

Université
de Toulouse

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

Présentée et soutenue par **Javier TORAL VÁZQUEZ**
le 20 janvier 2009

Identification et modélisation du comportement
des structures composites assemblées par cloutage

JURY

M. Jean-Michel Quenisset, président du jury
M. Jean-Jacques Barrau, directeur de thèse
M. Denis Cartié
M. Bruno Castanié, co-directeur de thèse
M. Alain Daidié
M. Sébastien Didierjean
M. Laurent Gornet, rapporteur
M. Abdellatif Imad, 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. Bruno Castanié**

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé au sein du Département Mécanique des Structures et Matériaux de l'ISAE dans le cadre du projet ALCAS, en collaboration avec EADS Innovation Works et Dassault Aviation.

Tout d'abord, je voudrais remercier Monsieur Jean-Jacques BARRAU, Professeur à l'Université Paul Sabatier et directeur de cette thèse. Merci de ses conseils très précieux, des idées et des orientations du travail qui ont permis de mener à bien ce projet de recherche.

Je remercie vivement Monsieur Bruno CASTANIÉ, Maître de Conférence à l'Université Paul Sabatier et co-directeur de cette thèse. Merci Bruno pour ton suivi et ton aide tout au long de cette thèse, mais aussi pour toutes les conversations sur la recherche, l'industrie aéronautique, l'enduro, les voitures ou l'Aveyron.

Je tiens à remercier chaleureusement Sébastien DIDIERJEAN, Ingénieur chez EADS Innovation Works, pour sa disponibilité, son support et son encouragement.

J'adresse mes remerciements à Monsieur Jean-Michel QUENISSET pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury de thèse ainsi qu'à Monsieur Abdelatif IMAD et Monsieur Laurent GORNET pour avoir accepté d'être rapporteurs. J'exprime également ma gratitude à Monsieur Didier CARTIÉ et Monsieur Alain DAIDIÉ pour l'intérêt manifesté envers ce travail.

Je remercie Patrice LEFEBURE, Ingénieur chez EADS Innovation Works et Arnaud ALIX et Solange AMOREUX, Ingénieurs chez Dassault Aviation, pour la fabrication des éprouvettes.

Je voudrais remercier Monsieur Serge CRÉZÉ, chef du Laboratoire Mécanique de l'ISAE, pour son accueil et les moyens d'essai qu'il a mis à ma disposition.

Je remercie également tous mes collègues du laboratoire qui ont contribué de manière plus ou moins directe au succès de ces travaux :

Merci Christophe pour ton aide précieuse sur Samcef et la plasticité

Merci Sam pour répondre à toutes mes questions

Merci Jeff pour ta franchise

Merci Guilhem de ne pas me laisser seul le soir au labo

Merci Matthieu pour le jogging le long du canal

Merci Marc pour ton aide et les conversations pendant les heures d'essais interminables
Merci Marco pour poncer mes éprouvettes
Merci Polo pour ton travail acharné et infatigable
Merci Thierry pour fabriquer mes jolis montages d'essai
Merci Mimi pour ton éternelle bonne humeur
Merci Xavier pour accepter tous ces bricolages avec des petits clous
Merci Joël pour ta disponibilité
Merci Julien pour supporter la « pression hiérarchique »
Merci mes collègues thésards : Elias, Damien, Issam, Pierre et Amir, pour me montrer que je n'étais pas le seul à galérer
Merci les anciens, Elie et Sandrine, pour nous montrer le chemin...
Merci mes élèves de PIR pour m'appeler « chef »
Merci Cristina pour m'avoir supporté le soir lorsque mes blagues devenaient « critiques »
Merci Roberto, Paula, Thibault, Leo, Hanno, Pablo, Laurent et Bernard, sources de bonne ambiance
Merci les footeux pour me faire croire que je savais jouer au foot...

Un merci très spécial également aux gens qui ont partagé avec moi de bons moments pendant ces trois ans à Toulouse, sans être exhaustif :

Merci Alex, Josep et Mariana pour les soirées, les voyages et les sessions grimpe.
Merci Renaud pour être toujours là.
Merci Flo et Carlos, les meilleurs colocs.
Merci Santi, Paula et Eric pour être toujours dispo pour prendre un verre.
Merci Jérôme, Jer's et Thom's pour faire partie avec moi des « vieux cons ».
Merci Xavi, Edu, Fabzi, Thomas, Jérôme et Nico pour les sorties montagne.
Merci Gui pour ta motivation infatigable et pour partager avec moi le style alpin « léger ».
Merci Gabi pour ta patience, ton sourire et ta douceur.

En dernier lieu, je remercie très fortement mes parents et ma sœur Belén, pour leur soutien durant ces années d'études.

TABLE DES MATIERES

I	INTRODUCTION GENERALE	5
II	ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	11
II.1	INTRODUCTION	11
II.2	TECHNIQUES DE RENFORT OU D'ASSEMBLAGE DANS LE SENS TRANSVERSE	12
II.2.1	<i>Tissage 3D</i>	12
II.2.2	<i>Piquage (stitching)</i>	15
II.2.3	<i>Cloutage</i>	18
II.2.4	<i>Comparaison du piquage et du cloutage avec des techniques d'assemblage classiques</i>	22
II.3	LIAISON CLOUS-STRATIFIE	23
II.3.1	<i>Description</i>	23
II.3.2	<i>Charges et sollicitations de la structure renforcée</i>	26
II.4	APPORTS STRUCTURAUX.....	34
II.4.1	<i>Propriétés mécaniques globales : module d'élasticité, contraintes à rupture et influence de la fatigue</i>	34
II.4.2	<i>Amélioration de la tenue au délaminage</i>	44
II.4.3	<i>Assemblages par recouvrement</i>	48
II.4.4	<i>Assemblages en T</i>	55
II.4.5	<i>Résistance et tolérance au dommage</i>	58
II.5	MODELISATIONS	61
II.5.1	<i>Introduction</i>	61
II.5.2	<i>Etudes locales</i>	61
II.5.3	<i>Délaminage de structures renforcées par cloutage ou piquage</i>	69
II.6	CONCLUSION DE L'ETUDE	81
III	ANALYSE EXPERIMENTALE ET THEORIQUE DE LA LIAISON CLOU/STRUCTURE.....	83
III.1	INTRODUCTION	83
III.2	CARACTERISATION DU CLOU.....	84
III.2.1	<i>Morphologie</i>	84
III.2.2	<i>Essais de traction</i>	84
III.2.3	<i>Essais de cisaillement</i>	90
III.3	CARACTERISATION DE LA RESINE EPOXY 977-20	96
III.3.1	<i>Présentation de la résine 977-20</i>	96
III.3.2	<i>Essais de traction</i>	97
III.3.3	<i>Essais de torsion</i>	99
III.4	COMPORTEMENT A L'ARRACHEMENT DU CLOU NOYE DANS LA RESINE.....	102
III.4.1	<i>Présentation de la problématique</i>	102
III.4.2	<i>Etude expérimentale</i>	102
III.4.3	<i>Modélisation de la liaison clou/résine</i>	113
III.5	COMPORTEMENT A L'ARRACHEMENT DU CLOU DANS LE STRATIFIE	122
III.5.1	<i>Introduction</i>	122
III.5.2	<i>Description des éprouvettes</i>	122
III.5.3	<i>Procédure expérimentale</i>	125
III.5.4	<i>Résultats</i>	127
III.5.5	<i>Comparaison avec le clou noyé dans la résine</i>	132
III.6	CLOUS CROISES.....	134
III.6.1	<i>Procédure expérimentale</i>	134
III.6.2	<i>Résultats</i>	136
III.7	ÉTUDE EXPLORATOIRE : DU CLOUTAGE AU VISSAGE	139
III.7.1	<i>Introduction</i>	139
III.7.2	<i>Description des éprouvettes</i>	139

III.7.3	Essai d'arrachement de vis	143
III.7.4	Résultats	144
III.8	CONCLUSIONS	149
IV	ETUDE EXPERIMENTALE DES ASSEMBLAGES CLOUTES	151
IV.1	INTRODUCTION	151
IV.2	PRESENTATION DES EPROUVETTES	152
IV.2.1	Contexte	152
IV.2.2	Fabrication des éprouvettes	153
IV.2.3	Configurations	154
IV.3	ESSAIS D'ARRACHEMENT (PULL-OUT)	163
IV.3.1	Description de l'essai	163
IV.3.2	Résultats	166
IV.4	ESSAIS DE CISAILLEMENT	180
IV.4.1	Description de l'essai	180
IV.4.2	Résultats	182
IV.5	ESSAIS DE FLEXION	194
IV.5.1	Description de l'essai	194
IV.5.2	Résultats	195
IV.6	CONCLUSIONS	207
V	MODELISATION DES JONCTIONS CLOUTEES	209
V.1	INTRODUCTION	209
V.2	CONTRAINTES D'ORIGINE THERMIQUE SUR LES ASSEMBLAGES CLOUTES	210
V.2.1	Rappel de la problématique	210
V.2.2	Modèle	210
V.2.3	Critère	214
V.2.4	Résultats	215
V.3	ASSEMBLAGE EN « L » NON CLOUTE	218
V.3.1	Présentation du modèle	218
V.3.2	Résultats	221
V.4	MODELISATION DES ASSEMBLAGES CLOUTES	225
V.4.1	Comportement du clou et sa modélisation	225
V.4.2	Arrachement et dépliage	227
V.4.3	Cisaillement	235
V.4.4	Clous croisés	241
V.5	CONCLUSIONS	245
VI	CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	247
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	251
	ANNEXE A: MODELE ANALYTIQUE D'ARRACHEMENT DU CLOU DANS DE LA RESINE	257
	ANNEXE B	265
	MONTAGE ESSAI DE CISAILLEMENT SUR EPROUVETTES EN T OU EN L	265
	MONTAGE ESSAI DE DEPLIAGE SUR EPROUVETTES EN T OU EN L	267

I INTRODUCTION GENERALE

L'utilisation de matériaux composites dans la fabrication de structures a connu un fort développement pendant les derniers quarante ans, notamment dans le domaine des transports et des loisirs. Ce développement s'explique, entre autre, par leurs propriétés mécaniques de haute résistance et forte raideur spécifique. Toutefois, la fabrication et la conception de structures en matériaux composites présentent l'inconvénient d'être relativement coûteuses par rapport à d'autres matériaux structuraux plus classiques comme l'acier, l'aluminium ou le titane. Les hautes performances mécaniques liées à un coût de développement élevé expliquent pourquoi leur utilisation s'est répandue principalement dans les domaines où le gain de poids de la structure est un facteur primordial. Ainsi, c'est probablement dans le domaine des structures aéronautiques où l'utilisation des composites a connu sa plus forte expansion. Dans ce secteur, les matériaux composites sont utilisés principalement sous forme de stratifiés à base de fibres longues en carbone, verre ou kevlar avec une matrice organique type époxy.

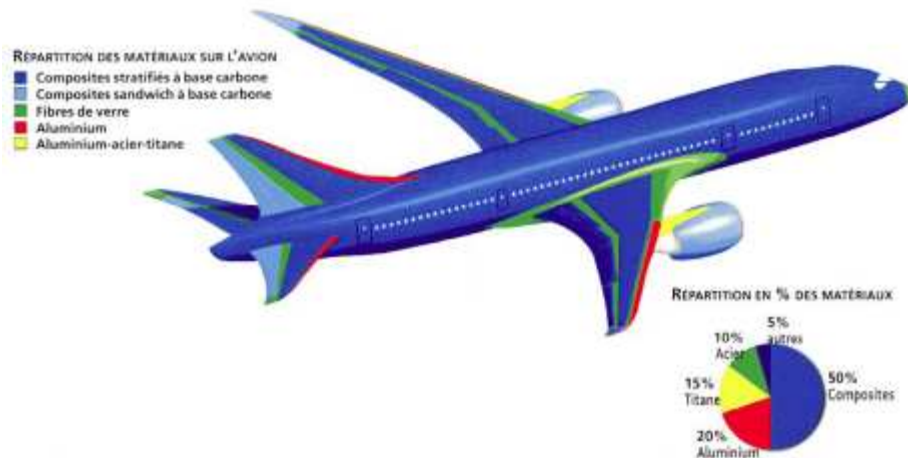


Figure I-1 : Types de matériaux utilisés sur la structure d'un avion civil de dernière génération [DUBOIS 2005]

Dans le domaine aéronautique, les matériaux composites ont remplacé les matériaux métalliques d'abord sur des structures secondaires comme les ailerons ou les trappes de train d'atterrissage, puis progressivement sur des éléments plus importants comme la dérive ou le stabilisateur horizontal. Dans les dernières années, des pièces structurales majeures comme le

caisson central de voilure de l'Airbus A380 ou la quasi-totalité de la structure du Boeing B787 sont fabriquées en carbone/époxy.

Au cours de ce développement, la conception des structures en matériaux composites a fortement hérité de la conception des structures métalliques. Ainsi, au niveau des jonctions, on retrouve très fréquemment des pièces en composites assemblées par boulonnage, spécialement lorsqu'il s'agit d'assemblages fortement chargés. Des techniques de jonction plus spécifiques des composites comme la co-cuisson ou le collage sont de plus en plus utilisées mais principalement sur des jonctions moins sollicitées. Afin d'optimiser les structures en composites, il semble intéressant d'étudier et de développer des nouvelles techniques d'assemblage qui profitent des caractéristiques spécifiques de fabrication et des possibilités de conception.

Dans ce contexte général de développement des matériaux composites appliqués à l'aéronautique, le projet européen ALCAS (Advanced Low-Cost Aircraft Structure) est divisé en deux volets : avion de transport de passagers et avion d'affaires. Il est envisagé la fabrication d'un caisson de voilure et d'un démonstrateur de fuselage utilisant des technologies innovantes permettant de diminuer les coûts de fabrication. L'une des actions proposées pour atteindre ce but est l'utilisation de techniques capables d'offrir une plus forte intégration lors de la fabrication des structures. Ces techniques doivent évidemment répondre aussi aux contraintes de tenue structurale au niveau des composants assemblés. Deux techniques qui peuvent remplir ce cahier de charges sont le piquage (« stitching ») et le cloutage (« Z-pinning »).



Figure I-2 : Stratifié renforcé par cloutage (Z-fiber®)

Le piquage et le cloutage sont apparus comme des solutions possibles à l'un des grands problèmes des stratifiés composites : le délaminage. Ces techniques augmentent la tenue au délaminage en introduisant des fibres dans le sens travers et peuvent être appliquées à l'assemblage des pièces en composite. Elles présentent a priori des avantages du fait d'une meilleure répartition de la charge, et elles autorisent la fabrication de grands sous-ensembles de manière automatisée. Malgré ce fort potentiel, peu d'applications existent. On peut citer à

titre exceptionnel l'assemblage des raidisseurs de la voilure du chasseur F/A-18E, ou des applications sur des voitures de compétition en Formule 1.



Figure I-3 : Insertion de clous lors de la fabrication des panneaux voilure du F/A-18E

EADS Innovation Works a développé une technique de cloutage spécialement conçue pour la fabrication d'assemblages type panneau/raidisseurs, très utilisés sur les structures aéronautiques. Cette technologie présente des différences par rapport à d'autres techniques d'assemblage par cloutage trouvées dans la littérature, notamment l'utilisation de clous plus longs (jusqu'à 40mm) et la possibilité de fabriquer des jonctions sans retour à la peau. Il s'agit d'une technologie très récente qui semble prometteuse et sur laquelle peu d'études ont été réalisées.

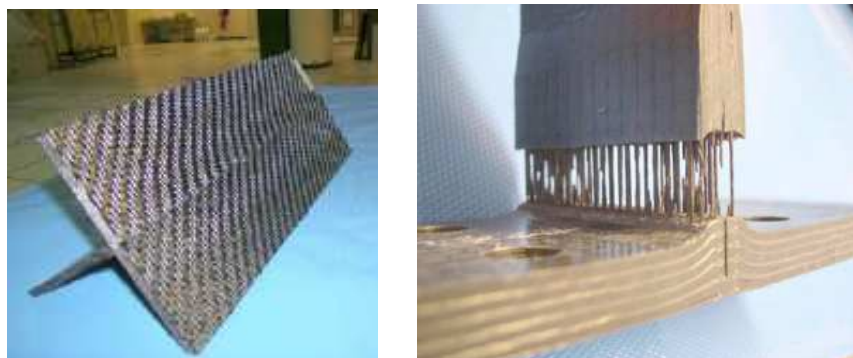


Figure I-4 : Assemblage en T par cloutage fabriqué par EADS IW

Dans le cadre du projet européen ALCAS (Advanced Low-Cost Aircraft Structures), et en collaboration avec EADS Innovation Works et Dassault Aviation, on présente ici une recherche sur le comportement des assemblages par cloutage de pièces en composites. L'objectif principal de cette étude est l'analyse expérimentale du comportement de ce type

d'assemblage sous des sollicitations statiques afin de pouvoir proposer des modélisations capables de représenter et prédire ce comportement.

Compte tenu des méconnaissances autour du sujet, on propose une approche multi-niveaux qui va permettre d'apporter une compréhension autant sur les phénomènes élémentaires de la structure que sur le comportement plus global de la jonction à travers des campagnes expérimentales et des modélisations associées.

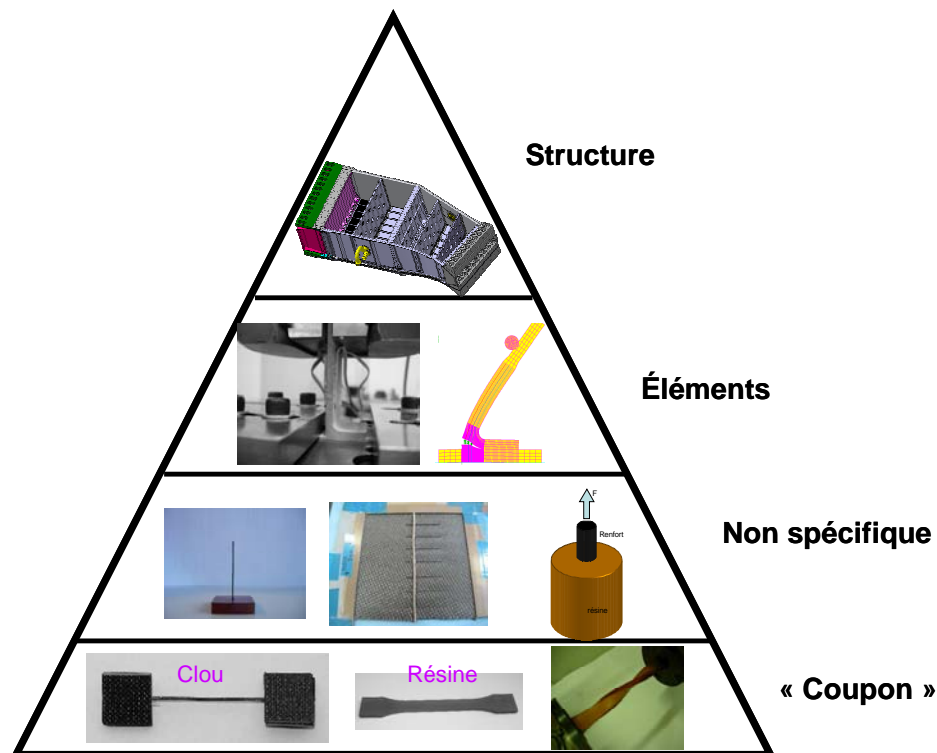


Figure I-5 : Approche multi-niveaux

Le plan de thèse s'organise ainsi autour de cette approche :

- La première partie est consacrée à l'étude bibliographique. On présente d'abord une vue globale du domaine des composites 3D pour se focaliser ensuite sur le cloutage et le piquage. L'influence des paramètres de cloutage sur les propriétés mécaniques globales de la structure est décrite, montrant la perte des propriétés dans le plan et l'augmentation de la tenue hors plan et on abordera aussi les applications sur des assemblages. Puis, les modélisations autour des problématiques du cloutage sont présentées. Les modélisations sur le comportement élémentaire du renfort et les simulations des structures cloutées sont décrites et discutées. Malgré des différences importantes entre les études trouvées dans la littérature et le type d'assemblage étudié dans cette thèse, la conclusion de ce chapitre montre l'originalité du travail et donne les principales orientations.

- La deuxième partie s'intéresse au comportement du clou au « coupon » et « non-spécifique » Figure I-5. Le clou est caractérisé en traction et en cisaillement sur des montages dédiés. La résine utilisée pour la fabrication des éprouvettes est elle aussi caractérisée en traction et cisaillement. Ensuite, le comportement en arrachement du clou seul noyé dans la résine et implanté dans le stratifié est étudié. L'évolution de la tenue en fonction de la distance de collage est analysée ainsi que les fortes similitudes entre le comportement des deux configurations. Des études exploratoires sur la tenue de vis en titane insérées dans le stratifié et des assemblages élémentaires avec clous croisés sont réalisées. La première montre la solidité de la liaison vis/stratifié, et la deuxième permettra de valider la modélisation du comportement du clou sur cette configuration.
- Le troisième chapitre porte sur l'analyse expérimentale du comportement des assemblages cloutés. Des éprouvettes représentatives d'assemblages peau/raidisseurs cloutés et non cloutés sont testées en arrachement, cisaillement et dépliage afin d'identifier leur comportement. Des comparaisons sont établies montrant l'influence des paramètres d'assemblage notamment sur les efforts limites et la tenue maximale. Sur les configurations cloutées, le comportement des clous sous les trois sollicitations est analysé.
- La quatrième partie est consacrée à la modélisation des assemblages cloutés et complète l'étude expérimentale présentée dans la troisième partie. Dans un premier temps, des analyses numériques montrent l'importance des contraintes d'origine thermique autour des clous dans les jonctions cloutées et leur importance au niveau fabrication. Ensuite, un critère est établi pour prédire la tenue des assemblages non cloutés. Finalement, un modèle d'assemblage clouté est développé en s'appuyant sur l'étude du clou au niveau élémentaire. Il permettra de prédire le comportement, notamment en arrachement et dépliage, et ainsi valider l'approche multi-niveaux proposée.

II ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

II.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre on présente une synthèse des travaux publiés sur les renforcements ou l'assemblage des composites par piquage ou cloutage dans le sens travers.

Dans un premier temps, les différentes technologies de renfort sur stratifiés ainsi que les composites 3D sont présentées.

Dans un deuxième temps, les caractéristiques et le comportement mécanique local des stratifiés piqués ou cloutés seront analysés. En particulier, l'effet des contraintes thermiques et le comportement à l'arrachement seront détaillés.

Une troisième partie porte sur le comportement mécanique global des composites renforcés. La perte des propriétés mécaniques dans le plan induite par la présence de renfort sera explicitée, mais aussi l'amélioration des performances des composites renforcés face au délaminage ainsi que les atouts des assemblages par piquage ou cloutage entre autres.

La dernière partie s'intéressa enfin aux modélisations développées dans la littérature autour de la problématique des stratifiés renforcés.

II.2 TECHNIQUES DE RENFORT OU D'ASSEMBLAGE DANS LE SENS TRANSVERSE

Les stratifiés renforcés avec des fibres en sens travers sont classés en fonction de la quantité de fibres disposées sur l'axe Z. Ainsi, si ce taux de fibre est supérieur à 5% on parle de composites 3D, par contre si ce taux de fibre est inférieur à 5% on parle de composites renforcés TTR (Through Thickness Reinforcement). Le seuil de 5% est arbitraire et pourra être redéfini dans le futur [DICKINSON 1999].

A partir de cette partition, on présente les différentes techniques de renfort et d'assemblage qui ont été développées. On traite d'abord les composites 3D qui méritent une analyse séparée et ensuite les deux types de renfort les plus utilisés, à savoir le piquage et le cloutage.

II.2.1 Tissage 3D

Les composites 3D présentent des différences notables par rapport aux composites 2D classiques du fait du taux de fibres en sens transverse élevé. D'abord, la technique de fabrication est bien différente du fait qu'il est nécessaire de disposer les fibres dans l'espace et non seulement dans le plan. Cela implique une complexité plus importante du procédé de fabrication ce qui veut dire une industrialisation plus difficile. En général, la complexité plus importante des procédés de fabrication des composites 3D fait que leur utilisation est surtout attractive lorsqu'il s'agit de remplacer un assemblage de pièces en composites 2D classiques par une seule pièce 3D. Cette technologie peut aussi présenter un gain important sur des pièces susceptibles de résister à des impacts et des dommages importants.

Du point de vue de l'étude des structures composites, le fait d'avoir une disposition de fibres dans l'espace implique aussi qu'ils doivent être abordés avec une approche différente de celle appliquée aux matériaux composites 2D et donc des analyses spécifiques doivent être réalisées.

Dans la suite on présente les trois types de composites 3D les plus utilisés.

II.2.1.1 Tissus 3D

La technique des tissus 3D composites est l'une des plus développée pour la fabrication de pièces structurales car les technologies sont un héritage direct de l'industrie du

textile. La disposition des fibres des tissus 3D composites est assimilable à une structure 2D à base des fibres à 0° et 90° avec la présence de fibres transversales (cf. Figure II-1).

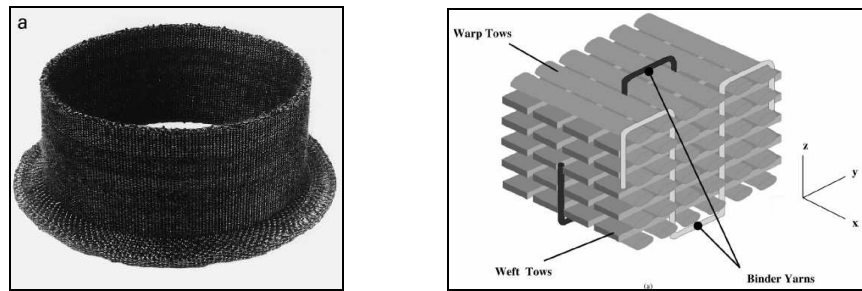


Figure II-1 : Cylindre fabriqué avec du tissu 3D et disposition typique des fibres sur ce type de tissu

Les technologies existantes permettent de fabriquer des pièces complexes avec des fibres sèches. Cependant, des pièces structurales aéronautiques sont aussi fabriquées avec des fibres préimprégnées, ce qui diminue la complexité des pièces réalisables du fait de la difficulté de manipulation des fibres imprégnées de résine.

Cette technique présente aussi l'avantage de pouvoir utiliser une grande variété de fibres : carbone, verre, Kevlar et fibres céramiques.

Au niveau des propriétés mécaniques, les composites en tissu 3D présentent une excellente tenue à l'impact et une très bonne tolérance au dommage, des propriétés très intéressantes pour l'application sur des structures d'avion militaire par exemple. Cependant, les propriétés dans le plan sont moins intéressantes que les composites 2D et donc le gain sur des structures de type panneau est moindre, voire nul.

II.2.1.2 Composite 4D

Les composite 4D ont été les premiers à être développés dans les années 60. Depuis cette époque, ils ont été utilisés notamment sur des pièces de moteur fusée sous forme carbone-carbone en remplacement d'alliages métalliques (cf. Figure II-2). Malgré leur développement précoce, leur application est restée ponctuelle du fait des difficultés et du coût de fabrication, notamment pour des pièces de taille importante.

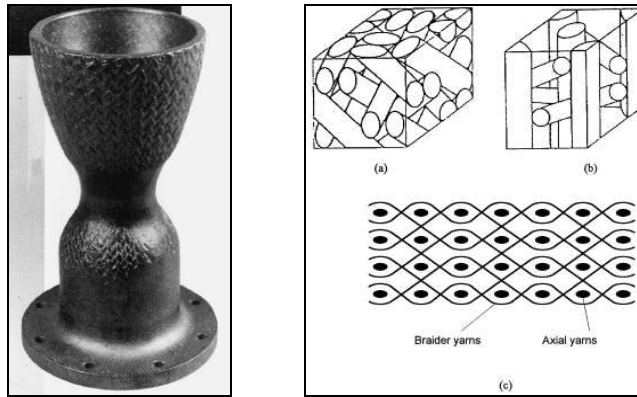


Figure II-2 : Tuyère de moteur fusée fabriquée avec des composites 4D (gauche) et architectures des composites 4D (droite) : a) 4-pas, b) 2-pas et c) multicouche

Les propriétés mécaniques spécifiques des composites 4D sont, en général, inférieures à celles des composites 2D, la raison fondamentale réside dans le fait que les fibres ne sont pas alignées avec le chargement puisqu'elles ont une disposition dans l'espace figée par le patron de fabrication.

II.2.1.3 Tricotage

Dans la catégorie des composites tricotés on trouve trois groupes de composites 3D :

- Sandwich tricoté: il s'agit d'un type de structure sandwich où les peaux inférieure et supérieure sont interconnectées par des fibres qui forment l'âme. La disposition des fibres transversales en terme de densité et d'inclinaison est pilotée par deux rangés d'aiguilles qui réalisent l'insertion des fibres.

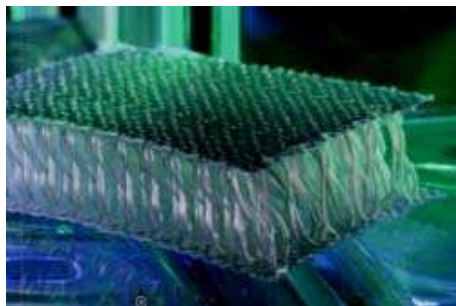


Figure II-3 : Sandwich tricoté

- NCF (Non Crimp Fabric) : Les tissus NCF sont des tissus 2D particuliers où les fibres ne présentent pas l'ondulation caractéristique des tissus traditionnels mais qui restent droites. Pour ce faire, on dispose plusieurs couches unidirectionnelles que l'on lie par une fibre transversale qui crée des points de couture autour des fibres des plis UD. Cette fibre transversale n'a pas un rôle structural mais

seulement de maintien de position des fibres dans le plan. L'avantage évident des tissus NCF réside dans le fait que les fibres restent droites à l'intérieur des pièces et auront donc des propriétés mécaniques supérieures.

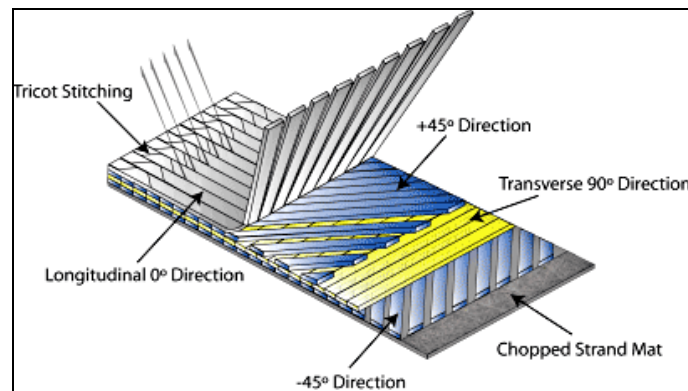


Figure II-4 : NCF

- Composite 3D par « knitting ». Il s'agit des « vrais » composites 3D fabriqués par tricotage où les fibres sont disposées dans plusieurs directions dans l'espace pour constituer une maille 3D. Les fibres sont imbriquées entre elles par des nœuds pour donner la forme de la pièce. La fabrication de ce type de structures est très complexe car elle nécessite des systèmes d'aiguilles dans les trois directions de l'espace. Toutefois, malgré sa grande complexité, ce type de solution semble promis à un grand avenir dans le monde aéronautique pour la fabrication des aubes de fan de turboréacteur.

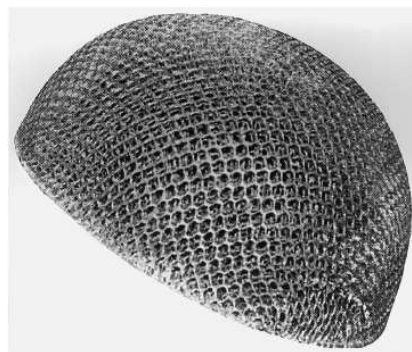


Figure II-5 : Casque de cycliste fabriqué avec tricotage

II.2.2 Piquage (stitching)

Le piquage consiste à introduire des fibres continues dans le sens transverse pour renforcer un composite 2D classique. Pour ce faire, on dispose un fil sur chaque face

extérieure du stratifié qui sont postérieurement imbriqués au travers de l'épaisseur à l'aide d'une aiguille.

II.2.2.1 Techniques

En fonction de la manière d'imbriquer les fils de renfort, on trouve trois types de piquage :

- **lock stitch**, dans ce cas les fils de renfort sont imbriqués à l'intérieur du composite comme sur la figure suivante :

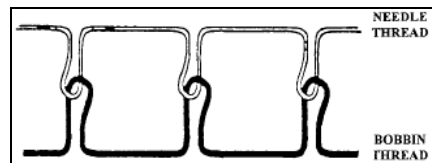


Figure II-6 : Lock stitch [MOURITZ 1999]

La technique est simple mais présente l'inconvénient que le nœud est situé à l'intérieur du drapage et qu'il produit un désalignement important des fibres des plis.

- **modified lock stitch**, est une technique modifiée de la version précédente où le nœud qui lie les deux fils de renfort est situé à la surface du composite. De cette manière la perturbation des fibres des plis est moindre. On verra par la suite que les perturbations produites sur les fibres dans le plan ont une importance capitale sur le comportement mécanique du matériau renforcé. La technique du « modified lock stitch » est la plus utilisée pour le renfort de composites 2D.

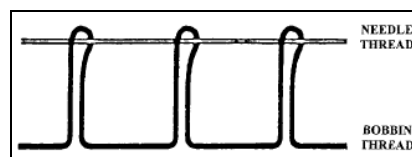


Figure II-7 : Modified lock stitch [MOURITZ 1999]

- **chained lock stitch**, Cette technique utilise seulement un fil qui est imbriqué avec le piquage précédent. Elle présente l'avantage de ne nécessiter qu'un seul fil, mais la technique est très complexe.

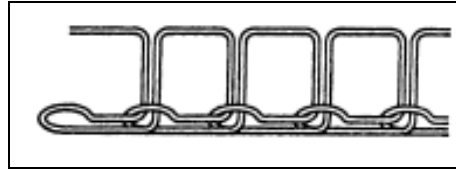


Figure II-8 : Chained lock stitch [MOURITZ 1999]

Les techniques citées ci-dessus, notamment la technique « modified lock stick », sont aussi utilisées pour l'assemblage de pièces. Dans ce dernier cas, les pièces doivent avoir une partie coplanaire de manière à pouvoir introduire la fibre du piquage et traverser les deux pièces à lier. La Figure II-9 montre ce principe.

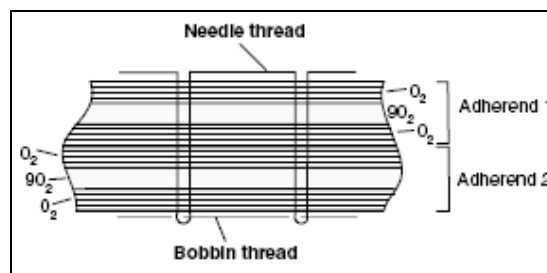


Figure II-9 : Coupe transversale d'une liaison "lap -joint" avec piquage

Il existe une technique de renfort et d'assemblage très proche du stitching utilisée sur des pièces stratifiées qui présentent un côté inaccessible. Dans ce cas, on utilise seulement un fil de renfort dont les boucles traversent le stratifié sans être attachées sur la face opposée. On parle donc de tufting, utilisé par Stickler [STICKLER 2000] sur des assemblages en T (Figure II-10) et par Cartié [CARTIE 2006] sur des assemblages en double L.

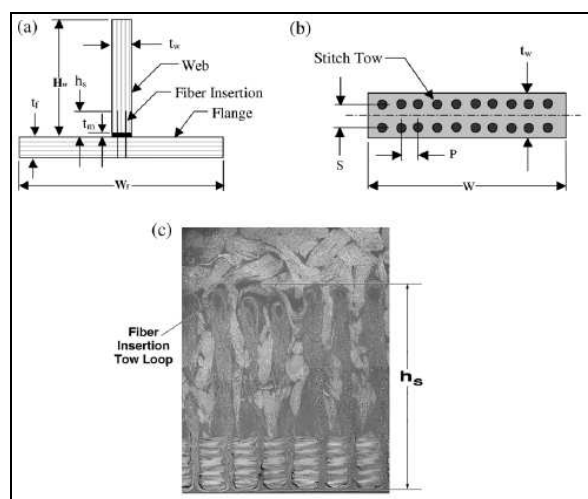


Figure II-10 : Piquage d'une liaison en T [STICKLER 2002]

Pour toutes les techniques de piquage présentées, il est nécessaire d'introduire un fil double à travers le stratifié, ce qui génère des perturbations au niveau des fibres dans les plis.

Le procédé de fabrication des pièces avec piquage n'est pas différent du procédé classique de fabrication de pièces en stratifié car le piquage est réalisé avant la polymérisation de la pièce. On préfère l'utiliser sur des pièces réalisées en RTM car l'insertion des fibres de renfort est plus difficile sur des pièces stratifiées en pré-imprégné à cause de la présence de la résine. Le procédé de piquage est facilement automatisable et permet de renforcer ou d'assembler de grandes surfaces.

II.2.2.2 Paramètres de piquage

II.2.2.2.1 Matériau

L'utilisation du Kevlar® comme renfort est très répandue, de même que des fibres polyamide comme le Dyneema®. L'utilisation des fibres de carbone ou de verre est moins fréquente à cause de leur fragilité.

II.2.2.2.2 Géométrie

La géométrie utilisée en piquage peut varier fortement en fonction de l'application. Dans tous les cas, il s'agit de lignes de piquage sur lesquelles on réalise les insertions de fibres à travers le stratifié. Les points de piquage peuvent être à moins de 3 mm de distance et la densité de renfort varie ainsi entre 0,5% et 4%.

II.2.2.2.3 Tension du fil de renfort

Un paramètre qui semble avoir une influence sur les propriétés mécaniques de pièces piquées est la tension du fil de renfort [TONG 1998]. En effet, pendant le piquage, l'aiguille applique une tension sur le fil pour qu'il suive la géométrie. Si la tension est trop importante, elle peut produire un vrillage excessif sur les fibres des plis extérieurs du stratifié et donc induire des pertes sur les propriétés mécaniques de la pièce renforcée.

II.2.3 Cloutage

La technique de cloutage consiste à introduire un élément rigide au travers du stratifié 2D classique, à la différence des techniques précédentes où on imbrique les fibres entre elles. Le cloutage peut être utilisé comme renfort ou pour réaliser des assemblages.



Figure II-11 : Clou carbone utilisé par Chang et al [CHANG 2006 II]

II.2.3.1 Techniques

Trois techniques de cloutage ont été développées jusqu'à présent :

- **Insertion par pression.** La première technique développée utilise la pression pour introduire les clous dans le stratifié. Avant l'insertion, les clous sont disposés à l'intérieur d'une préforme de mousse suivant la géométrie désirée. La préforme est posée sur la zone à renforcer de manière à ce que les clous soient perpendiculaires au plan de la pièce. La préforme en mousse est couverte par la poche à vide utilisée pour la polymérisation du stratifié. Pendant la polymérisation et sous l'effet de la pression extérieure et de la température, les clous s'introduisent dans le composite et la mousse déformée reste en surface. Le principe est schématisé sur la Figure II-12.

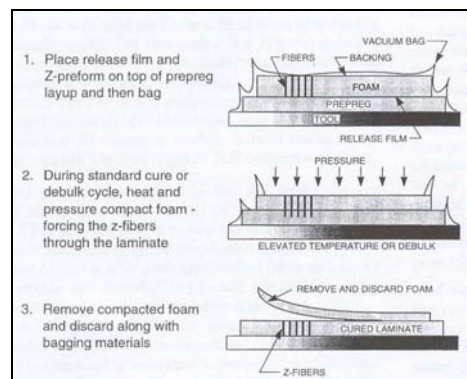


Figure II-12 : Procédé d'insertion de clous par pression [FREITAS 1992]

- **Insertion par marteau à ultrason.** Cette technologie remplace l'action de la pression de la technique précédente par l'action d'un marteau à ultrasons. La préforme de mousse qui contient les clous avant l'insertion est légèrement différente car la partie supérieure est plus dense pour mieux distribuer les efforts du marteau. Après l'insertion des clous, il est souvent nécessaire de couper ou de

poncer la partie des clous qui dépasse du stratifié. Cette technologie a été développée initialement par la société Aztex Inc. (reprise depuis par Albany International Techniwave) sous le nom de Z-Fiber® et c'est, à priori, la technique la plus utilisée.

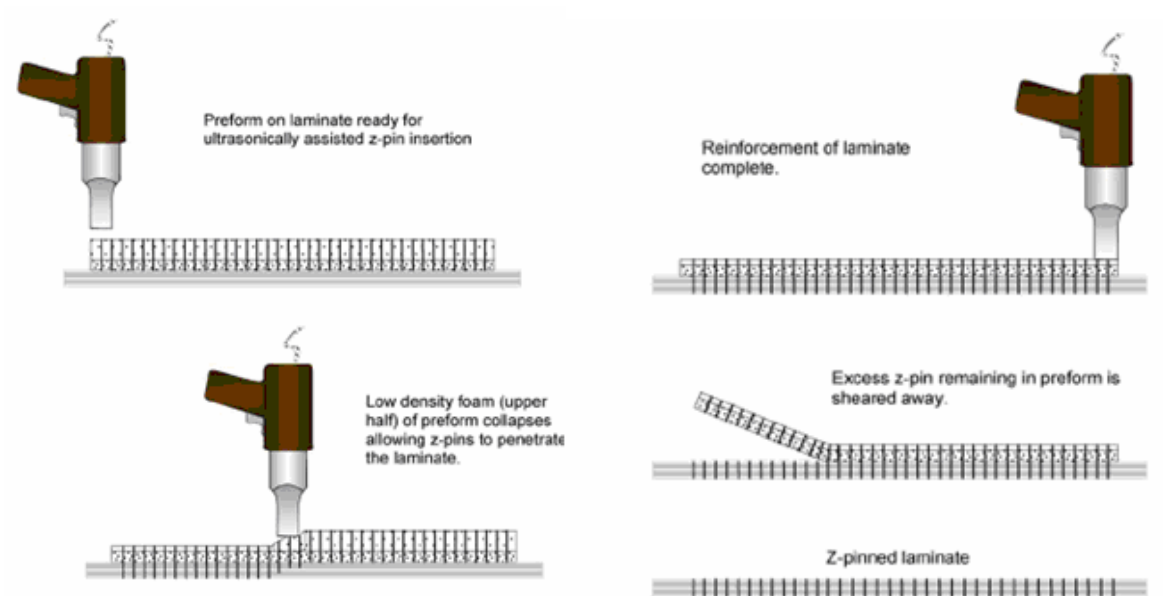


Figure II-13 : Insertion des clous avec marteau à ultrasons

- **Insertion avec aiguille creuse.** Une troisième technologie en voie de développement chez EADS Innovation Works consiste à introduire les clous à l'aide d'une aiguille creuse vibrante. L'aiguille pénètre dans le stratifié avec le clou à l'intérieur. Une fois arrivée à la profondeur désirée, l'aiguille se retire et un mécanisme de rétention permet au clou de rester dans le stratifié. Cette technique est orientée vers la fabrication d'assemblages plutôt que pour le renfort de plaques stratifiées [LEFEBURE 2006].

