beams using a wear-out model. Journal of Composite Materials 2004, 38 p.581-589
- [80] J. N. Yang et al  
A stiffness degradation model for graphite/epoxy laminates. Journal of Composite Materials 1990, 24 p.753-769
- [81] Z. Gao  
A cumulative damage model for fatigue life of composite laminates. Journal of Reinforced Plastics and Composites 1994, 13 p.128-141
- [82] W. Hwang, K. S. Han  
Cumulative damage models and multi-stress fatigue life prediction. Journal of Composite Materials 1986, 20 p.125-153
- [83] J. Bertolini  
Contribution à l'analyse expérimentale et théorique des ruptures de structures composites en post-flambement par décollement de raidisseurs. These de doctorat de l'université de Toulouse 2008

- 
- [84] A.C. Orfici et al.  
An analysis methodology for failure in postbuckling skin-stiffener interfaces. *Composite Structures* 2008, 86 p.186-193
- [85] A. Carpinteri, M. Paggi  
Analytical study of the singularities arising at multi-material interfaces in 2D linear elastic problems. *Engineering Fracture Mechanics* 2007, 74 p.59-74
- [86] C.-H. Chue, S.-M. Weng  
Stress singularities in anisotropic three-material wedges and junctions with applications. *Composite Structures* 2002, 58 p.443-456
- [87] K. He et al.  
Modified shear-lag model for analysis of a composite laminate with drop-off plies. *Composites Science and Technology* 2003, 63 p.1453-1462
- [88] Z.Q. Qian  
On the evaluation of wedge corner stress intensity factors of bi-material joints with surface tractions. *Computers and Structures* 2001, 79 p.53-64
- [89] T. Ikeda et al  
Stress intensity factor analyses of interface cracks between dissimilar anisotropic materials using the finite element method. *Engineering Fracture Mechanics* 2006, 73 p.2067-2079
- [90] B. R. Trethewey, J. W. Gillespie  
Plate theory model for thickness tapered composite laminates. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 2001, 20 p.105-128
- [91] M.L. Williams  
The stress[around a fault or crack in dissimilar media. *Bull Seismol Soc Amer* 1959, 49 p.199-204
- [92] F. Mortensen, O. T. Thomsen  
A simple approach for the analysis of embedded ply drops in composite and sandwich laminates. *Composites Science and Technology* 1999, 59 p.1213-1226
- [93] F. Mortensen  
Development of tools for engineering analysis and design of high-performance FRP-composite structural elements. *These de doctorat de l'université de Aalborg* 1998.
- [94] R. Talreja  
Damage characterization. Dans *Fatigue of composite materials*, édité par K. L. Reifsnider 1990, p.79-103

- 
- [95] W. Becker  
Beiträge zur analytischen Behandlung ebener Lamine. Fortschrittsbericht VDI Reihe 18 Nr.121 Düsseldorf 1993
- [96] M.A. Stifinger  
Semi-analytical finite element formulations for layered composite shells with consideration of edge effects. Fortschrittsbericht VDI Reihe 18 Nr.203 Düsseldorf 1996
- [97] V.T. Nguyen  
Modélisation globale et locale des structures multicouches par éléments finis de plaque. Thèse de doctorat de l'école nationale des ponts et chaussées 2004
- [98] G. Laschet, E. Marechal  
Description d'éléments multicouches évaluant les tractions de surface interlaminaires. Rapport L.T.A.S. SF 109, Université de Liège 1982.
- [99] G. Gohorianu  
Interaction entre les défauts d'usinage et la tenue en matage d'assemblages boulonnés en carbone/époxy. Thèse de doctorat de l'Université de Toulouse 2008
- [100] W. Beitz, K.H. Küttner  
Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau. 17ème édition
- [101] F. Lecuyer  
Etude des effets de bord dans les structures minces multicouches. Thèse de doctorat de l'Université Paris 6 1991
- [102] Y. Duplessis Kergomard  
Etude expérimentale et numérique de la fissuration intralaminare et de l'initiation du délaminage de bord libre dans les structures stratifiées pseudo-tissées. Thèse de doctorat Ecole des Mines Paris 2007