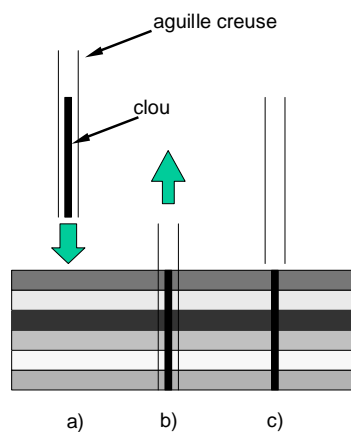


Figure II-14 : Étapes du processus d'insertion de clous: a) l'aiguille pénètre avec le clou à l'intérieur, b) elle atteint la profondeur désirée c) l'aiguille se retire et le clou reste dans le stratifié

II.2.3.2 Matériaux

Dans la littérature on trouve des références à des clous céramiques, en acier, en titane, en bore ou en fibres de verre, mais dans les publications les plus récentes il s'agit surtout de clous en fibres de carbone. Dans certains cas, les clous fabriqués sont torsadés pour favoriser l'adhérence du clou à la structure.

II.2.3.3 Paramètres de cloutage

Les clous sont insérés dans la pièce suivant une géométrie. Le paramètre essentiel est la distance entre clous et donc la densité de cloutage. Celle-ci se calcule comme le ratio entre la surface transversale des clous et la surface de la zone renforcée. Les valeurs typiques de densité de renfort sont comprises entre 0.5% et 4% avec des diamètres de clou qui oscillent entre 0.28 mm et 1 ou 2 mm.

La technique du cloutage présente une différence importante par rapport au piquage dans la manière de disposer les clous puisque ils peuvent ne pas être insérés perpendiculairement à la surface de la pièce. Avec la technique de l'aiguille creuse, la variation de l'angle d'insertion des clous pourrait permettre d'optimiser le renfort ou l'assemblage.

II.2.3.4 Renfort sandwich

Une application du renfort par cloutage qui mérite d'être remarquée est l'utilisation du renfort transversal sur des structures sandwich composite. Les clous sont inclinés par rapport à la direction transversale de telle sorte qu'ils dessinent une géométrie en X dans la mousse de l'âme.



Figure II-15 : Sandwich, âme à base de clous (X-cor®)

Avec cette disposition, ils augmentent la tenue au cisaillement transverse de l'âme.

Il est aussi possible de rajouter localement des clous perpendiculaires aux peaux pour renforcer une zone, par exemple, pour reprendre des efforts dus aux inserts, boulons, etc.

Le gain de masse par rapport à une structure sandwich classique en nid d'abeille est entre 10 et 15% [O'BRIEN 2001] avec les mêmes caractéristiques en terme de résistance en cisaillement et en compression hors plan.

II.2.4 Comparaison du piquage et du cloutage avec des techniques d'assemblage classiques

L'utilisation du piquage ou du cloutage comme renfort des composites 2D classiques est appliquée principalement dans l'optique d'améliorer le comportement des pièces face au délaminage avec l'enjeu de ne pas diminuer excessivement les propriétés mécaniques dans le plan.

Cependant, ces nouvelles techniques doivent aussi être considérées comme des remplaçantes possibles des techniques classiques d'assemblage tel que le rivetage ou le boulonnage. Elles présentent à priori un certain nombre d'avantages :

- **Liaison plus performante** : A priori, le piquage ou le cloutage implique une liaison plus performante du point de vue mécanique car le transit des efforts est fait de manière plus continue et donc les zones de surcontraintes autour des assemblages sont moins fortes.
- **Assemblage plus léger**. L'utilisation des fibres transversales comme technique d'assemblage évite la présence de boulons ou rivets métalliques, ce qui suppose un gain important de masse au niveau global de la structure.
- **Simplification des opérations** : Le rivetage et le boulonnage nécessitent de percer les pièces à assembler puis de positionner et de serrer le boulon ou le rivet. Sachant que le perçage des pièces en composites est particulièrement délicat, l'insertion des fibres semble être plus simple et devront produire moins de dommages sur les pièces à assembler.
- **Coût réduit**. Le piquage et le cloutage peuvent être automatisés. Ils permettent a priori un gain de coût de production.

Même si les applications connues sont peu nombreuses (voilure F/A 18 [SWEETING 2004] ou chape d'aileron A340 et A380), les performances démontrées encouragent leur étude afin de rendre la technologie plus mature.

II.3 LIAISON CLOUS-STRATIFIE

II.3.1 Description

Les composites renforcés et les assemblages par fibres transverses présentent une microstructure différente par rapport aux composites classiques. Les caractéristiques locales jouent un rôle fondamental sur le comportement mécanique de la structure globale, notamment sur le comportement de la liaison dans le cas d'un assemblage.

Tout d'abord, l'introduction du clou produit un écartement des fibres des plis. En fonction de la technique utilisée, les fibres des plis peuvent aussi être endommagées. D'après Chang et al [CHANG 2006], la technique qui minimise les défauts sur les fibres des plis est l'utilisation du marteau à ultrason puisque le mouvement vibratoire permet le déplacement des fibres des plis sans les endommager.

Entre la fibre de renfort et les fibres dans le plan, on trouve des poches de résine dont la forme dépend du type de pli. Ainsi pour les tissus, la poche de résine a une taille très faible et les fibres sont peu écartées de leurs positions initiales car elles sont bridées entre elles. Par contre, pour les plis unidirectionnels les fibres s'écartent plus facilement dans le sens transversal et autorisant la formation d'une poche de résine de forme elliptique ou de losange alignée avec la direction des fibres. On voit la forme de cette poche de résine sur la Figure II-16.

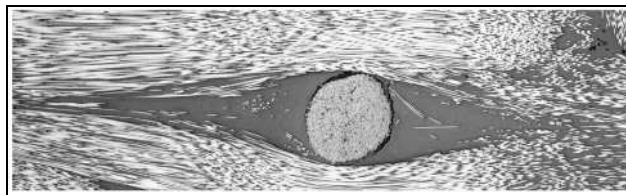


Figure II-16 : Image micrographique de clou dans pli UD avec poche de résine autour [SWEETING 2004]

Si l'orientation des plis n'est pas constante sur l'épaisseur, les poches adopteront l'orientation des fibres sur chaque pli (cf. Figure II-17)

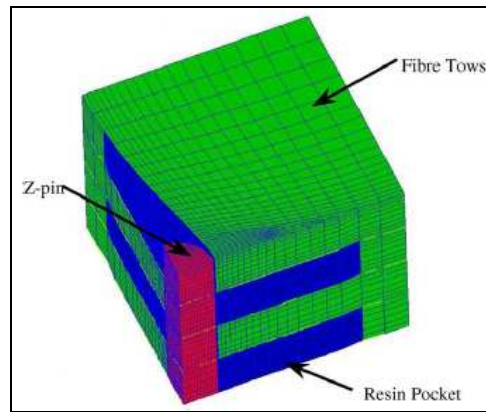


Figure II-17 : Disposition dans l'espace des poches de résine sur séquence $[0^\circ/90^\circ]$

La taille des poches de résine et de la région de fibres perturbées est fonction principalement du diamètre du renfort. Chang et al [CHANG 2006] ont étudié la taille de la zone perturbée par les clous sur des éprouvettes carbone époxy unidirectionnelles $[0^\circ]_{20}$:

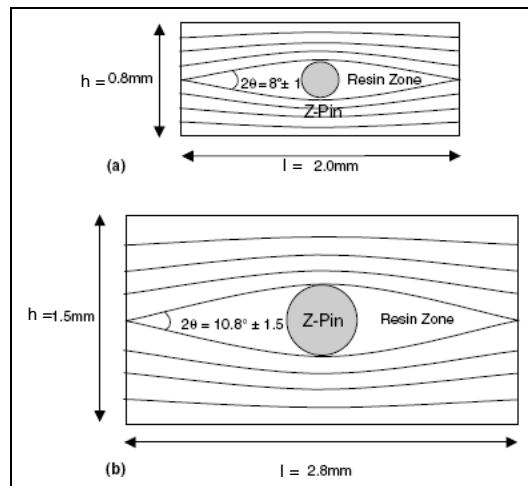


Figure II-18 : Dimensions des poches de résine pour différents diamètres de renfort [CHANG 2006] a) 0.28 mm et b) 0.51mm.

Sur le tableau suivant on présente un résumé des dimensions et le ratio par rapport au diamètre de renfort :

Diamètre renfort \varnothing (mm)	h (mm)	h/ \varnothing	l (mm)	l/ \varnothing
0,28	0,8	2,86	2	7,14
0,51	1,5	2,94	2,8	5,49

Tableau II-1 : Dimensions des poches de résine drapage $[0^\circ]$ [CHANG 2006]

De même, O'Brien et al [O'BRIEN 2005] mesurent la taille des poches de résine sur des éprouvettes cloutées, pour une même taille de diamètre les poches de résine sont légèrement plus petites (cf. Tableau II-2).

\varnothing (mm)	l(mm)	l/ \varnothing
0,28	0,87	3,1
0,51	2,2	4,31

Tableau II-2 : Dimensions des poches de résine [O'BRIEN 2005]

Mouritz [MOURITZ 2007] mesure aussi l'évolution des perturbations sur l'alignement des fibres en fonction du diamètre du renfort sur des empilements à base de plis unidirectionnels. Il trouve des évolutions linéaires pour les trois paramètres analysés (cf. Figure II-19).

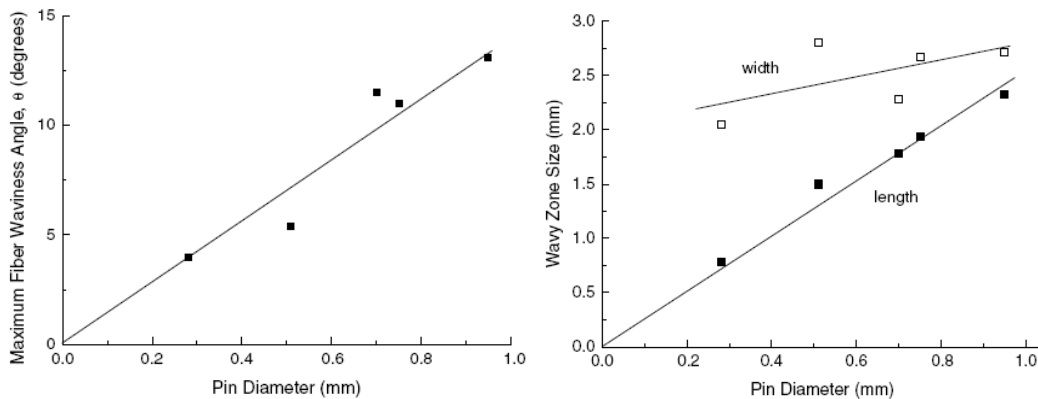


Figure II-19 : Evolution de l'angle d'ondulation et de la taille de la zone de perturbation en fonction du diamètre du clou d'après Mouritz [MOURITZ 2007]

Chang et al [CHANG 2006] constatent que dans certains cas de plis unidirectionnels où la densité de renfort est très importante, les poches de résine peuvent se joindre et former un canal de résine (Figure II-20).

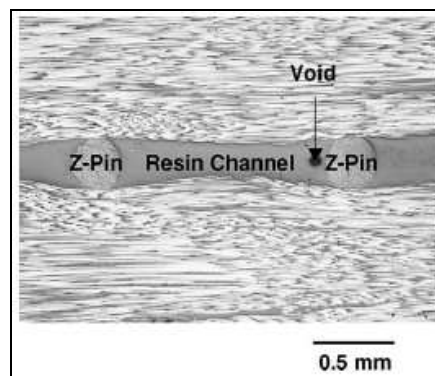


Figure II-20 : Canal de résine [CHANG 2006]

En effet, si l'espacement entre les clous est inférieur à la longueur des poches de résine, celles-ci peuvent se rejoindre ce qui peut être critique pour le comportement mécanique de la pièce.

Par ailleurs, il est fréquent de trouver des clous qui ne sont pas exactement alignés sur la direction Z, l'angle de déviation pouvant atteindre 25° en fonction du diamètre du clou et de la technique de fabrication (cf. Figure II-21).

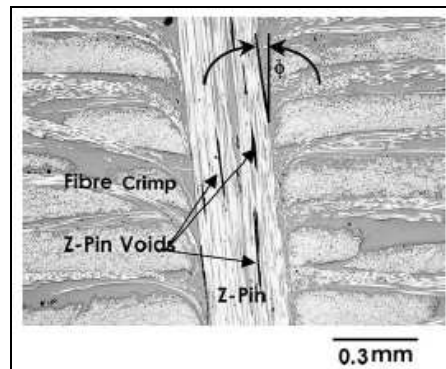


Figure II-21 : Inclinaison de renfort transversal

Le suivi de l'inclinaison des clous tout le long du processus de fabrication, de la réception de la préforme à la sortie de l'autoclave, sur des éprouvettes cloutées avec des clous de 0.28 mm et 0.51 mm a été réalisé par Chang et al [CHANG 2006]. Pour les clous de petit diamètre, la phase de fabrication critique est la découpe après l'insertion car elle provoque un désalignement moyen de 10°. Par contre, sur les clous de gros diamètre, c'est pendant la phase de cuisson de la pièce que les clous augmentent de 15° leur inclinaison.

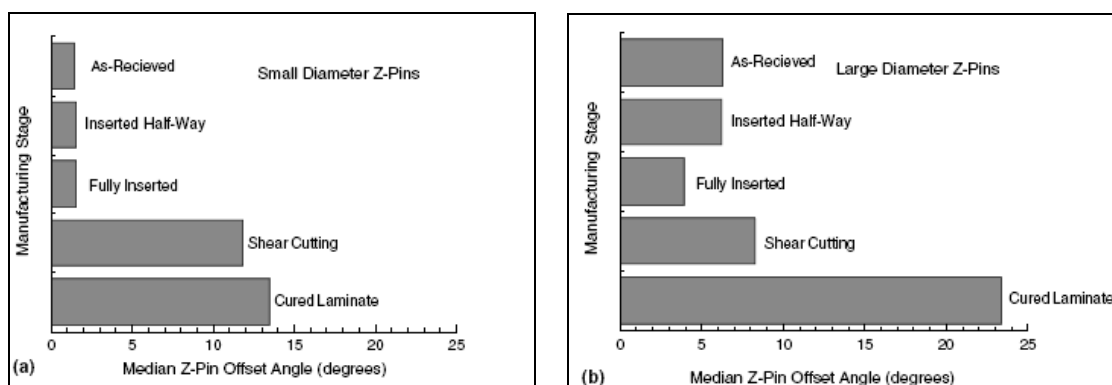


Figure II-22 : Evolution de l'inclinaison des clous sur chaque phase de fabrication [CHANG 2006]

II.3.2 Charges et sollicitations de la structure renforcée

II.3.2.1 Charges thermiques

Les charges thermiques dues aux différents coefficients d'expansion thermique des composants des matériaux composites réclament une analyse précise dans le cas des structures renforcées du fait de l'existence des régions riches en résine. En effet, la résine a un

coefficient d'expansion thermique plus élevé que les fibres et a donc tendance à se contracter et à se dilater plus que les fibres.

La principale sollicitation thermique à laquelle les pièces sont soumises correspond au refroidissement de la pièce après la polymérisation. Dans le cas des pièces structurales des avions, elles peuvent aussi être soumises à des variations de température très importantes pendant les différentes phases du vol.

Ainsi, la résine utilisée sur les structures avion nécessite des cycles de polymérisation qui peuvent monter à des températures de 180°C, ce qui suppose une variation de température de l'ordre de 160°C lorsque la pièce se refroidit jusqu'à la température ambiante.

Il paraît très probable que pendant le refroidissement, les poches de résine se contractent de manière importante ce qui crée des micro fissures. Sweeting et al [SWEETING 2004] étudient ce problème à l'aide d'un modèle numérique qui montre effectivement l'apparition de surcontraintes supérieures à la contrainte maximale admissible d'une résine époxy standard. Cette conclusion est validée par l'analyse micrographique d'éprouvettes où on voit effectivement des fissures dans la poche de résine autour des fibres (Figure II-23).

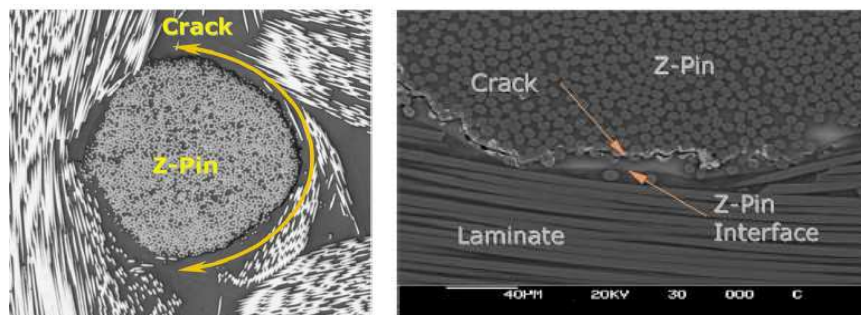


Figure II-23 : Fissures autour des renforts [SWEETING 2004]

Les fissures peuvent causer certains problèmes au niveau de l'utilisation pratique de la technique du z-pinning car elles vont diminuer la résistance mécanique de la liaison en service. De plus, elles risquent probablement d'accélérer le vieillissement humide de la structure car l'humidité est plus facilement absorbée à travers des fissures.

Toutefois, l'analyse micrographique des éprouvettes après fabrication réalisée par Chang et al [CHANG 2006] ne relève pas des fissures dans les poches de résine même si les matériaux utilisés et le procédé de fabrication suivi sont identiques à ceux de Sweeting et al [SWEETING 2004].

D'autre part, les structures avion peuvent être amenées à travailler à des températures extérieures qui vont de -50°C en vol à 70°C au sol ce qui implique des variations de température de l'ordre de 120°C . Plusieurs études sur ce sujet (Hyer et al [HYER 1994] et Barrett [BARRET 1996]) montrent à partir de modèles numériques la concentration de contraintes de cisaillement sur la zone extérieure des poches de résine autour du renfort (cas du piquage) suite à une variation de température.

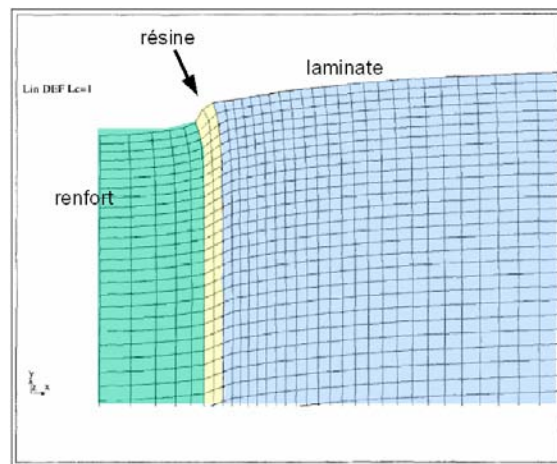


Figure II-24 : Champs de déplacements induits par une variation de 10°C [BARRET 1996]

Hyer et al [HYER 1994] ont réalisé des simulations pour évaluer l'état de contraintes et de déformations thermoélastiques au voisinage du piquage appliqué à un stratifié $[0^{\circ}/90^{\circ}]_{2s}$. L'analyse montre des déformations importantes au niveau de la surface extérieure de la poche de résine dues à la différence des valeurs de coefficient d'expansion thermique entre le renfort et la résine. Les déformations induisent un état de contraintes triaxial qui peut fissurer la résine. Des conclusions très proches sont tirées par Sweeting et al [SWEETING 2004].

Les contraintes et les déformations thermiques autour du renfort ont aussi été étudiées par Barrett [BARRET 1996]. Il utilise un modèle éléments finis axisymétrique pour représenter le renfort et le stratifié. Sur le modèle, on calcule les contraintes et les déformations dues à une augmentation de température de 10°C . Les résultats montrent des déformations de cisaillement importantes sur la surface supérieure du modèle au niveau de la poche de résine qui génèrent des contraintes de cisaillement élevées à l'interface entre le renfort et la région de résine (voir Figure II-24). Ces contraintes peuvent atteindre $3,52\text{ MPa}$. Dans le cas d'une structure aéronautique utilisant ce type de technologie de renfort ou d'assemblage, les contraintes et les déformations peuvent être multipliées par 5 ou 6 car, dans un cycle d'utilisation, une structure avion peut facilement être soumise à une variation de température de 50°C ou 60°C . Ainsi, les contraintes en cisaillement d'origine thermique sur la

résine peuvent monter à 10 ou 20 MPa, valeur non négligeable compte tenu que sa résistance en cisaillement est de l'ordre de 60MPa.

II.3.2.2 Arrachement

Une problématique nouvelle qui apparaît suite à l'utilisation de systèmes de renfort transverses est le mécanisme d'arrachement. Ce phénomène a été étudié dans le cas du renfort par cloutage où le scénario de rupture le plus commun est le déchaussement du clou de la structure.

Le mécanisme de déchaussement inclut a priori trois étapes qu'il est possible d'expliquer à l'aide d'une courbe typique d'arrachement de clou :

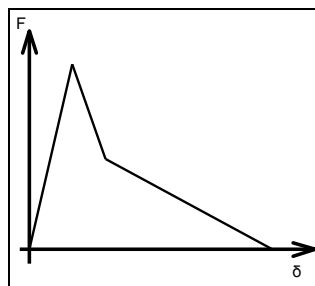


Figure II-25 : Courbe effort - déplacement typique d'arrachement des renforts transversaux

La première partie correspond à la déformation élastique du clou sans rupture de l'interface avec la résine. Pendant cette phase, la charge appliquée augmente linéairement avec la déformation. Cette étape finit lorsque l'interface commence à se fissurer et donc la charge appliquée chute. La fissuration de l'interface se propage et la charge appliquée diminue très rapidement jusqu'au moment où l'interface est entièrement fissurée. A partir de ce moment le renfort commence à se déchausser et la force que peut supporter le clou correspond seulement à la résultante des forces de frottement.

Dai et al [DAI 2004] ont réalisé des essais d'arrachement de clous en carbone suivant le principe montré sur la Figure II-26 et ont analysé les courbes force/déplacement trouvées.

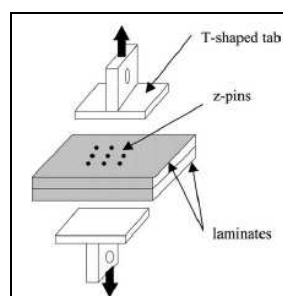


Figure II-26 : Schéma du montage d'essai d'arrachement [DAI 2004]

Pour deux diamètres différents (0.28 et 0.51 mm), les courbes d'arrachement sont données Figure II-27.

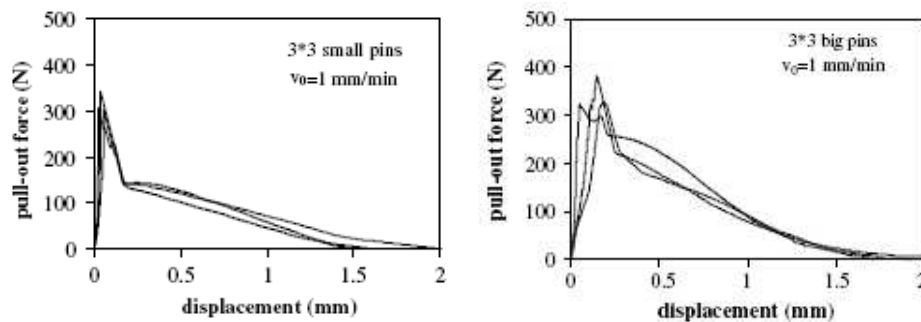


Figure II-27 : Courbes d'arrachement effort – déplacement [DAI 2004]

Les courbes de la Figure II-27 illustrent les trois phases du déchaussement du clou expliquées auparavant. Les trois phases sont présentes pour les deux tailles de diamètres de clous même si, sur les clous à gros diamètre, la chute d'effort après le déchaussement est moins évidente. L'étude au microscope des surfaces des clous montre que la rupture de l'interface est de la même nature dans les deux cas (Figure II-28).

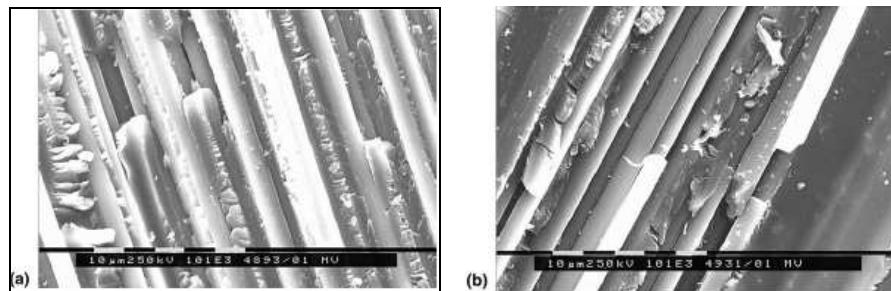


Figure II-28 : État de surface des interface des clous après essai a) 0.28 mm b) 0.51 mm

La différence de comportement au niveau de la tenue pourra s'expliquer avec le modèle présenté en §II.5.2.1 où on peut calculer la contrainte de cisaillement à l'interface en fonction de la contrainte appliquée, celle-ci est plus élevée dans le cas des clous à plus grand diamètre (Figure II-29).

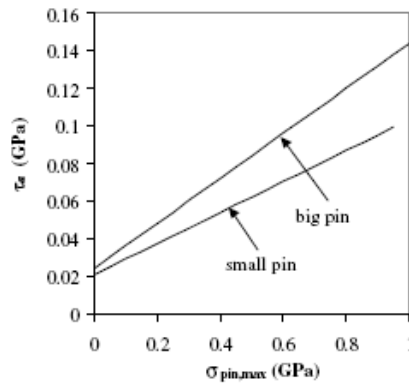


Figure II-29 : Relation effort cisaillement à l'interface et contrainte normale d'arrachement [DAI 2004]

La dernière étape du mécanisme d'arrachement correspond au glissement du clou pour lequel les effets de friction sont prépondérants. Ainsi, le paramètre qui semble jouer un rôle fondamental pendant cette phase est la contrainte normale à la surface cylindrique du clou. Ce type de contrainte est a priori lié aux contraintes thermiques résiduelles ou à des chargements dans le plan qui peuvent coexister avec les efforts d'arrachement.

Dans certains cas, l'effort de friction peut être plus important que l'effort de déchaussement. Ainsi, Cartié et al [CARTIE 2001] et [CARTIE 2004] ont réalisé des essais d'arrachement sur des clous carbone sans trouver des chutes importantes d'effort au moment du déchaussement (Figure II-30).

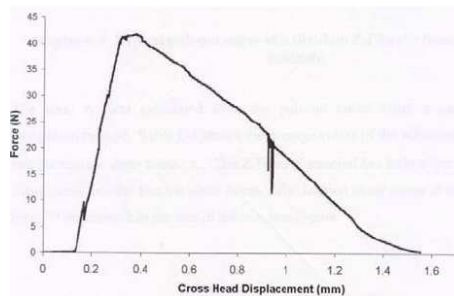


Figure II-30 : Courbe effort/déplacement des essais d'arrachement par Cartié [CARTIE 2001]

L'effort de déchaussement du clou et la force de friction dépendent de la vitesse de chargement. Toutefois, leur évolution est différente selon le diamètre du clou. Liu et al [LIU 2007] ont réalisé des essais d'arrachement sur deux diamètres de clou et avec deux vitesses de chargement différentes. Les essais montrent une augmentation de l'effort de déchaussement avec la vitesse de chargement sur les clous de 0,51 mm de diamètre alors que cet effort diminue sur les clous de 0,28 mm. La force de friction par contre, augmente avec la vitesse de chargement pour les clous de 0,28 mm alors que pour les clous de 0,51 mm, la chute brutale d'effort suite au déchaussement est moins visible (cf. Figure II-31).

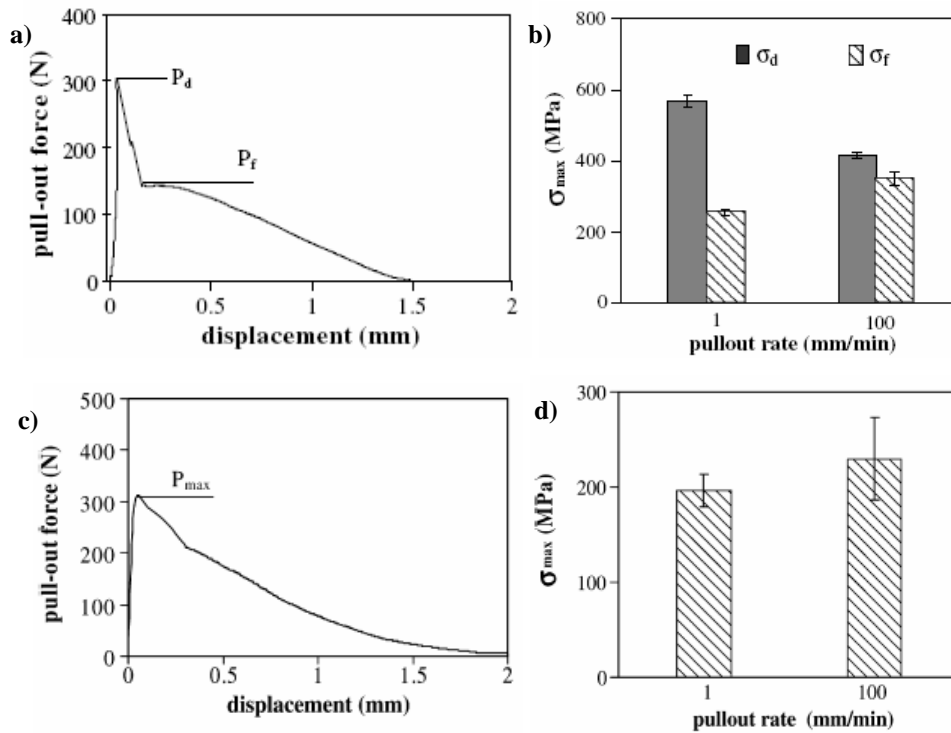


Figure II-31 : a) Courbe de déchaussement clous 0,28 mm; b) évolution de la contrainte de déchaussement et de friction clous 0,28 mm; c) Courbe de déchaussement clous 0,51mm; d) évolution de la contrainte de déchaussement sur clous 0,51mm d'après [LIU 2007]

De la même manière, Zhang et al [ZHANG 2008] étudient le comportement en fatigue des clous en arrachement. Ils sollicitent les clous en fatigue entre 10% et 50% ou 80% du déplacement de déchaussement, pour ensuite réaliser un essai complet d'arrachement. On voit ainsi une diminution de l'effort de déchaussement avec le nombre de cycles. La diminution est plus marquée dans le cas du cycle allant jusqu'à 80% du déplacement de déchaussement. Un autre cycle de fatigue est utilisé pour étudier le comportement en fatigue de la force de friction. Cette fois, on sollicite le clou au-delà du déchaussement sur un nombre donné de cycles avant de réaliser un essai d'arrachement complet. La force de friction diminue avec les nombres de cycles comme le montre la Figure II-32.

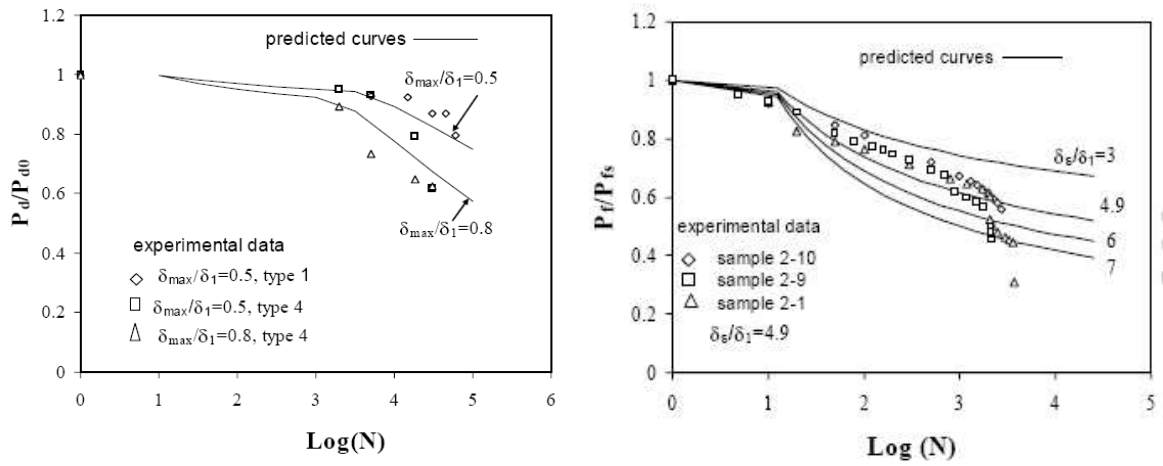


Figure II-32 : Evolution de l'effort de déchaussement résiduel du clou (gauche) et de la force de friction (droite) avec le nombre de cycles d'après [ZHANG 2008]

II.4 APPORTS STRUCTURAUX

L'objectif du renforcement des matériaux composites avec des fibres sens travers est l'amélioration des propriétés mécaniques au niveau des caractéristiques hors plan, notamment la tenue au délaminage. Cependant, l'inclusion de renforts, cloutage ou piquage, est accompagnée d'une modification de la microstructure du composite qui aura une influence sur les propriétés mécaniques.

Sur ce sujet, on présentera dans ce paragraphe les résultats des études concernant le comportement des pièces renforcées en le comparant avec celui des mêmes structures non renforcées. On s'intéressera d'abord à la modification des valeurs des modules élastiques équivalents des stratifiés cloutés. Ensuite, le comportement mécanique lié au délaminage à travers le comportement de pièces renforcées soumises à des essais de délaminage en mode I, mode II et sous impact sera présenté car la littérature est abondante sur ces aspects.

II.4.1 Propriétés mécaniques globales : module d'élasticité, contraintes à rupture et influence de la fatigue.

On a vu dans la section §II.3.1 que l'introduction du renfort transversal induit un certain nombre de modifications sur la structure locale des plis, notamment le désalignement des fibres autour du renfort. Ce désalignement des fibres peut provoquer des pertes au niveau de la résistance en traction dans le plan du fait de la concentration de contraintes sur les fibres désalignées autour du renfort. Il peut aussi diminuer la tenue en compression des pièces renforcées par rapport à celles non renforcées puisque le désalignement des fibres a tendance à favoriser le micro flambement.

Ces deux comportements seront plus marqués sur des stratifiés à base d'UD que sur des stratifiés fabriqués avec des tissus car les perturbations sur les fibres des plis sont plus importantes sur les premiers (voir §II.3.1).

II.4.1.1 Module d'élasticité

Chang et al [CHANG 2006], dans leur analyse expérimentale très documentée, ont étudié l'influence du cloutage sur les propriétés en traction statique des plaques composites en fonction de la densité de renfort (0.5, 2 et 4%), du diamètre du clou (0,28 et 0,51 mm) et du type de séquence (unidirectionnel et quasi isotrope).

Il apparaît qu’au niveau du module d’élasticité l’influence n’est pas très significative (Figure II-33). Le fait d’augmenter la densité de renfort diminue légèrement le module de Young dans le cas du drapage UD : baisse de 1,5% pour 1% de renfort. De son côté, la séquence quasi isotrope est insensible à l’augmentation de la densité de renfort. Cependant, le module de Young diminue avec l’augmentation du diamètre, pour un renfort de 0,51 mm la perte de rigidité est d’environ 15% par rapport à la pièce non renforcée. La diminution du module de Young peut être due au désalignement des fibres autour des clous. Cela explique pourquoi les clous de faible diamètre provoquant un désalignement léger des fibres diminuent très peu la rigidité, alors que ceux de plus gros diamètre produisent une baisse de 15%.

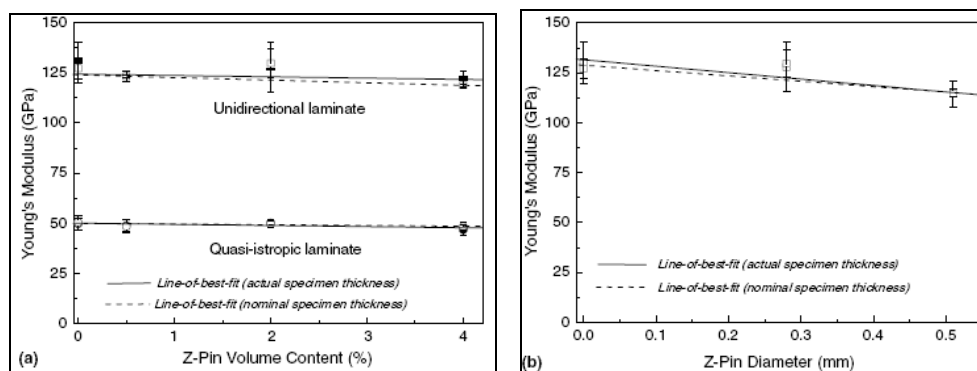


Figure II-33 : Variation du module de Young en fonction de la densité de renfort et du diamètre

Le module d’élasticité en compression est plus sensible à la présence de renforts. Les essais réalisés par Mouritz [MOURITZ 2007] sur des plaques UD [0°] montrent une diminution plus importante avec la densité de cloutage et avec le diamètre des clous que dans le cas du module en traction (Figure II-34). Pour un diamètre et une densité de cloutage données, la diminution est différente en fonction de la séquence de drapage. Elle est moins prononcée à mesure que l’on diminue la quantité de plis à 0°. Ainsi, on passe de 17% de perte en raideur pour le drapage [0°] à 7% dans le cas de [±45°]_s.

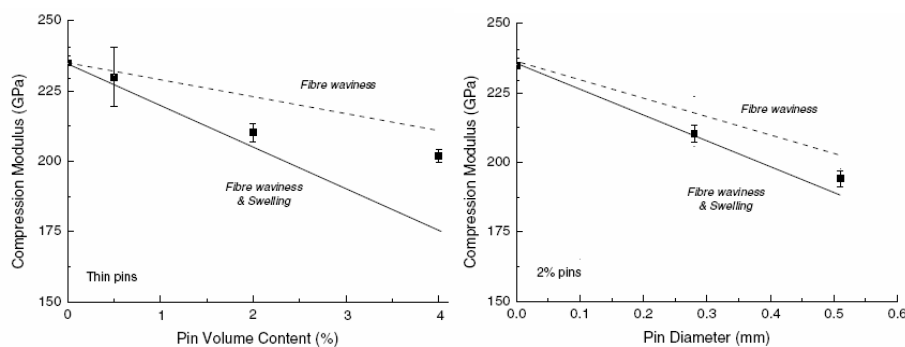


Figure II-34 : Evolution du module de Young en compression avec la densité de cloutage (gauche) et avec le diamètre des clous (droite) sur UD [0°] d’après [MOURITZ 2007]

Dickinson et al [DICKINSON 1999 II] présentent les résultats de leur modèle numérique sur la sensibilité des propriétés mécaniques des plaques renforcées par rapport aux paramètres définissant le renfort. Les auteurs balaisent une combinaison de drapages et de matériaux de renfort, ainsi que la sensibilité à l'inclinaison du renfort et à sa densité. Les drapages simulés sont : $[0^\circ]$, $[0^\circ/90^\circ]$, et $[+45^\circ/0^\circ/-45^\circ/90^\circ]$ et les matériaux de renfort : Kevlar, Carbone, titane et acier. Les plis sont toujours considérés comme du carbone/époxy avec des caractéristiques standards. Les résultats en terme de la variation par rapport aux plaques non renforcées sont synthétisés ci-dessous:

- **Influence de la séquence de drapage.** L'étude sur l'influence des drapages montre que le module E_x diminue au maximum de 7% dans le cas du drapage unidirectionnel alors que le module E_z augmente dans tous les cas au minimum de 22%. Le module E_y diminue de l'ordre de 5% dans tous les cas, sauf pour le drapage unidirectionnel où il augmente légèrement du fait de la présence des fibres désalignées autour du renfort.
- **Inclinaison du renfort.** L'inclinaison du renfort ne modifie pas les valeurs de E_x et E_y tandis que la variation du module E_z passe de +22% dans le cas du renfort droit à +15% s'il est incliné à 45° .
- **Taux de fibre.** L'augmentation du taux de volume de fibre transversale fait diminuer de manière considérable le module E_x , ainsi pour un drapage $[0/90]$ avec un taux égal à 0,3 la diminution de E_x est de 1%, tandis que si le volume de fibres vaut 4,9 elle chute de 15%. Cependant le module E_z augmente fortement avec le taux volumique : +3% à pour 0,3 et +60% pour 4,9.
- **Matériau de renfort.** L'influence du matériau est très variable, ainsi la diminution du module E_x est très semblable pour tous les matériaux testés tandis que le module E_z augmente plus fortement avec les matériaux plus raides, ce qui paraît tout à fait compréhensible.