# Annexes

## Configurations possibles

Configurations fabriquées et testées expérimentalement encadrées en rouge

v1 : 20 à 12 plis FO/FO

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	
19	45	45	45	45	45	45	45	45	
18	0								x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	
16	-45	-45	-45	-45	-45				x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	
14	45	45	45						x
13	0	0	0	0	0	0	0		x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
11	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	0	0	0	0	0	0	0	0	
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
8	0	0	0	0	0	0	0	0	x
7	45	45	45	45					x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	
5	-45	-45	-45	-45	-45	-45			x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	
3	0	0							x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	

v2 : 20 à 12 plis FO/FO

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	
19	45	45	45	45	45	45	45	45	
18	0	0							x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	
16	-45	-45	-45	-45	-45	-45			x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	
14	45	45	45	45					x
13	0	0	0	0	0	0	0	0	x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
11	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	0	0	0	0	0	0	0	0	
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
8	0	0	0	0	0	0	0	0	x
7	45	45	45						x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	
5	-45	-45	-45	-45	-45				x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	
3	0								x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	

v3 : 20 à 12 plis FO/FO

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	
19	45	45	45	45	45	45	45	45	
18	0	0	0	0	0	0	0	0	x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	
16	-45	-45	-45						x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	
14	45	45	45	45	45				x
13	0								x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
11	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	0	0	0	0	0	0	0	0	
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
8	0	0							x
7	45	45	45	45	45	45			x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	
5	-45	-45	-45	-45					x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	
3	0	0	0	0	0	0	0	0	x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	

v4 : 20 à 12 plis FO/FO

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45
18	0	0	0	0	0	0	0	0	x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	
16	-45	-45	-45	-45					x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	
14	45	45	45	45	45	45			x
13	0	0							x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
11	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	0	0	0	0	0	0	0	0	
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
8	0								x
7	45	45	45	45	45				x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	
5	-45	-45	-45						x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	
3	0	0	0	0	0	0	0	0	x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	

**v5 : 20 à 12 plis FO/FO**

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	90
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45
18	0	0							x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
16	-45	-45	-45	-45	-45	-45			x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0
14	45	45	45	45	45	45	45	45	x
13	0	0	0	0					x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
8	0	0	0						x
7	45	45	45	45	45	45	45		x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	-45	-45	-45	-45	-45				x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0								x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90

**v6 : 20 à 12 plis FO/FO**

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	90
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45
18	0								x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
16	-45	-45	-45	-45	-45				x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0
14	45	45	45	45	45	45	45		x
13	0	0	0						x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
8	0	0	0	0					x
7	45	45	45	45	45	45	45	45	x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	-45	-45	-45	-45	-45	-45			x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0							x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90

**v7 : 20 à 12 plis FO/FO**

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	90
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45
18	0	0	0	0	0	0	0	0	x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
16	-45	-45	-45	-45					x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0
14	45	45							x
13	0	0	0	0	0	0			x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
8	0	0	0	0	0				x
7	45								x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	-45	-45	-45						x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0		x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90

**v8 : 20 à 12 plis FO/FO**

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	90
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45
18	0	0	0	0	0	0			x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
16	-45	-45							x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0
14	45	45	45	45					x
13	0	0	0	0	0	0	0	0	x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
8	0	0	0	0	0	0	0		x
7	45	45	45						x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	-45								x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0	0	0			x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90

**v9 : 20 à 12 plis FO/FO**

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	90
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45
18	0	0	0						x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
16	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45		x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0
14	45	45	45	45	45				x
13	0								x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
8	0	0							x
7	45	45	45	45	45	45			x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0	0					x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90

**v10 : 20 à 12 plis FO/FO**

No.	8	7	6	5	4	3	2	1	
20	90	90	90	90	90	90	90	90	90
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45
18	0	0	0	0					x
17	0	0	0	0	0	0	0	0	0
16	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	x
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0
14	45	45	45	45	45	45			x
13	0	0							x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45
8	0								x
7	45	45	45	45	45				x
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45		x
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0
3	0	0	0						x
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90