Grassi et al [GRASSI 2002] présentent une prédiction de la raideur d'un drapage renforcé en sens travers à partir d'un modèle éléments finis. Ils ajoutent au travail de Dickinson l'analyse des contraintes autour du renfort. Le modèle utilisé prend en compte le désalignement des fibres du drapage autour des renforts, mais aussi l'influence de la position du renfort par rapport aux bords libres (cf. Figure II-35)

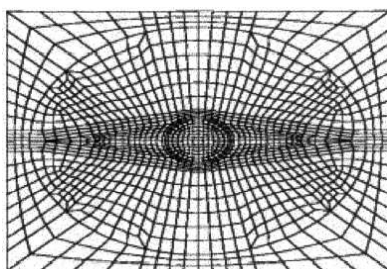


Figure II-35 : Maille du modèle EF [GRASSI 2002]

Les résultats sont très proches des résultats du modèle de Dickinson :

	E_x (GPa)	E_y (GPa)	E_z (GPa)	G_{xy} (GPa)	G_{yz} (GPa)	G_{xz} (GPa)	n_{xy}	n_{yz}	n_{xz}
[DICKINSON 1999 II]	123.10	8.85	11.17	5.80	3.17	5.70	0.31	0.31	0.20
[GRASSI 2002]	121.80	8.60	11.92	5.81	3.13	5.67	0.33	0.27	0.24

Tableau II-3 : Comparaison avec les résultats de Dickinson pour le drapage UD [0]₄ 2% renfort

Un calcul de contraintes est ensuite réalisé sous un cas de charge de traction dans le sens x en imposant une déformation extérieure $\varepsilon_x = 0,1\%$. Les résultats montrent une concentration de contraintes sur les fibres désalignées autour du renfort (Figure II-36).

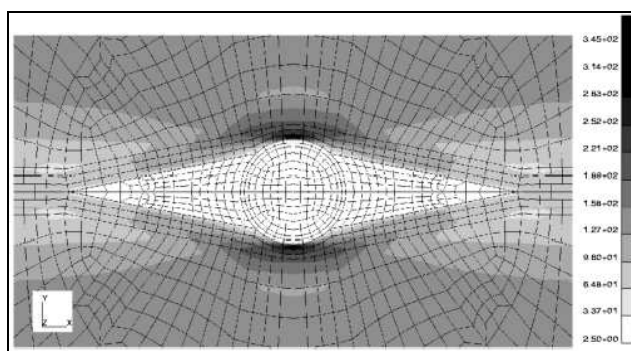


Figure II-36 : Concentration des contraintes équivalentes de Von Mises (MPa) autour de la poche de résine [GRASSI 2002]

La position du renfort par rapport au bord peut diminuer les contraintes normales interlaminaires s'il est suffisamment proche du bord libre, à une distance de l'ordre de l'épaisseur du stratifié. Par contre, au niveau des contraintes de cisaillement transverse, il paraît avoir une influence mineure (Figure II-37).

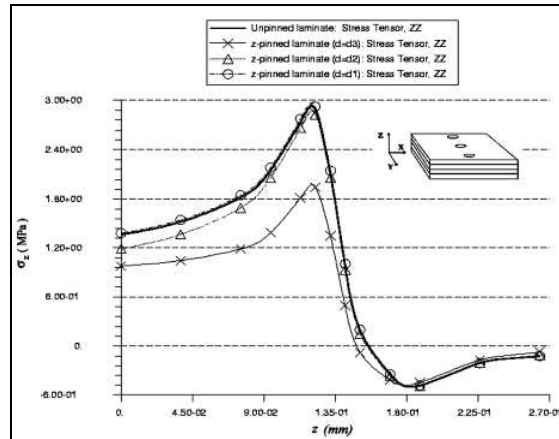


Figure II-37 : Distribution de contraintes σ_{zz} sur l'épaisseur pour différentes positions du renfort ($d_3 = 0.25$ mm, $d_2 = 0.69$ et $d_1 = 1.25$ mm) [GRASSI 2002]

On remarque que les calculs réalisés avec ce dernier modèle ne tiennent pas compte des précontraintes internes dues à la différence de coefficient d'expansion thermique qui apparaissent au moment de la cuisson du stratifié et qui peuvent avoir une influence non négligeable.

Ces deux dernières études présentent une bonne base pour le dimensionnement des structures renforcées et pour identifier les tendances, mais ils devraient être complétées avec des essais expérimentaux pour valider les résultats des modèles correspondants.

II.4.1.2 Efforts de rupture et mécanisme de rupture

Childress et al [CHILDRESS 1992] ont réalisé un travail expérimental afin de déterminer l'influence du renfort par cloutage sur la résistance à traction et en compression des plaques composites. Ainsi, les plaques renforcées présentent une légère diminution de l'effort à rupture en traction mais elles sont aussi résistantes en compression que les pièces non renforcées. Pour ces auteurs, les renforts n'affaiblissent pas le composite dans le plan. Cela est sans doute dû au fait que les plis des plaques testées sont du type tissu où le désalignement des fibres dû au renfort est moins important.

Chang et al [CHANG 2006] ont étudié la sensibilité de la contrainte de rupture des plaques renforcées par cloutage aux paramètres suivants :

- Densité de cloutage
- Diamètre des clous
- Type de séquence : fortement orienté et quasi isotrope

Dans le cas du drapage fortement orienté, la contrainte de rupture diminue avec l'augmentation de la densité de renfort ainsi qu'avec l'augmentation du diamètre du clou. Par contre, il est intéressant de noter que dans le cas du drapage quasi-isotrope aucune sensibilité n'est trouvée avec la densité de clou (cf. Figure II-38).

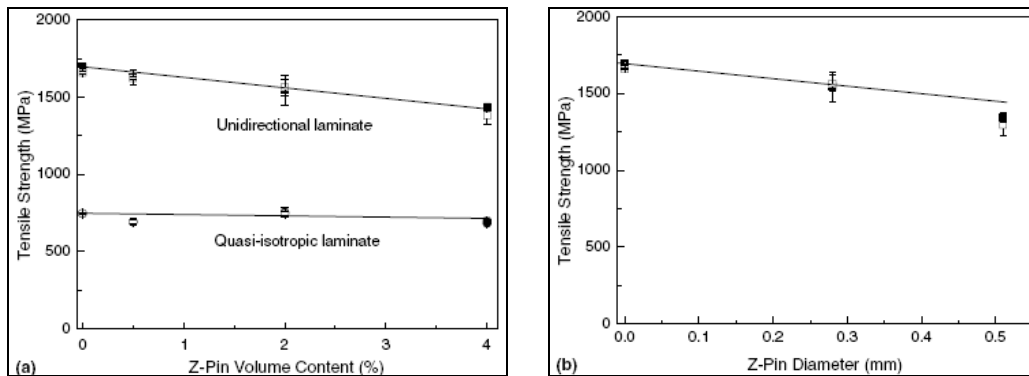


Figure II-38 : Variation de la contrainte maximale en fonction de la densité de renfort a) et du diamètre b) (points pleins : épaisseur nominale, points blancs : épaisseur expérimentale) [CHANG 2006]

Un apport très intéressant de ce travail est l'analyse du mécanisme de rupture des plaques renforcées soumises à de la traction. Ainsi, l'introduction du clou sur des éprouvettes fortement orientées modifie le scénario de rupture : de la rupture transversale des fibres sur les pièces non renforcées (Figure II-39 a), on passe à une rupture mixte, rupture transversale des fibres et ruptures longitudinales (Figure II-39 b).

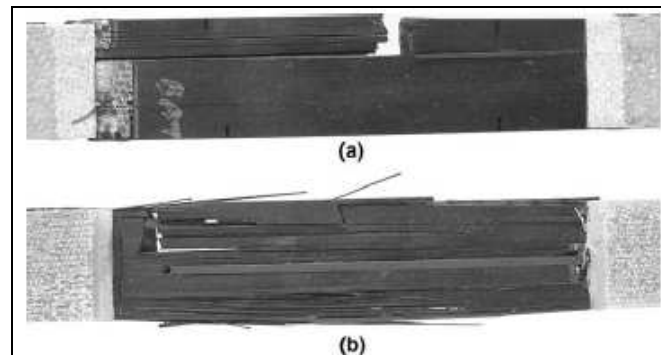


Figure II-39 : Eprouvettes UD après rupture, a) sans renfort et b) avec renfort [CHANG 2006]

L'analyse au microscope des pièces après essai montre l'apparition de micro fissures autour du renfort dans les poches de résine. Les fissures sont alignées avec la charge et elles peuvent être dues aux efforts transverses provoqués par le désalignement des fibres suivant le schéma de la Figure II-40.

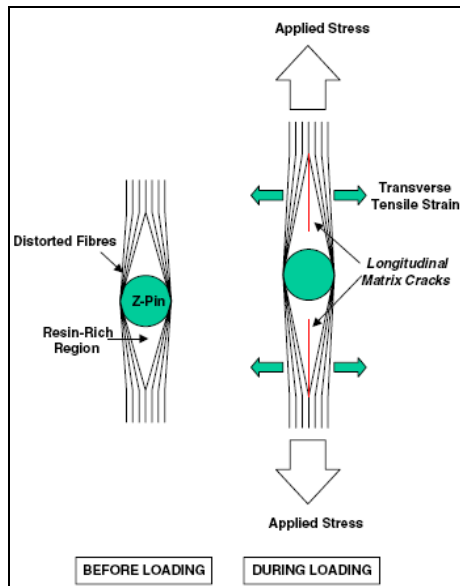


Figure II-40 : Schéma de la fissuration des poches de résine sur des plis UD lors de la sollicitation en traction [CHANG 2006]

Ces micro-fissures sont probablement à l'origine de la déconnexion des fibres.

Dans le cas des éprouvettes quasi isotropes, aucune différence de mécanisme de rupture avec ou sans renfort n'a été observée (cf. Figure II-41).

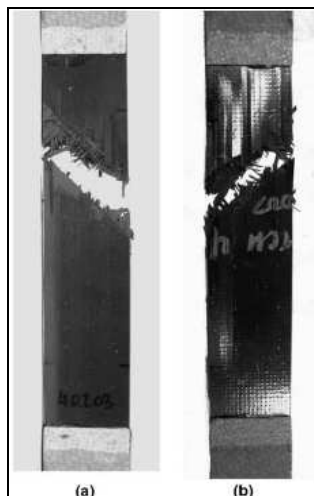


Figure II-41 : Epreuves quasi isotropes après rupture, a) sans renfort et b) avec renfort [CHANG 2006]

Les fissures longitudinales sur les éprouvettes quasi-isotropes sont très peu nombreuses du fait que les canaux de résine sont moins importants que sur les éprouvettes UD.

Une des hypothèses pour expliquer la diminution de la résistance des pièces UD avec l'augmentation du diamètre des clous est l'effet de taille des poches de résine. En effet, le désalignement des fibres joue probablement un rôle mineur car celui-ci augmente peu avec le

diamètre du clou. Par contre, la taille des poches de résine augmente plus fortement et il est probable qu'elles soient à la source de la moindre résistance trouvée (cf. Figure II-42). On remarque que cette évolution n'est plus linéaire pour des diamètres supérieurs à 1 mm.

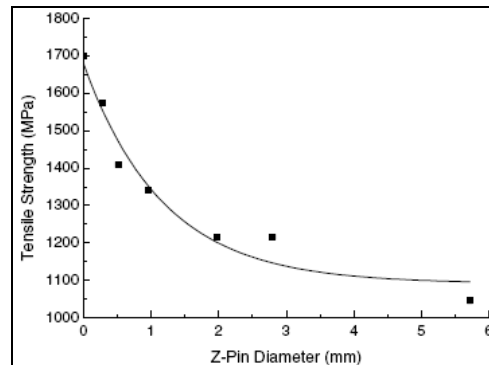


Figure II-42 : Diminution de la contrainte maximale en fonction du diamètre du renfort [CHANG 2006]

L'influence du cloutage sur la contrainte à rupture en compression a été étudiée par Mouritz [MOURITZ 2007]. Les essais réalisés montrent une diminution quasi linéaire de la contrainte à rupture avec la densité de cloutage et le diamètre du clou (cf. Figure II-43). Par rapport à l'influence du drapage, les résultats montrent une diminution de la contrainte de moins en moins marquée à mesure que la proportion de plis orientés à 0° baisse.

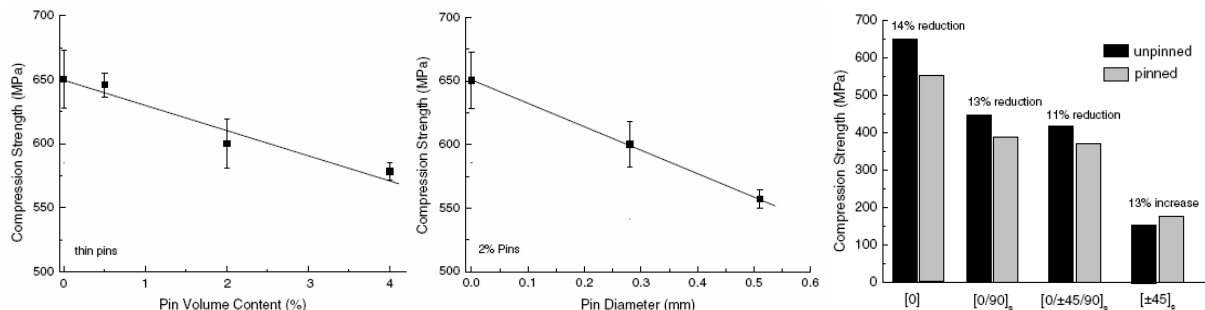


Figure II-43 : Evolution de la contrainte à rupture en compression en fonction de la densité de cloutage (gauche), diamètre du clou (centre) et séquence de drapage (droite) [MOURITZ 2007]

Gunnion et al [GUNNION 2004] ont étudié la sensibilité de l'effort de rupture en traction aux perturbations introduites par le piquage, notamment le vrillage des fibres des peaux extérieures dû à la présence du fil de renfort. Le tissu utilisé sur les éprouvettes testées est du type non-crimp fabric (NCF). Trois épaisseurs de plaques ont été testées. Les résultats expérimentaux montrent que les pièces piquées ont un module de Young légèrement plus faible que les pièces non piquées. L'écart entre les valeurs du module diminue au fur et à mesure que l'épaisseur augmente, sans doute dû au fait que l'affaiblissement des fibres des peaux externes a un poids relatif de moins en moins important.

Toujours dans le domaine du piquage, Aymerich et al [AYMERICH 2003] ont étudié l'influence du piquage au niveau de la résistance en traction statique des plaques composites. Pour leur étude, seuls les bords des éprouvettes sont piqués pour limiter l'initiation du délaminage sur les bords (cf. Figure II-44).

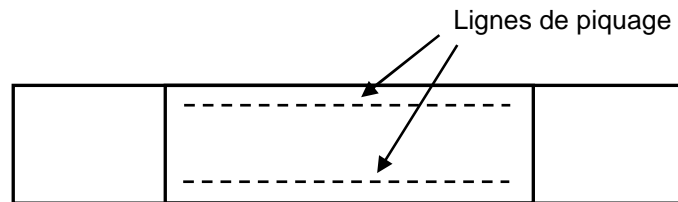


Figure II-44 : Schéma de la position des lignes de renfort [AYMERICH 2003]

Les éprouvettes sont des plaques en carbone/époxy renforcées sur les bords avec du piquage en Kevlar. Elles sont divisées en deux catégories en fonction du drapage : $[+30/-30/90]_s$ et $[+45/-45/0/90]_s$.

Les éprouvettes sont testées en traction statique. Dans les deux cas on trouve une influence différente par rapport aux pièces non renforcées selon le type de drapage (cf. Figure II-45). Ainsi, les plaques piquées dont la séquence est $[+30/-30/90]_s$ présentent une amélioration de la résistance en traction d'environ 25%. Par contre, les plaques avec le drapage $[+45/-45/0/90]_s$ sont 22 % moins résistantes avec le piquage que sous la configuration sans renfort.

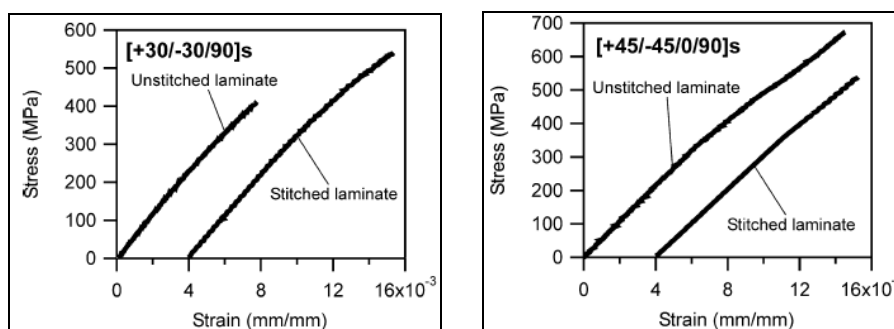


Figure II-45 : Comparaison des courbes des essais de traction de pièces avec et sans piquage

La différence de comportement entre les deux types de drapage peut être expliquée par la double influence majeure du piquage sur les composites : d'une part il augmente la résistance au délaminage du fait de la présence des fibres dans le sens travers mais il provoque aussi des désalignement des fibres, des poches de résine et le vrillage des fibres des peaux extérieures, ce qui, en général, affaiblit le comportement dans le plan par rapport à la

configuration non renforcée (voir § II.3.1). Dans le cas du drapage $[+30/-30/90]_s$, la rupture en traction de l'éprouvette non renforcée est due au délaminage qui démarre sur le bords de la plaque. Le fait de rajouter du piquage précisément sur ces zones freine de manière considérable la progression du délaminage vers l'axe de l'éprouvette et donc augmente la résistance de la pièce alors que les effets de désalignement ont une influence très réduite car les fibres sont orientées à 30° et 90° de l'axe de chargement. Par contre, sur les éprouvettes de drapage $[+45/-45/0/90]_s$, l'effet prépondérant est l'affaiblissement des propriétés mécaniques dans le plan, surtout pour le pli à 0° et donc la tenue mécanique dans le plan diminue avec le renfort.

Une remarque que l'on peut faire à l'étude présentée par Aymerich et al [AYMERICH 2003] est le fait que le drapage $[+30/-30/90]_s$ n'est pas technologique et que donc les conclusions sont difficiles à extrapoler à des pièces structurales.

II.4.1.3 Fatigue

Chang et al [CHANG 2006] ont montré expérimentalement l'influence de la densité et de la taille du clou ainsi que le type de drapage sur la tenue en fatigue.

L'étude montre que le cloutage diminue la résistance en fatigue des composites et que cette diminution augmente avec le taux de renfort (cf. Figure II-46, gauche). Cependant, la diminution est plus ou moins marquée en fonction du type de séquence. Ainsi, les composites fortement orientés semblent être plus sensibles à cette perte de propriétés alors que les composites quasi isotropes montrent une dégradation moins importante (cf. Figure II-46, droite).

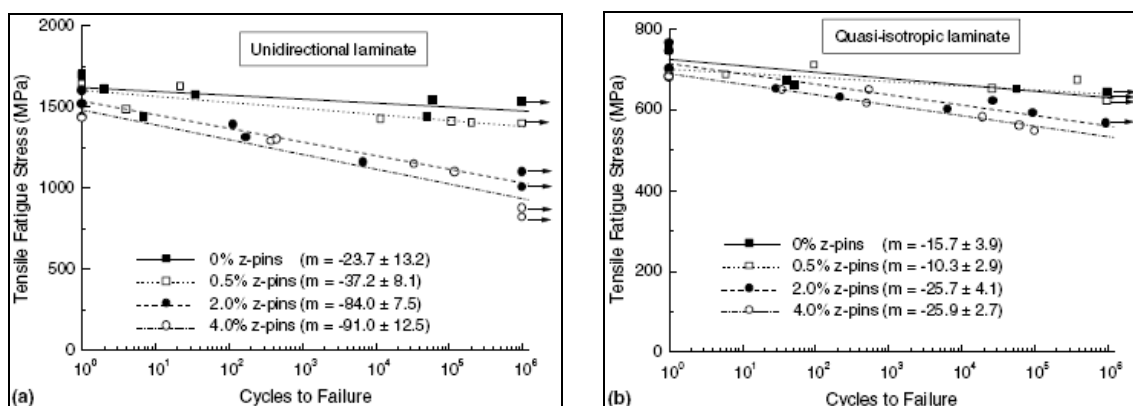


Figure II-46 : Courbes fatigue, influence de la densité de cloutage [CHANG 2006]

Les différences de mécanismes de rupture en fatigue sur ces pièces sont les mêmes que celles trouvées lors des essais statiques (voir chapitre § II.4.1.2) : les éprouvettes UD cloutées

montrent une modification du scénario de rupture par rapport aux plaques non renforcées alors que les plaques quasi isotropes cassent de la même manière avec ou sans cloutage.

II.4.2 Amélioration de la tenue au délaminage

L'objectif premier de l'introduction des fibres de renfort dans le sens transversal est d'améliorer les propriétés mécaniques des composites dans l'axe Z, notamment la tenue au délaminage. Les deux modes de délaminage les plus courants sont le mode I et le mode II. Le premier est souvent quantifié par un essai de poutre DCB (Double Cantilever Beam). Pour le mode II, il y a moins de consensus sur un essai de référence et il est étudié par des essais de flexion trois points ENF (Edge Notched Fracture), des liaisons par « lap-joint » ou d'autre type d'essais.