Qlv11 : 24 à 12 plis QI/FO

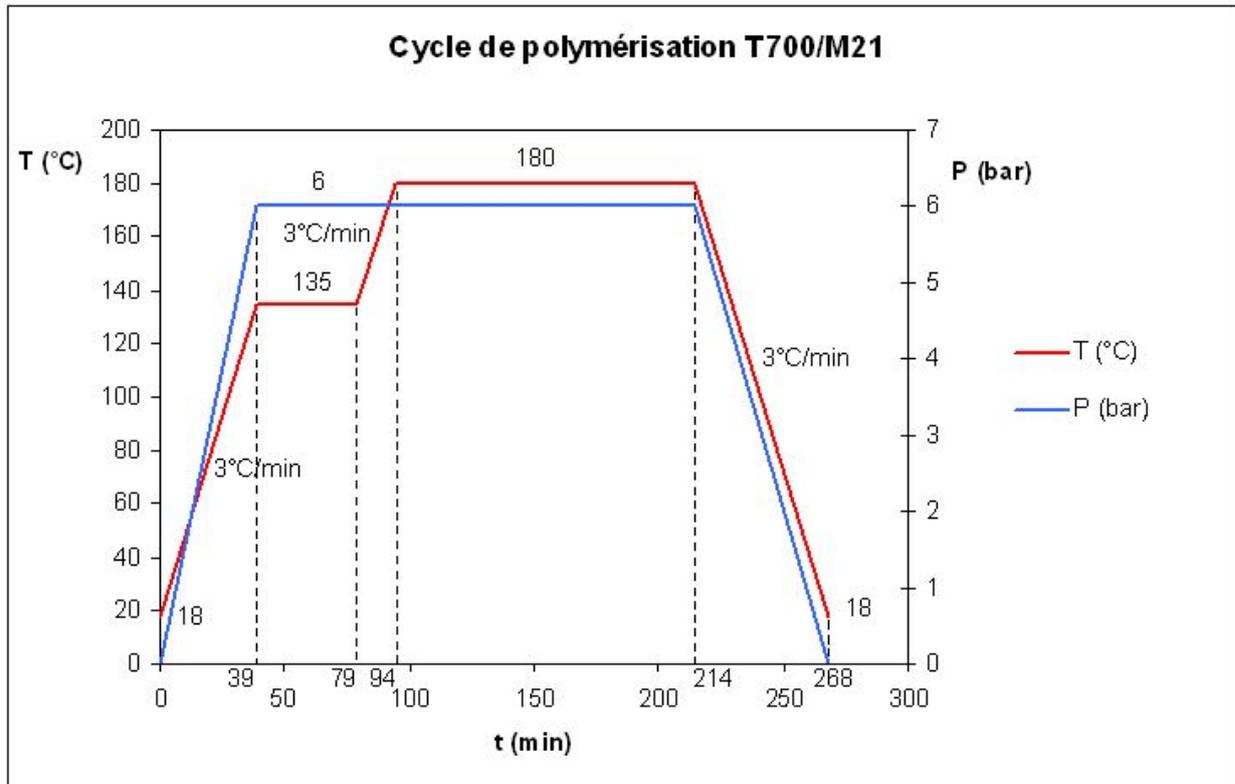
No.	12	11	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1	
24	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	
23	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
22	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
21	-45	-45	-45	-45	-45	-45							x
20	90	90											x
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45			x
18	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
17	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
16	90	90	90	90	90	90	90	90					x
15	45	45	45	45									x
14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
13	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45		x
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	45	45	45										x
9	90	90	90	90	90	90	90						x
8	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
7	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
6	45	45	45	45	45	45	45	45	45				x
5	90												x
4	-45	-45	-45	-45	-45								x
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	