Les études réalisées sur le comportement en délaminage des stratifiés renforcés montrent en général une amélioration des performances par rapport aux composites non renforcés. Cependant, des différences de comportement entre les configurations renforcées et non renforcées sont observées selon le type d'essai, le matériau, la géométrie de renfort, etc. La compréhension de ces différences nécessite encore beaucoup d'études.

II.4.2.1 Mode I

Freitas et al [FREITAS 1992] ont réalisé des essais sur des poutres DCB en carbone /époxy renforcées avec des clous en bore et en carbone. Les poutres renforcées avec des clous en bore présentent un effort à rupture deux fois plus élevé que les pièces non renforcées et la ruine correspond à la rupture des clous en bore du fait de leur nature fragile. Les poutres renforcées avec des clous en carbone résistent à un effort sept fois plus grand que les éprouvettes non renforcées et la rupture arrive par déchaussement des clous (cf. Figure II-47).

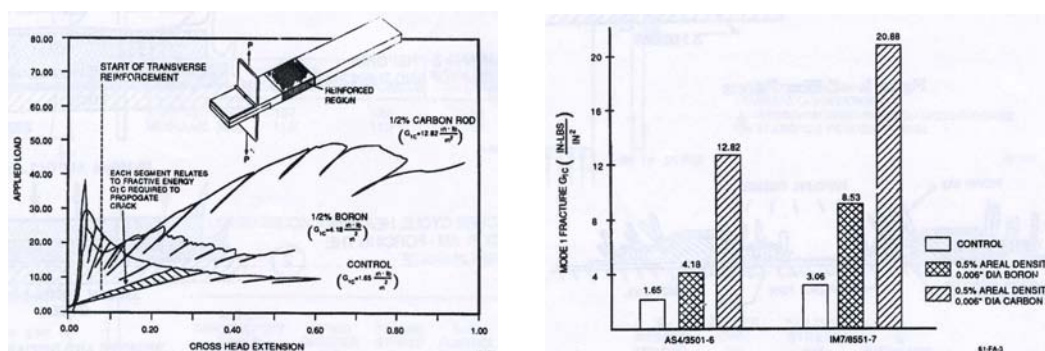


Figure II-47 : Résultats d'essais DCB en mode I [FREITAS 1992]

Partridge et al [PARTRIDGE 2005] ont réalisé aussi des essais sur des poutres DCB renforcées avec des clous en carbone à des densités de cloutage différentes. La courbe effort – déplacement des éprouvettes en mode I montre l’augmentation de la tenue des éprouvettes renforcées en terme de force et de déplacement admissible (cf. Figure II-48).

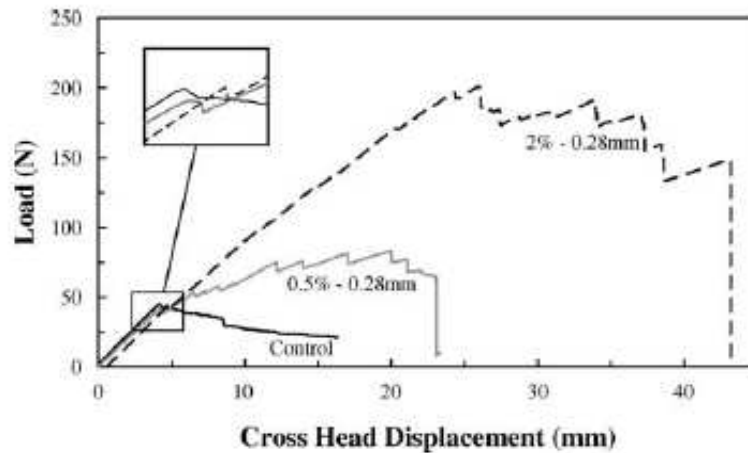


Figure II-48 : Courbe force - déplacement lors d’essai sur DCB en mode I [PARTRIDGE 2005]

Les courbes R des différentes éprouvettes sont présentées sous la forme de surfaces pour mettre en évidence la reproductibilité du mode de délaminage, elles permettent aussi de voir l’influence du renfort sur la valeur de G_{Ic} (cf. Figure II-49):

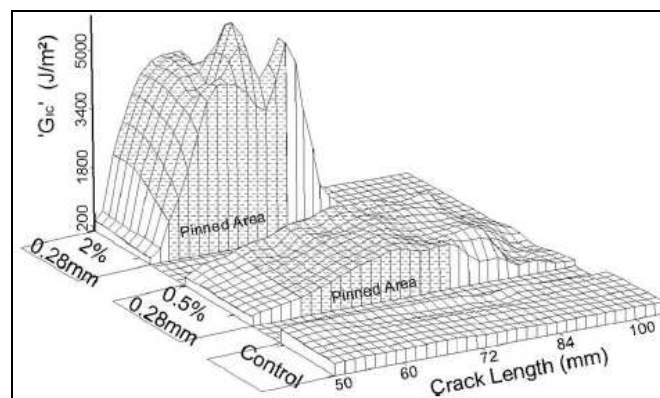


Figure II-49 : Influence du renfort par cloutage sur les courbes R [PARTRIDGE 2005]

Un détail à remarquer par rapport au mécanisme de rupture est que pendant l’ouverture de la fissure, les renforts se déchaussent de l’un des bras de la poutre de telle sorte que le nombre de clous qui se déchausse en même temps est plus ou moins constant. L’analyse visuelle après essais des éprouvettes montre la nature de « slip-stick » du mécanisme de rupture par des traces apparues sur les éprouvettes au niveau de la fissure et perpendiculaires à la direction de propagation.

Cartié et al [CARTIE 2005] présentent des résultats expérimentaux concernant le délaminage des structures cloutées. Plusieurs configurations de densité et de diamètre des clous ont été étudiées. Leurs essais en mode I (DCB) montrent une forte augmentation de l'évolution du G_{IC} en fonction de la longueur de fissure, notamment dans le cas des clous à faible diamètre (0.28 mm) et à forte densité (2%) (Figure II-50).

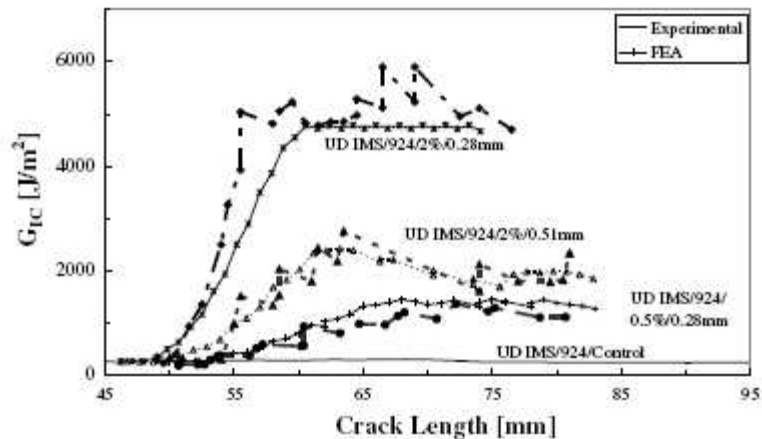


Figure II-50 : Courbes de délaminage des éprouvettes DCB en mode I [CARTIE 2005]

II.4.2.2 Mode II

Des essais de flexion trois points ENF réalisés par Partridge et al [PARTRIDGE 2005] ont montré une amélioration de la tenue au délaminage en mode II des stratifiés renforcés avec clous, notamment dans le cas de la configuration à forte densité (Figure II-51).

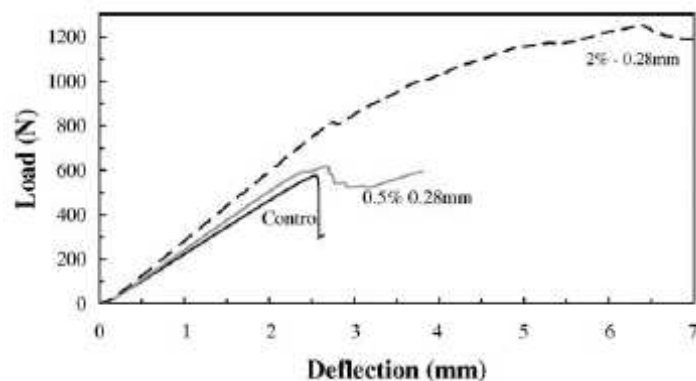


Figure II-51 : Courbe force - déplacement essai DCB mode II [PARTRIDGE 2005]

Au niveau du scénario de rupture, en mode II on observe une première rangée de clous qui casse par cisaillement alors que les autres se déchaussent de l'éprouvette. Il est probable que le matage de la poche de résine soit à l'origine du déchaussement [CARTIE 2005].

Pour analyser l'influence du renfort sur le délaminage et la rupture en mode II, Cartié et al [CARTIE 2005] comparent les résultats de trois types d'essais :

- 3 point Edge Notched Fracture

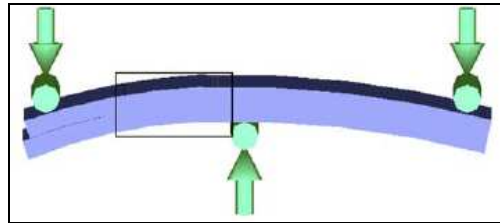


Figure II-52 : Essai de délaminage en mode II 3 point ENF

- Double lap shear joint



Figure II-53 : Configuration de délaminage en mode II par double lap-shear joint

- Z-shear test

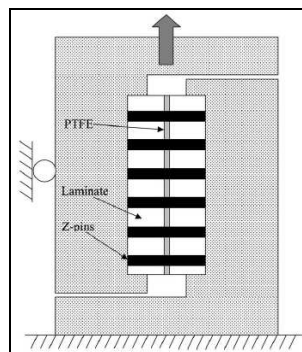


Figure II-54 : Principe d'essai en mode II Z-shear proposé par Cartié [CARTIE 2005]

Sur le premier type de test, les éprouvettes renforcées présentent un effort de rupture beaucoup plus important que les éprouvettes de référence (cf. Figure II-55) tandis que sur le deuxième toutes les éprouvettes présentent une résistance identique. D'après les auteurs, la différence de comportement est due au fait que sur le premier type d'essai l'ouverture de la fissure permet aux clous de se déchausser en absorbant de l'énergie alors que sur le deuxième type d'essai, ils cassent en cisaillement pur sans augmenter la résistance.

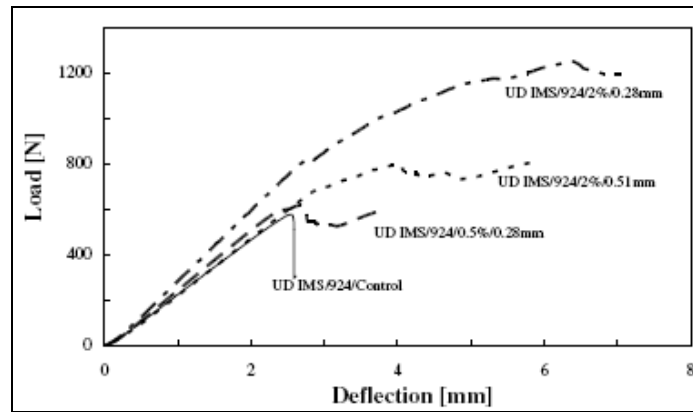


Figure II-55 : Courbes force-déplacement des essais 3p-ENF sur plaques UD [CARTIE 2005]

Le troisième essai (Z-shear) est développé dans l'optique de valider cette dernière hypothèse. Sous cette configuration, les clous travaillent en cisaillement pur. L'analyse des résultats compare la performance d'éprouvettes fabriquées en tissu T300/M21 et en unidirectionnel IM7/M21 (cf. Figure II-56). Les éprouvettes en tissu supportent une charge deux fois supérieure à celle des éprouvettes UD mais leur rupture se produit pour un déplacement 4 fois plus faible. La différence de comportement provient du fait que pour les éprouvettes en tissu, la poche de résine autour du clou est de petite taille et que le clou travaille en cisaillement alors que pour les éprouvettes en UD, le clou déforme la poche de résine et est soumis à une sollicitation mixte cisaillement - traction.

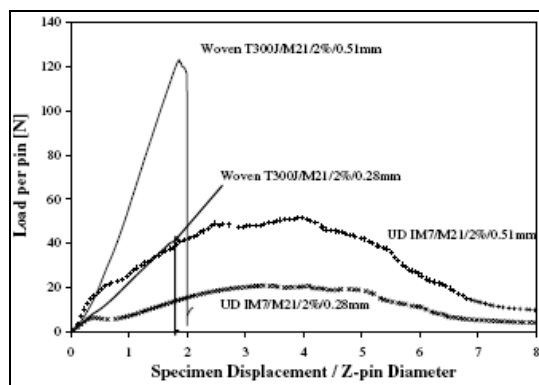


Figure II-56 : Résultats des essais Z-shear

II.4.3 Assemblages par recouvrement

Les assemblages par recouvrement sont fréquemment utilisés en construction de bâtiments, d'automobiles ou aérospatiale. On peut trouver deux types de « lap-joint » : soit les pièces sont polymérisées avant assemblage et elles sont donc liées par un adhésif (co-

bonding), soit elles sont polymérisées en même temps et la liaison alors est assurée par la résine (co-curing). En général, la deuxième option est plus performante au niveau mécanique.

Dans le cas du « co-curing », il est possible de renforcer la liaison par cloutage ou piquage. Dans cette optique, plusieurs études ont été menées pour analyser les avantages et les inconvénients du renforcement.

II.4.3.1 Piquage

Une étude expérimentale de l'effet du piquage sur la résistance et la tenue en fatigue des liaisons « lap-joints » entre des plaques en composite a été menée par Aymerich [AYMERICH 2004]. L'effet du piquage sur les bords de la liaison est étudié. Les deux types d'éprouvettes, fabriqués en carbone/époxy, sont testés sous configurations piquées (Kevlar) et non piquées avec deux types de drapage : $[0^{\circ}_2/90^{\circ}]_s$ et $[90^{\circ}/0^{\circ}_2]_s$.

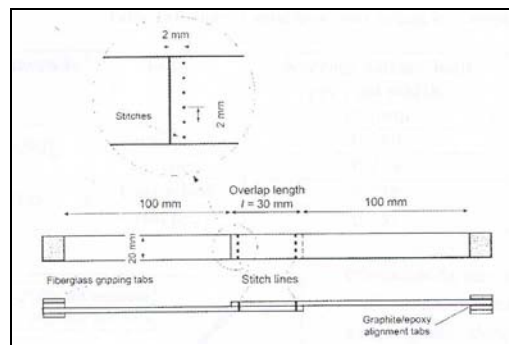


Figure II-57 : Figures des éprouvettes [AYMERICH 2004]

Les résultats des essais en traction statique montrent une insensibilité au piquage des éprouvettes $[0^{\circ}_2/90^{\circ}]_s$ en terme d'effort de rupture car l'éprouvette piquée a seulement 2% plus de résistance que la non piquée. Par contre, l'éprouvette de drapage $[90^{\circ}/0^{\circ}_2]_s$ piquée présente une amélioration moyenne de 36% sur la résistance à traction.

Au niveau de la tenue en fatigue, le piquage a une influence semblable sur les deux types de drapage bien que l'amélioration de la tenue en fatigue est plus remarquable sur le drapage $[90^{\circ}/0^{\circ}_2]_s$ (Figure II-58).

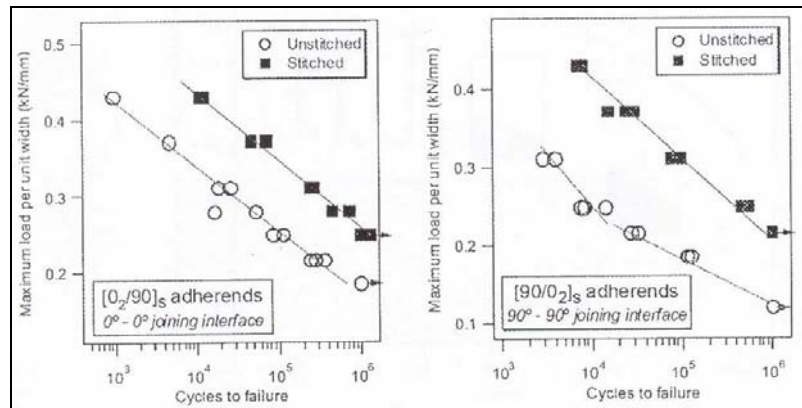


Figure II-58 : Influence du piquage sur le comportement en fatigue [AYMERICH 2004]

En effet, le piquage permet d'augmenter l'énergie d'initiation de la fissure et diminue aussi sa vitesse de propagation. Les auteurs analysent l'évolution de la zone délaminée entre les deux plaques au niveau de l'interface et montrent que la ligne de piquage bloque de manière remarquable la propagation de la fissure. Cependant, au bout d'un certain temps, le front de délaminage dépasse la ligne de piquage et la ruine de la structure arrive sous le même mode que sur la pièce non piquée.

Dans la même étude, l'influence des paramètres définissant la liaison a été étudiée :

- Longueur de contact
- Distance du piquage au bord
- Pas du piquage

Les essais réalisés montrent que la résistance de la liaison croît avec la longueur de contact entre les plaques jusqu'à une certaine valeur à partir de laquelle elle reste constante. Par ailleurs, le fait de renforcer la liaison avec du piquage n'augmente pas la résistance en traction et le mode de rupture est toujours le même : le délaminage de l'interface entre les plaques.

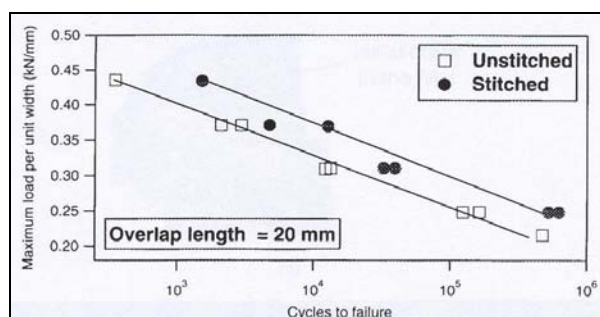


Figure II-59 : Courbe fatigue, distance de superposition du « lap joint » 20 mm

Cependant, la tenue en fatigue est considérablement augmentée avec le piquage. En effet, les éprouvettes piquées présentent des durées de vie entre 3 et 5 fois supérieures en fonction de la configuration testée (cf. Figure II-59). L'augmentation de la durée de vie est le résultat d'une dilatation de la phase d'initiation et de la phase de propagation de la fissure (Figure II-60). On remarque que le piquage reste intact pendant toute la durée de l'essai en fatigue jusqu'à la ruine totale. L'influence de la position du piquage par rapport au bord des plaques sur la résistance en statique et en fatigue reste faible.

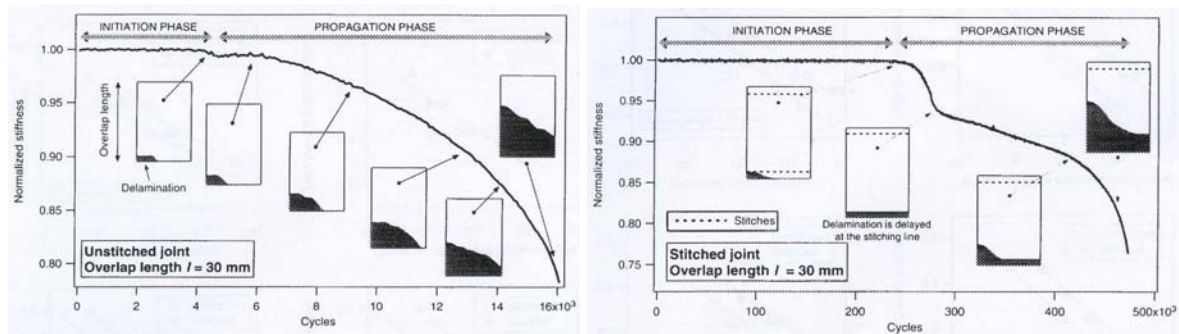


Figure II-60 : Evolution de la raideur des liaisons en fonction du nombre de cycles, non piquée (gauche) et piquée (droite)

Une étude très semblable a été menée par Reeder et al [REEDER 2004]. Les résultats d'une campagne d'essais de traction statique et en fatigue sur des éprouvettes type « lap-joints » piquées y sont présentés. Les éprouvettes étudiées, fabriquées en carbone/époxy, se divisent en deux groupes selon la surface de la liaison : courtes et longues. Le matériau du piquage est toujours des fibres de Kevlar® insérées au nombre de 235 pour chaque liaison. Pour les essais statiques, les pièces dont la liaison a été piquée montrent une charge à rupture de l'ordre de 2,5 supérieure aux éprouvettes non piquées, que la liaison soit courte ou longue. Le mode de rupture est dans tous les cas la propagation du délaminage qui apparaît sur les bords et qui se propage vers le centre de la pièce (Figure II-61).

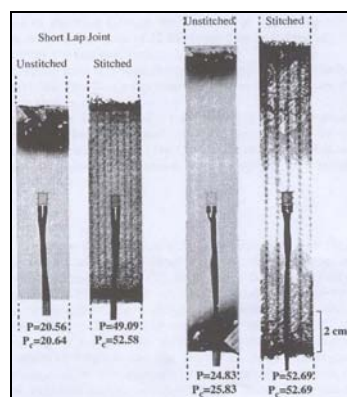


Figure II-61 : Radiographie éprouvettes [REEDER 2004]

Les résultats en fatigue suivent la même tendance que les résultats en statique. Ainsi, pour une durée de vie donnée, les pièces piquées présentent une durée de vie 2,5 fois supérieure à celle des pièces non piquées (cf. Figure II-62).