Qlv12 : 24 à 12 plis QI/FO

No.	12	11	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1	
24	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	
23	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
22	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
21	-45	-45	-45	-45	-45								x
20	90												x
19	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45			x
18	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
17	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
16	90	90	90	90	90	90	90	90					x
15	45	45	45										x
14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
13	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	x
12	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	x
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
10	45	45	45	45									x
9	90	90	90	90	90	90	90	90					x
8	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	-45	
7	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
6	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	x
5	90	90											x
4	-45	-45	-45	-45	-45	-45							x
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
2	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	45	
1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	

Figure 143 : Configurations QI – FO v7 à v12 avec 24 à 12 plis

## Cycle de polymérisation



## Récapitulatif des essais

	Compression statique	Traction statique	Amorçage de délaminage	Rupture finale à 50%
Paramètre étudié	Variation (%)	Variation (%)	Facteur d'écart	Facteur d'écart
<b>Grammage</b>				
265 gr/m <sup>2</sup>	452 MPa	819 MPa	-	31600 cycles
132 gr/m <sup>2</sup>	-7	26	-	1
<b>Etat du matériau</b>				
sain lot 1	452 MPa	-	-	31600 cycles
périmé lot 1	-5	839 MPa (Qlv1)	-	-2
sain lot 2	-14	-	-	-2,6
porosités lot 2	-22	-8	-	-9
<b>Position des reprises 1 et 2 dans l'épaisseur</b>				
proche de l'axe de symétrie (v2)	452 MPa	819 MPa	9333 cycles	31600 cycles
plus loin de l'axe de symétrie (v13)	-2	6	1,7	2
très loin de l'axe de symétrie (v4)	5	13	2,4	7
<b>Positionner la reprise 1 en bas de l'axe de symétrie</b>				
reprise 1 proche de l'axe de symétrie (v3)	12	15	3,3	3,5
reprise 1 loin de l'axe de symétrie (v12)	13	17	2,2	6
<b>Orientation des plis arrêtés</b>				
reprises 1 et 2 à 45° (v5)	-5	-	>6,7	11
<b>Stratifié de base quasi-isotrope (reprises 1 et 2 à 45°)</b>				
reprises 1 et 2 proches de l'axe de symétrie (Qlv9)	3	7	>40	∞
reprises 1 et 2 loin de l'axe de symétrie (Qlv1)	-3	2	>6,7	21

Référence : v2 en 265 gr/m<sup>2</sup> matériau sain lot 1

---

## Méthodes de calcul des contraintes interlaminaires

Le délaminage aux bords libres des stratifiés composites est un des modes d'endommagement les plus importants. Une grande variété de publications peut être trouvée dans la littérature qui traite le phénomène avec des approches analytiques ou numériques. D'après Becker [95] et Stiftinger [96] la problématique est que les théories classiques des laminés stratifiés donnent des résultats satisfaisants pour un laminé, mais elles ne sont plus valides aux bords libres,

Becker [33] propose de rajouter un terme cosinus et un terme indépendant de  $z$  pour le déplacement  $v$  en direction  $y$ . Un terme sinus a été rajouté pour le déplacement  $w$  dans la direction  $z$  :

$$u = \varepsilon_x^0 x$$

$$v = -\nu_{xy} \varepsilon_x^0 y + r(y) + s(y) \cos \mu z$$

$$w = -\nu_{xz} \varepsilon_x^0 z + t(y) \sin \mu z$$

Les fonctions  $r(y)$ ,  $s(y)$  et  $t(y)$  déterminent l'évolution du déplacement du bord libre vers le milieu. Elles ont été déterminées à partir des équations d'équilibre qui ont été intégrées sur toute la hauteur du stratifié. Cette intégration mène à un système d'équations différentielles couplées pour déterminer  $r(y)$ ,  $s(y)$  et  $t(y)$ . En résolvant ce problème aux valeurs propres on obtient le champ de déplacement  $u(x)$ ,  $v(y, z)$  et  $w(y, z)$  et avec la loi de Hooke les contraintes.

Wang [34] utilise une résolution semi-analytique par la méthode des variables d'état, ici les déplacements et contraintes dans l'épaisseur de la plaque. La forme des champs transverses de contrainte qui satisfaisant les équations différentielles prennent la forme d'exponentielle décroissante.

Ye [35] a récemment proposé une méthode aux éléments finis plans sur la résolution par variables d'état. Un élément fini traditionnel (2D) est utilisé pour approcher le comportement dans le plan du stratifié. Les variables d'état utilisés pour décrire les équations d'état sont les déplacements et les contraintes dans l'épaisseur du stratifié. Il propose une comparaison de son modèle sur un cas simple avec les méthodes développées par Becker [33] et Wang [34].

Les évolutions des contraintes interlaminaires dans la largeur d'une plaque [0/90/90/0] à l'interface 0/90° (Figure 80) ont été calculées avec ces trois approches. Le rapport entre la largeur et la hauteur du modèle est  $y/z = 3$ . Les valeurs caractéristiques du matériau sont données Tableau 65.

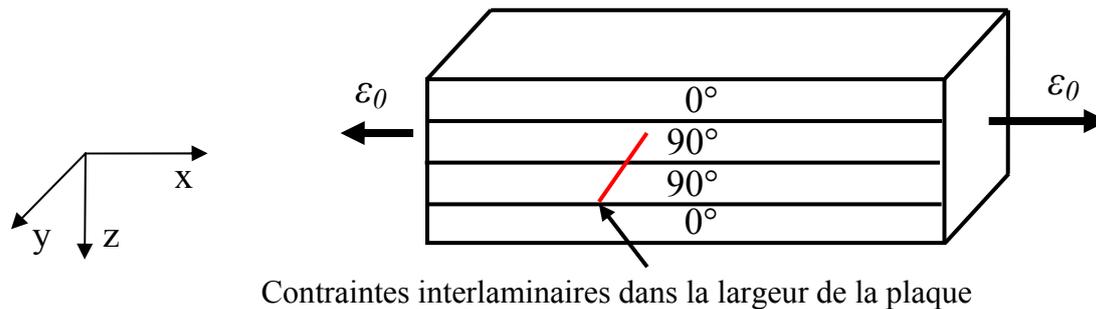


Figure 144 : Plaque [0/90/90/0] pour comparer les contraintes interlaminaires au bord libre calculées avec les approches analytiques de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]

Tableau 65 : Valeurs caractéristiques des modèles de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]

$E_{11} = 138360$ MPa	$G_{12} = 5900$ MPa	$\nu_{12} = 0,21$
$E_{22} = 14520$ MPa	$G_{23} = 6000$ MPa	$\nu_{23} = 0,21$
$E_{33} = 14520$ MPa	$G_{13} = 5900$ MPa	$\nu_{13} = 0,21$

Les Figure 145 et Figure 146 montrent la distribution de la contrainte interlaminaire dans la largeur avec  $y = 0$  au bord et  $y = 1,5$  milieu du modèle. Il est à observer que les courbes de la contrainte  $\sigma_{zz}$  sont presque identiques pour les trois modèles, elles atteignent leurs valeurs maximales au bord ( $y = 0$ ). Par contre les courbes de la contrainte de cisaillement  $\sigma_{yz}$  des trois modèles sont seulement identiques pour une distance de  $y/z > 0,25$ . Quand on s'approche du bord libre, les trois modèles sont assez différents. La zone d'influence de l'effet de bord est à peu près égale à 3 fois l'épaisseur d'un pli.