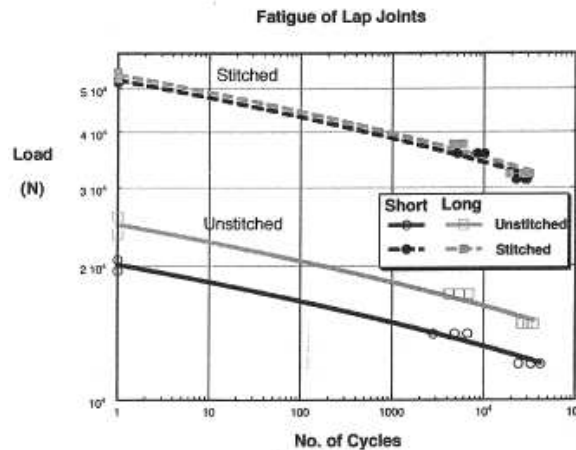


Figure II-62 : Courbes de fatigue des jonctions type "lap-joints" d'après [REEDER 2004]

Les auteurs ont remarqué le fait que pour un effort en fatigue égal à 70% de l'effort à rupture statique, les éprouvettes courtes piquées résistent au chargement appliqué après le délaminage complet de l'interface. Dans cette configuration, le piquage seul est capable d'absorber la charge pendant un nombre de cycles non négligeable.

II.4.3.2 Cloutage

Chang et al [CHANG 2006 II] se sont intéressés aux avantages des liaisons type « lap-joint » cloutées par rapport aux liaisons simplement co-polymérisées. La Figure II-63 montre la géométrie des éprouvettes testées par les auteurs. La comparaison des résultats sous plusieurs configurations permet de montrer l'influence des paramètres de cloutage, notamment la densité de renfort et le diamètre des clous.

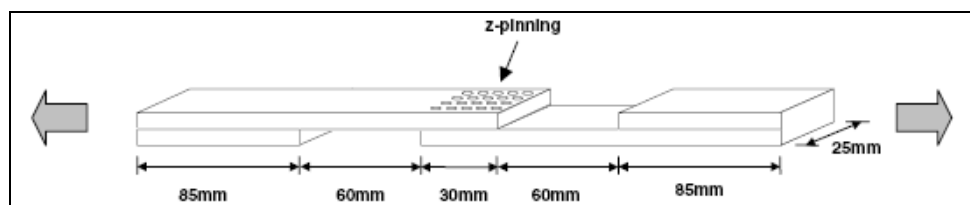


Figure II-63 : Schéma des éprouvettes testées par Chang et al [CHANG 2006 II]

Comme pour le piquage, des améliorations en terme d'effort à rupture statique et de durée de vie en fatigue sont observées. Parmi les configurations testées, la plus performante montre un effort de rupture accru de 40%, une elongation à rupture 55% plus importante que

la configuration non-renforcée, et une durée de vie 40% plus élevée. Cette configuration correspond à une densité de cloutage de 2% avec des clous de 0,28 mm de diamètre.

Il s'avère qu'en statique et en fatigue les propriétés en traction et le mécanisme de rupture sont fortement influencés par la densité de cloutage et le diamètre des clous. Les clous freinent les fissures qui apparaissent à l'interface de la liaison et permettent le transfert d'efforts même après le délaminage complet de l'interface.

La sensibilité à la densité de cloutage a été étudiée avec des clous de 0,28 mm de diamètre. Avec une densité de cloutage de 0,5% la rupture se produit par délaminage de l'interface de la liaison suivie de la rupture des clous. Par contre, pour des densités de 2% et 4% le scénario de rupture change : on constate une rupture statique dans la zone non cloutée (Figure II-64).

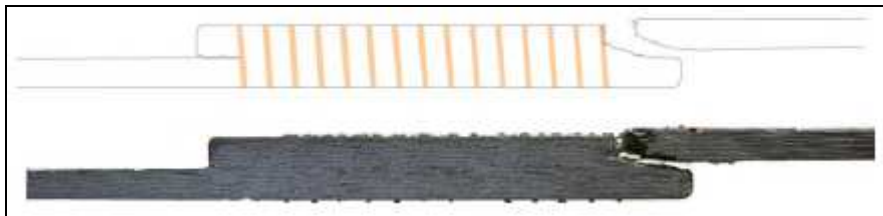


Figure II-64 : Rupture en zone non cloutée du fait de la densité de renfort importante [CHANG 2006 II]

Le diamètre des clous influence aussi le mécanisme de rupture. Les éprouvettes avec des clous de 0.51 mm et 2% de densité de cloutage arrivent à rupture par déchaussement des clous alors que pour les clous de 0,28 mm et 2% de densité, le scénario est la rupture des clous (voir Figure II-65) ou la rupture de la partie non cloutée.



Figure II-65 : Vue de profil de la liaison avec clous 0,51 mm après rupture par déchaussement des clous [CHANG 2006 II]

Grassi et al [GRASSI 2006] ont étudié les liaisons type « lap-joint » entre deux cylindres composites (pipelines) renforcées par cloutage. Les résultats expérimentaux montrent aussi une amélioration de la tenue des liaisons en traction de l'ordre de 35%.

Des assemblages cloutés type « lap-joint » ont aussi été étudiés par Rugg et al [RUGG 1998] avec la particularité d'avoir des clous inclinés à $\pm 45^\circ$. Ces liaisons cloutées présentent une raideur plus importante et un effort à rupture de l'ordre de deux fois supérieur à celui des

liaisons non cloutés. Cependant, l'effort d'apparition des premières fissurations est seulement légèrement plus important sur les pièces cloutées que sur les non cloutés. Les auteurs analysent en détail le mode de rupture de chaque type de clou. Ainsi, les clous orientés dans le sens de la sollicitation de cisaillement sont déchaussés rapidement tandis que ceux orientés en opposition avec l'effort supportent une forte sollicitation en cisaillement avant de déchausser.

La problématique des jonctions « lap-joint » cloutées avec des clous inclinés est aussi traitée par Chang et al [CHANG 2008] lors de leur étude expérimentale sur le comportement en température des « lap-joints ». Les auteurs réalisent des essais à différentes températures sur des lap-joints renforcés dont les clous sont orientés dans ou en opposition du sens de la sollicitation. L'inclinaison des clous par rapport à la perpendiculaire est entre 13° et 23° et elle est causée par le procédé de fabrication (voir § II.3.1). A des températures inférieures à 200°C on n'observe pas de différence entre les inclinaisons des clous « dans le sens » de l'effort et « en opposition » avec l'effort. A partir de 200°C, on observe une raideur légèrement plus importante des clous orientés dans le sens de l'effort sans influence sur la tenue de la pièce. Les assemblages renforcés avec des clous « en opposition » à la sollicitation présentent une chute d'effort moins importante suivie d'un allongement à rupture plus élevée.

L'étude citée précédemment [CHANG 2008] porte principalement sur le comportement des « lap-joints » cloutés à des températures comprises entre 23° et 250°C. Toutes les configurations cloutées présentent une amélioration en terme de tenue par rapport aux configurations non cloutées (cf. Figure II-66). Le cloutage à 2% avec des clous de 0,28 mm est la configuration la plus performante avec une augmentation de 60%. L'évolution de la tenue en fonction de la température affiche un plateau en dessous de 150°C suivi d'une forte diminution dans le cas des températures supérieures à 150°C. La diminution de la tenue avec la température est accompagnée, dans le cas des pièces cloutées, d'un changement du mode de ruine de l'éprouvette. Ainsi, à basse température, le mode de rupture des assemblages cloutés commence par un délaminage à l'interface suivi de la rupture des clous par cisaillement ou de la rupture des extrémités non cloutées dans le cas de densités de cloutage les plus élevées. Cependant, à haute température, la ruine de l'éprouvette arrive systématiquement par déchaussement des clous. La différence de comportement est très probablement due à l'assouplissement et l'apparition du comportement visqueux de la résine avec la montée en température.

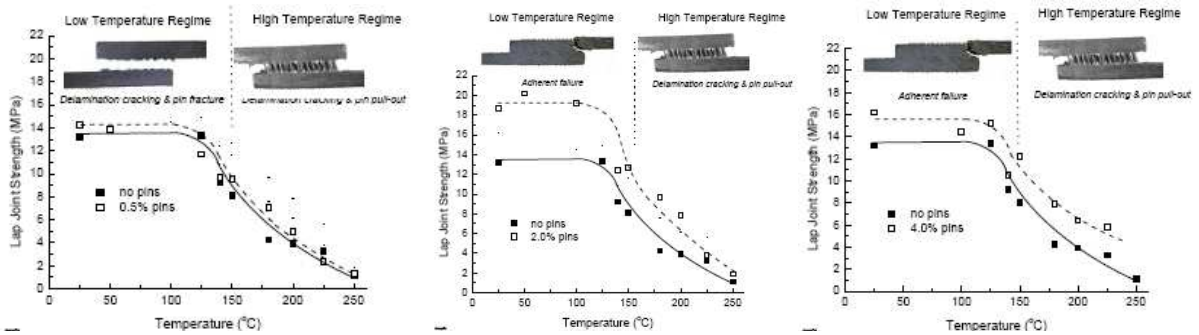


Figure II-66 : Évolution de la tenue en fonction de la température sur trois densités de renfort : 0,5%, 2% et 4% d'après [CHANG 2008]

II.4.4 Assemblages en T

Certains auteurs se sont intéressés aux assemblages en forme de T ou double L, très présents dans les structures aéronautiques. Cartié et al [CARTIE 2006] ont réalisé des essais d'arrachement sur des liaisons en double L renforcées par cloutage et par tufting (§II.2.2.1) en les comparant à des assemblages non renforcés. Les pièces cloutées présentent une tenue légèrement plus importante que celles non cloutées et une énergie absorbée nettement supérieure (Figure II-67). Le renfort par tufting semble plus efficace car la tenue en arrachement est de l'ordre de 80% plus élevée que sur les pièces non renforcées. Cependant, aucun des deux renforts n'améliore significativement l'effort limite car les premières fissurations apparaissent sur le cœur du T où le renfort n'a pas d'influence. La comparaison directe entre cloutage et tufting n'est pas possible car les méthodes de fabrication sont différentes: prepreg plus autoclave dans le cas du cloutage et RTM dans le cas du tufting.

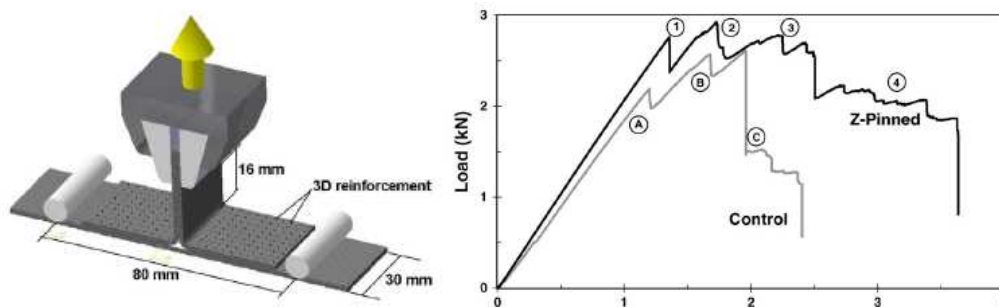


Figure II-67 : Essai d'arrachement sur double L clouté (gauche) et courbes effort/déplacement (droite) [CARTIE 2006]

D'autres essais d'arrachement sur double L clouté ont été réalisés par Greenhalgh et al [GREENHALGH 2006]. D'après leurs résultats, l'effort de fissuration n'est pas influencé par la présence des clous. Cependant, la tenue de l'assemblage clouté est deux fois supérieure à

celle des pièces non cloutées. La différence de comportement par rapport aux essais réalisés par Cartié et al [CARTIE 2006] peut provenir du fait que les éprouvettes ne sont pas tout à fait identiques : longueur de recouvrement différente, matériaux différents, etc.

Un autre type d'assemblage par piquage a été étudié par Stickler et al ([STICKLER 2000] et [STICKLER 2001]). Il s'agit de liaisons en T du type peau-raidisseeur sans recouvrement entre le voile et la peau du T. Les pièces, fabriquées en carbone époxy et assemblées avant polymérisation avec du fil de carbone, sont soumises à une sollicitation de flexion. La Figure II-68 et la Figure II-69 montrent respectivement les assemblages testés et le montage en flexion.

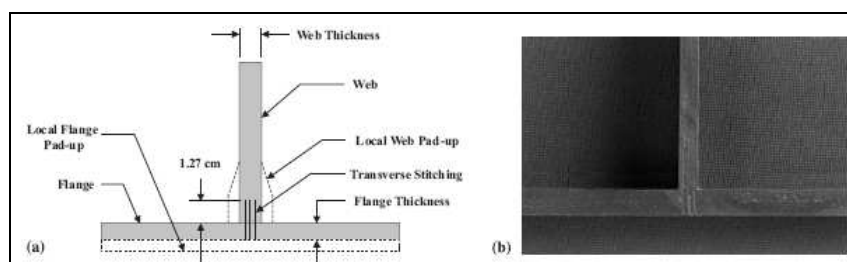


Figure II-68 : Epreuves de liaison en T piquées

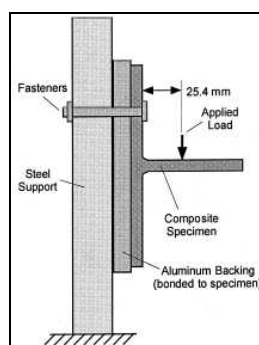


Figure II-69 : Montage de flexion

Les résultats expérimentaux montrent un comportement non linéaire du fait du comportement plastique des coins de résine existants sur l'angle de la liaison et des non linéarités géométriques liées à l'essai (Figure II-70).

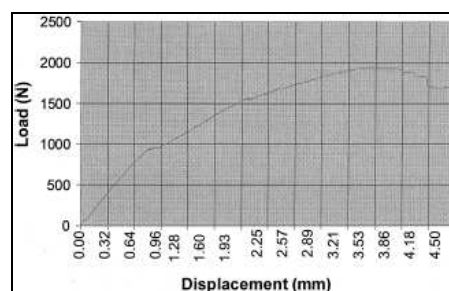


Figure II-70 : Courbe typique force - déplacement d'essai de flexion [STICKLER 2000]

Le mécanisme de rupture en flexion de ce type d'assemblage est présenté sur la Figure II-71.

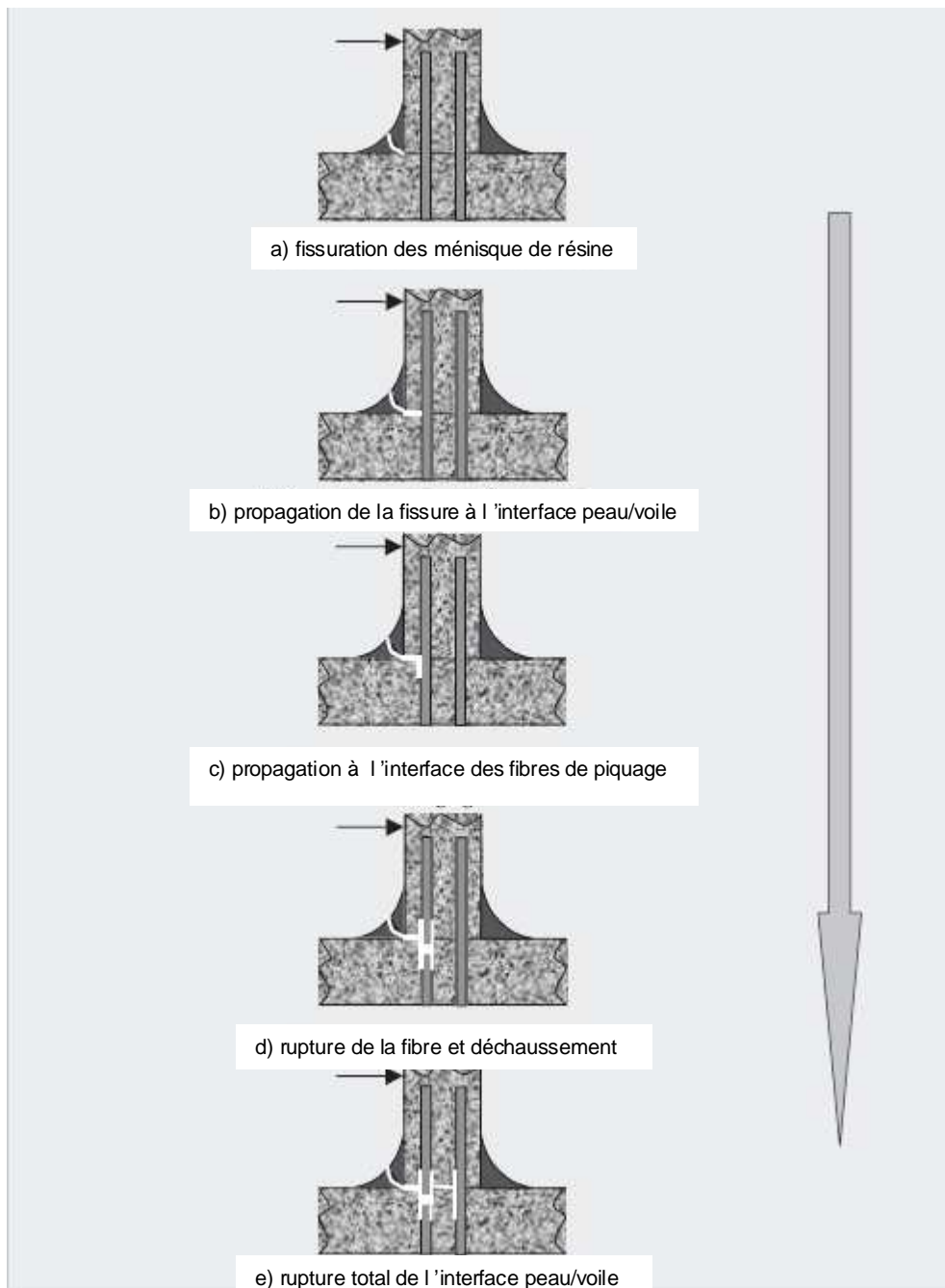


Figure II-71 : Schéma du mécanisme rupture [STICKLER 2000]

Des essais en arrachement sont aussi réalisés sur le même type de jonction. La courbe force/déplacement sur la Figure II-72 montre un comportement non linéaire dès la mise en chargement attribué pour l'auteur au comportement plastique de la résine

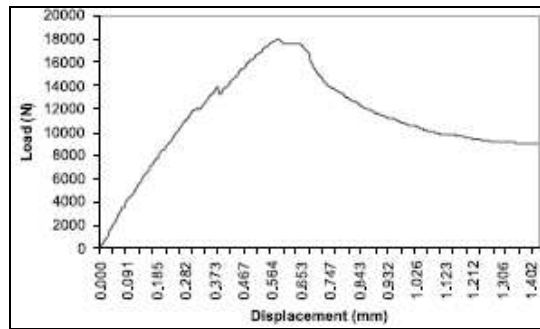


Figure II-72 : Courbe essai traction [STICKLER 2000]

La ruine de la structure se produit par fissuration de la zone riche en résine entre le voile et la peau sans rupture des fibres du piquage.

II.4.5 Résistance et tolérance au dommage

Les renforts de type cloutage ou piquage permettent l'amélioration globale de la résistance et de la tolérance au dommage des structures composites. Ils peuvent être utilisés dans les zones courantes ou dans les jonctions.

La tenue à l'impact est l'un des points faibles des structures en matériau composite. Le fait de renforcer la structure avec des fibres en sens transverse semble être une bonne technique pour diminuer cette faiblesse. Childress et al [CHILDRESS 1992] ont réalisé des essais d'impact à la grêle. Les panneaux renforcés par cloutage présentent une surface délaminée entre 30 et 50% moins importants que les panneaux non renforcés. Les auteurs remarquent une performance supérieure d'une plaque renforcée par une grille de cloutage (Figure II-73, droite) par rapport à une plaque renforcée de manière uniforme (Figure II-73, gauche).

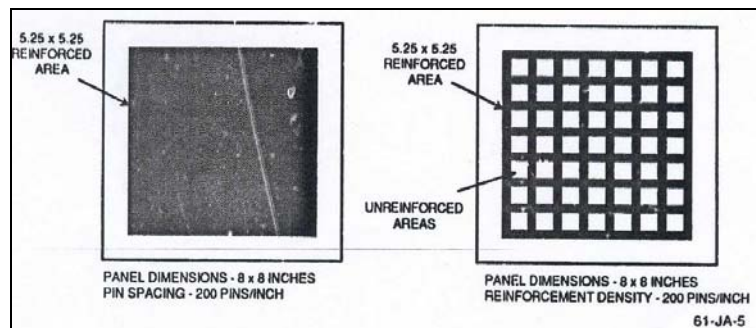


Figure II-73 : Aire de la plaque renforcé, gauche renforcement uniforme, droite renforcement sur une grille [CHILDRESS 1992]

Les auteurs présentent aussi une amélioration de la résistance à l'impact haute énergie d'un raidisseur lié au panneau par cloutage par rapport à la même structure simplement copolymérisé. Le raidisseur sans renfort se détache entièrement du panneau suite à l'impact alors que le raidisseur renforcé par cloutage est fortement détérioré mais il reste en place.