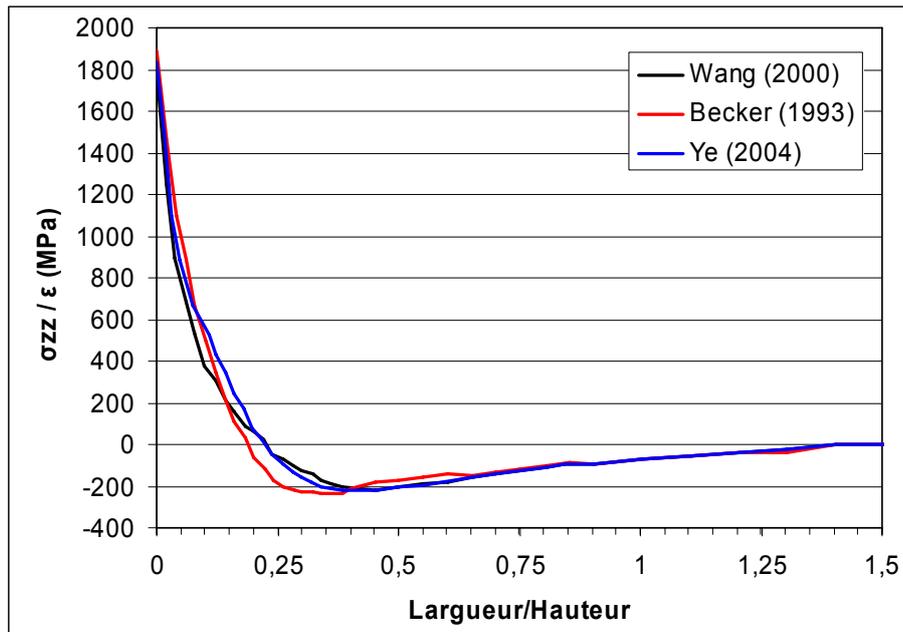


Figure 145 : Contrainte interlaminaire d'ouverture  $\sigma_{zz}$  à l'interface 0/90° du milieu au bord libre des modèles de référence de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]

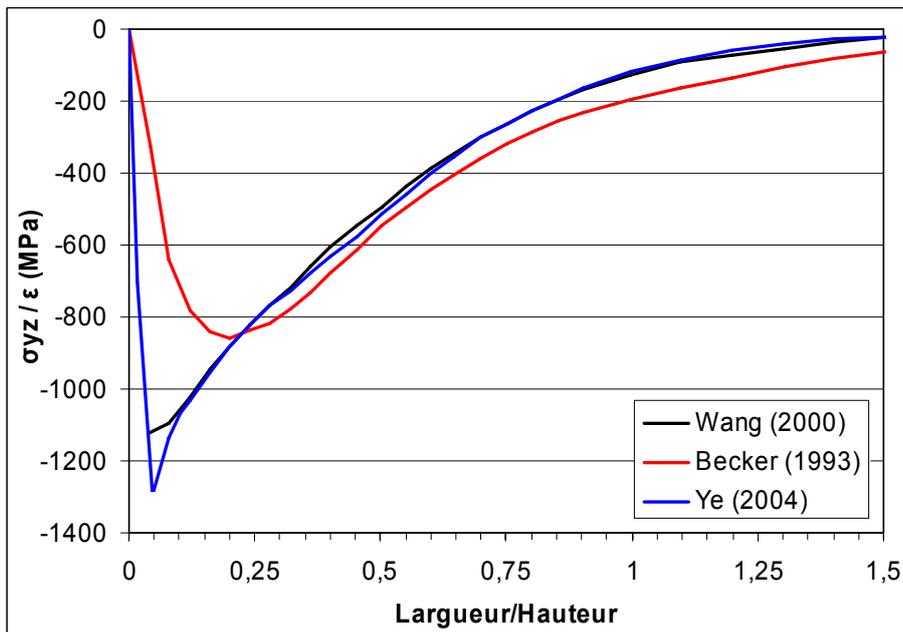


Figure 146 : Contrainte interlaminaire de cisaillement  $\sigma_{yz}$  à l'interface 0/90° du milieu au bord libre des modèles de référence de Becker [33], Wang [34] et Ye [35]

---

## Logiciel semi-analytique CLEOPS

Le logiciel CLEOPS a été développé à partir de la méthodologie présentée par Lecuyer [101]. C'est un post-processeur pour calculer l'état de contrainte interlaminaires avec prise en compte de l'effet de bord pour des plaques ou coque multicouches minces. Le calcul se place dans le cadre de l'élasticité linéaire. Le tenseur complet des contraintes près du bord libre est déterminé à partir d'un développement asymptotique raccordé.

La géométrie est générée avec une discrétisation éléments finis unidirectionnelle dans l'épaisseur de chaque pli de la plaque et un nombre de points dans la largeur sur lesquels les contraintes doivent être calculées.

Les paramètres principaux qui peuvent être introduits via une interface graphique sont :

- Le nombre de pli
- L'orientation des plis
- Les valeurs caractéristiques du matériau par pli (modules de Young, coefficients de Poisson et les coefficients de dilatation thermiques)
- Le nombre d'éléments par pli pour la discrétisation de la géométrie
- Le nombre de points dans la largeur sur lesquels les contraintes seront calculées
- La géométrie du bord (bord courbé de la plaque trouée ou bord rectiligne)
- Le chargement sur le bord (force de compression/traction ou moment de flexion)

Une fois les paramètres d'entrée fixés, la résolution numérique est lancée. Elle se devise en plusieurs étapes :

- Discrétisation par éléments finis unidirectionnels dans l'épaisseur de la plaque
- Résolution spectrale
- Calcul des constantes intervenants dans la représentation de la solution sur la base des vecteurs propres
- Recomposition de la solution

Les contraintes interlaminaires peuvent finalement être visualisées par un traceur de courbes en multi-vue. La connaissance de l'évolution des contraintes interlaminaires au bord libre permet d'évaluer la criticité en termes de délaminage. Ce logiciel peut alors être utilisé comme outil de bureau d'étude pour le dimensionnement de pièces composites.

## Comportement en fatigue des zones de reprises de plis

Différentes configurations d'éprouvettes de zones de reprises de plis proches des applications industrielles en matériau carbone-époxy préimprégné unidirectionnel ont été étudiées sous chargement statique et de fatigue ( $R = -1$ ). Après évaluation de l'influence de différents paramètres par un modèle éléments finis 2D, des configurations ont été définies et ont permis d'évaluer les paramètres suivants : positions des reprises de plis dans le stratifié, orientation des reprises de plis, et stratifié de base. Différents états de matériau ainsi que deux grammages du matériau préimprégné ont été testés.

L'influence des paramètres sur les modes et lieux d'endommagement et sur la contrainte à rupture sous chargement statique de compression et traction a été identifiée. Sous chargement de fatigue les modes et lieux des endommagements et l'influence des différents paramètres sur la durée de vie en fatigue et les courbes  $S/N$  ont été étudiés. La fréquence et la distribution des délaminages qui s'amorcent sur les côtés des éprouvettes ainsi que leur propagation dans l'éprouvette ont été observées et un scénario d'endommagement proposé.

Un modèle éléments finis global-local en 3D a été mis en place afin de prendre en compte les effets de bord sur les contraintes interlaminaires autour des reprises de plis. Un critère d'amorçage de délaminage au bord des éprouvettes a été proposé en corrélation avec les lieux de délaminage observés en essais.

**Mots clés** : Composite – Reprise de plis – Fatigue – Délaminage – Stratifié – Critère de délaminage – Amorçage – Effet de bord

## Fatigue behaviour of tapered composite laminates

Different configurations of specimen with ply-drops close to industrial applications made of preimpregnated unidirectional carbon-epoxy material have been tested under static and fatigue loading ( $R = -1$ ). The influence of different ply-drop parameters has been studied with a 2D finite element model. The defined configurations permit studying the following parameters: ply-drop position in the plate, orientation of dropped plies, base-laminate. Furthermore different material qualities and two grammages of pre-impregnated material have been tested.

The influence of the different parameters on damage modes and spots and failure stress under static tension and compression load has been identified. Under fatigue loading the damage modes and spots and the influence of ply-drop parameters on the fatigue lifetime and the  $S/N$  curves have been studied. The frequency and distribution of delaminations on the two specimen sides as well as its propagation in the specimen have been observed and a damage scenario has been proposed.

A global-local finite 3D element model has been implemented in order to study the interlaminar stresses around the ply-drops. Based on these stresses a criterion for delamination initiation on the specimen edges has been proposed that permits to retrieve the delamination spots observed in the tests.

**Keywords** : Composite – Tapered laminate – Fatigue – Drop-off ply – laminate – Delamination criterion – initiation – Edge effect