Mouritz [MOURITZ 2003] récapitule et explique l'influence du piquage sur la tenue au délaminage des structures soumises à impact. Le piquage peut diminuer fortement la surface de délaminage ou il peut n'avoir aucun effet selon le cas. D'après son étude, si la longueur maximale de délaminage est inférieure à 15 mm, le piquage ne diminue pas la surface de délaminage (Figure II-74a). Par contre, à partir d'une longueur de délaminage supérieure à 15 mm le piquage peut augmenter la résistance au délaminage (Figure II-74b).

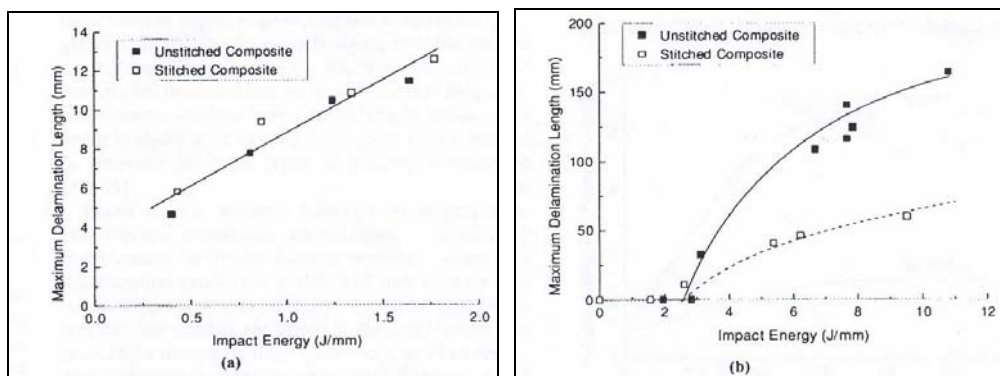


Figure II-74 : Taille maximale du délaminage en fonction de la énergie d'impact [MOURITZ 2003]

Ce phénomène s'explique en regardant la courbe de résistance au délaminage en fonction de la longueur de fissure d'une éprouvette piquée normalisé avec la même courbe pour une éprouvette non piquée (Figure II-75).

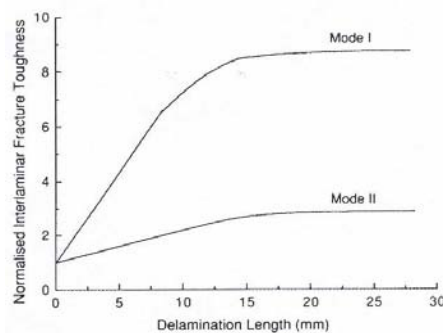


Figure II-75 : Courbe R des pièces renforcées avec du piquage

La Figure II-75 montre que le piquage est plus intéressant en terme de résistance au délaminage lorsque la fissure présente une taille supérieure à 15 mm environ, car à partir de cette longueur le nombre de points de piquage qui brident la fissure est assez important. Par

contre pour des tailles de fissure inférieures à 15 mm, les points de piquage qui brident la fissure ne sont pas très nombreux et donc la différence par rapport à une fissure sans piquage est moindre.

Dans le cadre d'une approche plus technologique, Childress [CHILDRESS 1998] utilise la technique cloutage pour construire un prototype de caisson de voilure d'avion de combat capable de tenir les exigences en terme de résistance à l'impact avec un gain de masse (Figure II-76). La structure est certifiée aux sollicitations de bélier hydrodynamique créée par l'impact d'un projectile sur l'aile chargée de combustible. La nouvelle structure ainsi conçue pour l'avion de combat F22 est 20% plus légère que la structure qui équipe les avions actuellement.

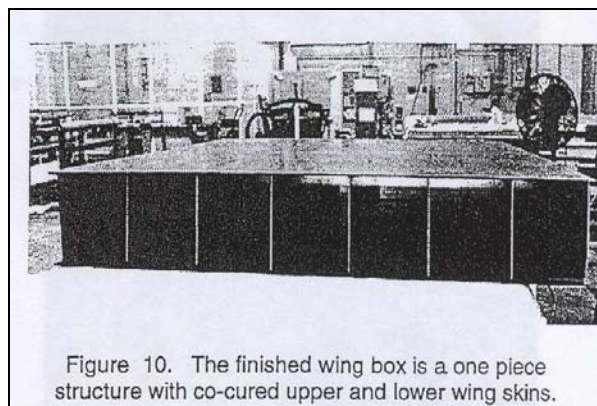


Figure II-76 : Caisson de voilure assemblé par cloutage

En terme de tenue résiduelle, des plaques en carbone/époxy ont été testées en compression après impact par Childress et al [CHILDRESS 1992] pour étudier l'influence du renfort z-pinning. Les plaques renforcées montrent une résistance en compression entre 35 et 50 % supérieure à celle des plaques non renforcées.

Des structures panneau/raidisseur représentatives des structures aérospatiales ont été testées en compression après impact par Clark [CLARK 2003]. Il s'agit de structures panneau/raidisseur où certaines zones du panneau sont renforcées avec la technique du z-pinning dont le comportement est comparé à celui de structures non renforcées. L'analyse des surfaces délaminées après l'impact montre l'influence du renfort qui permet de diminuer de 71% environ la zone délaminée même si l'impact ne se produit pas sur la zone renforcée. La charge de ruine des pièces impactées est 32% plus élevée pour la structure renforcée localement par cloutage que sur la structure non renforcée.

II.5 MODELISATIONS

II.5.1 Introduction

On présente dans cette section les modèles de la littérature dédiés à des problématiques autour des renforts transversaux. Dans un premier temps, on analysera les modèles développés pour étudier le comportement au niveau micromécanique du renfort transversal : soit pour simuler son comportement en arrachement, soit pour analyser les contraintes d'origine thermique autour du renfort. Dans un deuxième temps, les modèles dédiés à l'analyse et la simulation du délaminage des structures cloutées ou piquées seront aussi présentés.

II.5.2 Etudes locales

II.5.2.1 Liaison élémentaire renfort-résine et renfort-stratifié en arrachement

Zhang, Liu, Kim et al [ZHANG 1999] [LIU 1999] [KIM 1998] proposent des modèles de comportement de fibre dans une poche de résine dans le cadre de leur étude sur l'interface fibre/résine. Il s'agit d'un modèle analytique dédié au comportement d'une fibre en arrachement dont les résultats sont comparés avec un modèle numérique éléments finis [ZHANG 1999]. Malgré le fait que le modèle est a priori dédié à l'étude de l'interface fibre/résine, il pourrait être aussi appliqué sur une échelle plus grande à l'étude de l'arrachement du renfort de la poche de résine qui l'entoure.

Ce modèle est représenté sur la Figure II-77.

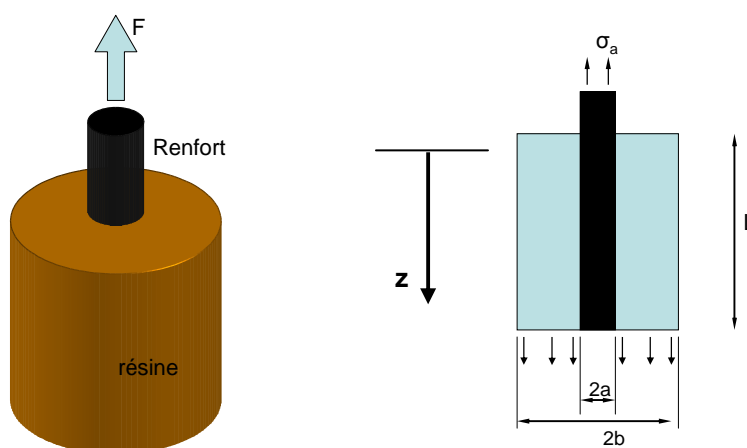


Figure II-77 : Schéma du modèle d'arrachement [ZHANG 1999]

On considère la fibre en arrachement noyée dans un cylindre de résine dont les dimensions sont spécifiées sur la figure. On s'intéresse ici au calcul de la contrainte d'interface ($\tau_i(z)$) et des contraintes axiales dans la fibre ($\sigma_f^z(z)$) et dans la résine ($\sigma_m^z(z)$) en supposant qu'elles sont fonction seulement de la coordonnée axiale. La fibre est soumise à une contrainte normale axiale σ_a . Sur la face opposée à celle de l'application de la force, la fibre est libre. Sur cette même face la résine a des déplacements nuls. On impose les conditions limites suivantes :

$$\begin{aligned}
\sigma_f^z(0) &= \sigma_a \\
\sigma_f^z(L) &= 0 \\
\sigma_m^z(0) &= 0 \\
\sigma_m^z(L) &= \frac{a^2}{b^2 - a^2} \cdot \sigma_a = \gamma \cdot \sigma_a
\end{aligned}
\tag{Eq. II-1}$$

A partir des équations d'équilibre et l'hypothèse de comportement élastique de fibre et résine on trouve les expressions des contraintes cherchées :

$$\begin{aligned}
\sigma_f^z(z) &= k_1^b \cdot \sinh(\lambda \cdot z) + k_2^b \cdot \cosh(\lambda \cdot z) - \frac{A_2}{A_1} \cdot \sigma_a \\
\tau_i(z) &= -\frac{a \cdot \lambda}{2} (k_1^b \cdot \cosh(\lambda \cdot z) + k_2^b \cdot \sinh(\lambda \cdot z))
\end{aligned}
\tag{Eq. II-2}$$

où :

$$\lambda = \sqrt{A_1}$$

$$A_1 = \frac{[\alpha \cdot (1 - 2 \cdot k \cdot \nu_f) + \gamma \cdot (1 - 2 \cdot k \cdot \nu_m)]}{(C_2 - 2 \cdot k \cdot C_1)}$$

$$A_2 = -\frac{\gamma \cdot (1 - 2 \cdot k \cdot \nu_m)}{(C_2 - 2 \cdot k \cdot C_1)}$$

$$C_1 = \frac{\gamma}{8} \cdot \left\{ 2 \cdot \eta_1 \cdot b^2 \cdot \ln\left(\frac{b}{a}\right) \cdot \left[1 + \gamma \cdot \left(\frac{b^2}{a^2} + 1\right) \right] - 2 \cdot \eta_2 \cdot (b^2 + a^2) + 4 \cdot b^2 - 2 \cdot \eta_1 \cdot (b^2 - a^2) \right\}$$

$$C_2 = \frac{\nu_m \cdot \gamma}{4} \cdot \left\{ 2 \cdot \eta_1 \cdot b^2 \cdot \ln\left(\frac{b}{a}\right) \cdot (1 + \gamma) - \eta_2 \cdot (b^2 + a^2) + 2 \cdot b^2 - \eta_1 \cdot (b^2 - a^2) \right\}$$

$$k = \frac{(\alpha \cdot \nu_f + \gamma \cdot \nu_m)}{(\alpha \cdot (1 - \nu_f) + 1 + 2 \cdot \gamma + \nu_m)}$$

$$\alpha = \frac{E_m}{E_f}$$

$$k_1^b = \frac{\frac{A_2}{A_1} - \left(1 + \frac{A_2}{A_1}\right) \cdot \cosh(\lambda \cdot L)}{\sinh(\lambda \cdot L)} \cdot \sigma_a$$

$$k_2^b = \left(1 + \frac{A_2}{A_1}\right) \cdot \sigma_a \quad (\text{Eq. II-3})$$

A partir des expressions ci-dessus on peut connaître l'influence de certains paramètres. Les auteurs montrent différentes répartitions de contraintes en fonction de la longueur de la fibre (L), du diamètre de la poche de résine (b) et du module de Young de la matrice. La Figure II-78 présente l'influence de la longueur de la fibre où on observe des contraintes sur la fibre et à l'interface plus importants à mesure que la longueur diminue.

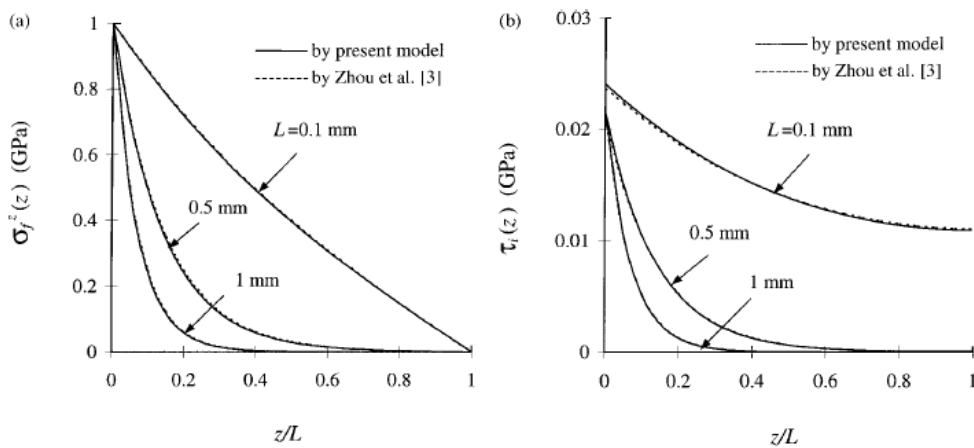


Figure II-78 : Influence de L sur la distribution de contraintes normales dans la fibre et de cisaillement à l'interface

Par rapport à l'influence du module de Young de la résine, on observe sur la Figure II-79 une diminution de la contrainte axiale sur la zone centrale de la fibre et une augmentation des contraintes à l'interface sur la partie supérieure avec une résine plus rigide.

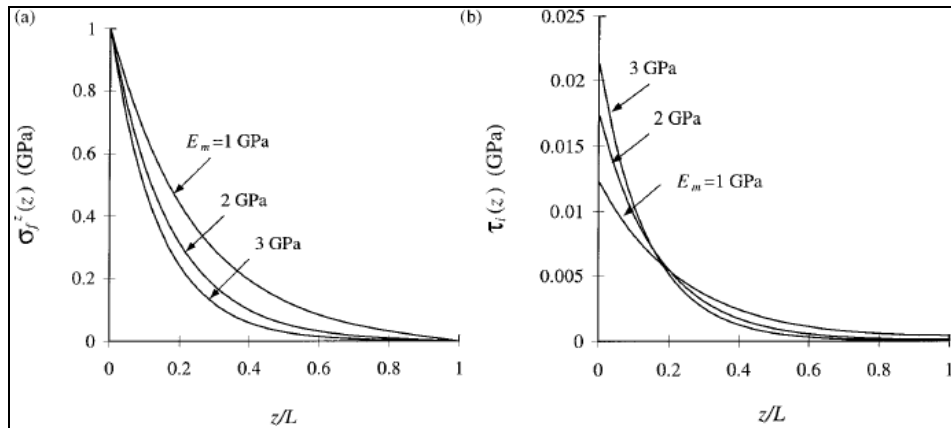


Figure II-79 : Influence du module de Young de la résine sur les distributions de contraintes

Le diamètre de la poche de résine peut influencer fortement l'état de contraintes. La Figure II-80 montre les distributions de contraintes pour des rayons de poche de résine de 1mm et 0,3 mm où on voit un changement d'allure et des niveaux des contraintes.

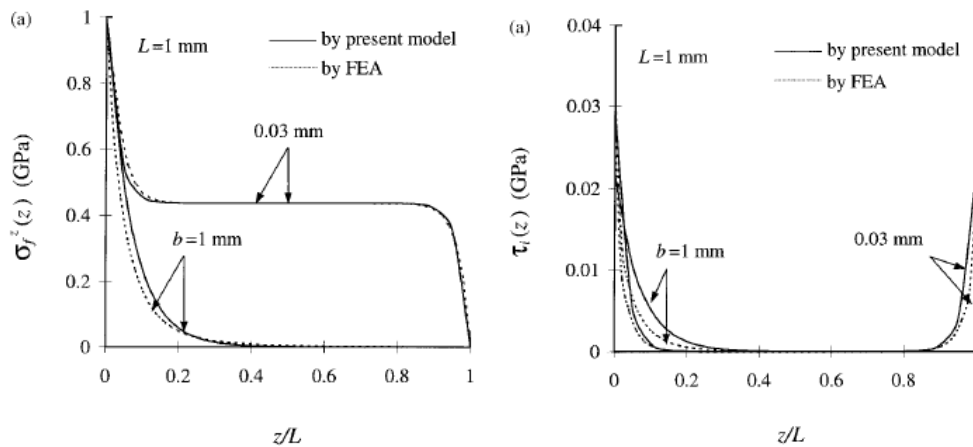


Figure II-80 : Influence de la taille du cylindre de résine

Par rapport à la validation du modèle, on remarque en général un bon accord avec le modèle EF.

Dans une optique plus focalisée sur l'arrachement de renforts transversaux, Meo et al [MEO 2005] présentent un modèle éléments finis pour simuler le déchaussement d'un clou du stratifié. Le modèle représente le renfort cylindrique, une poche de résine également cylindrique, et une région du stratifié autour du clou (voir Figure II-81).

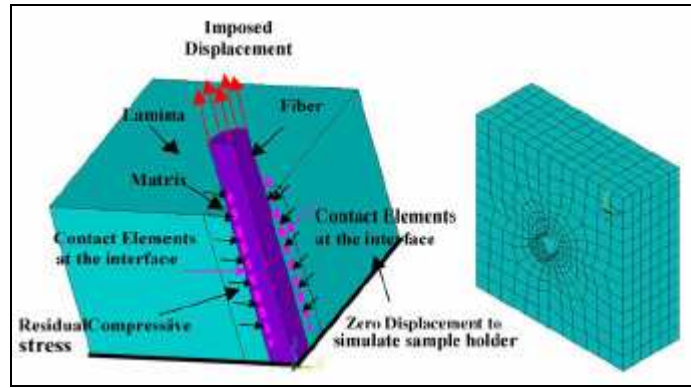


Figure II-81 : Modèle EF [MEO 2005]

Sur ce modèle, les poches de résine sont considérées comme cylindriques car le stratifié est fabriqué avec du tissu et donc les poches de résine ont une taille réduite.

Pour simuler le déchaussement, la contrainte de friction à l'interface renfort-poche de résine est supposée être une fonction de la contrainte normale selon la loi présentée sur la Figure II-82.

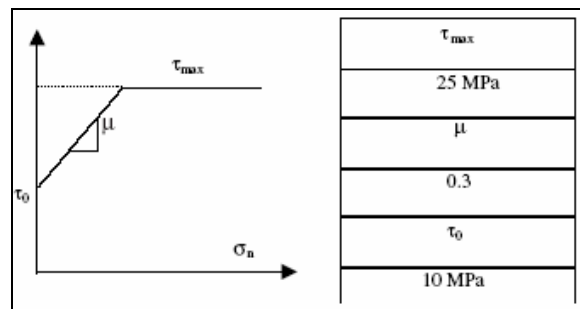


Figure II-82 : Loi contrainte cisaillement à l'interface [MEO 2005]

La contrainte normale à l'interface (σ_n) a une valeur initiale qui correspond aux contraintes thermiques générées pendant de fabrication et elle est fixée arbitrairement à 10MPa.

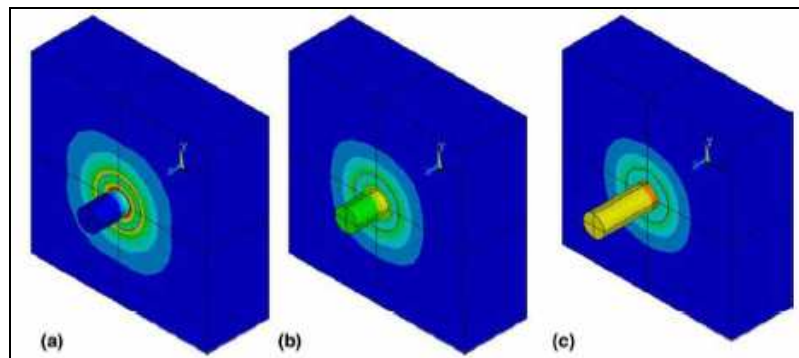


Figure II-83 : a) déformation élastique, b) initiation du déchaussement et c) glissement avec frottement, d'après [MEO 2005]

Après une étude paramétrique, le modèle présente une bonne corrélation avec les résultats d'essai (voir Figure II-84).

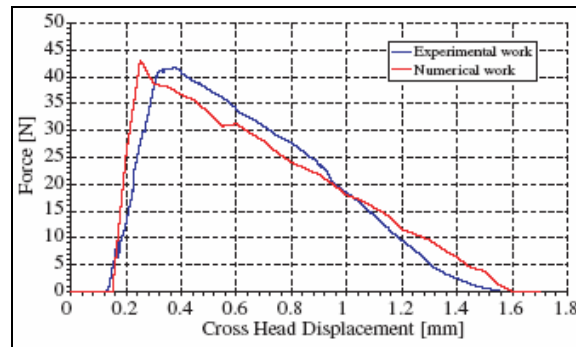


Figure II-84 : Comparaison courbe expérimentale et simulation [MEO 2005]

L'étude paramétrique montre la sensibilité de la loi d'arrachement aux coefficients de la loi de friction (Figure II-85).

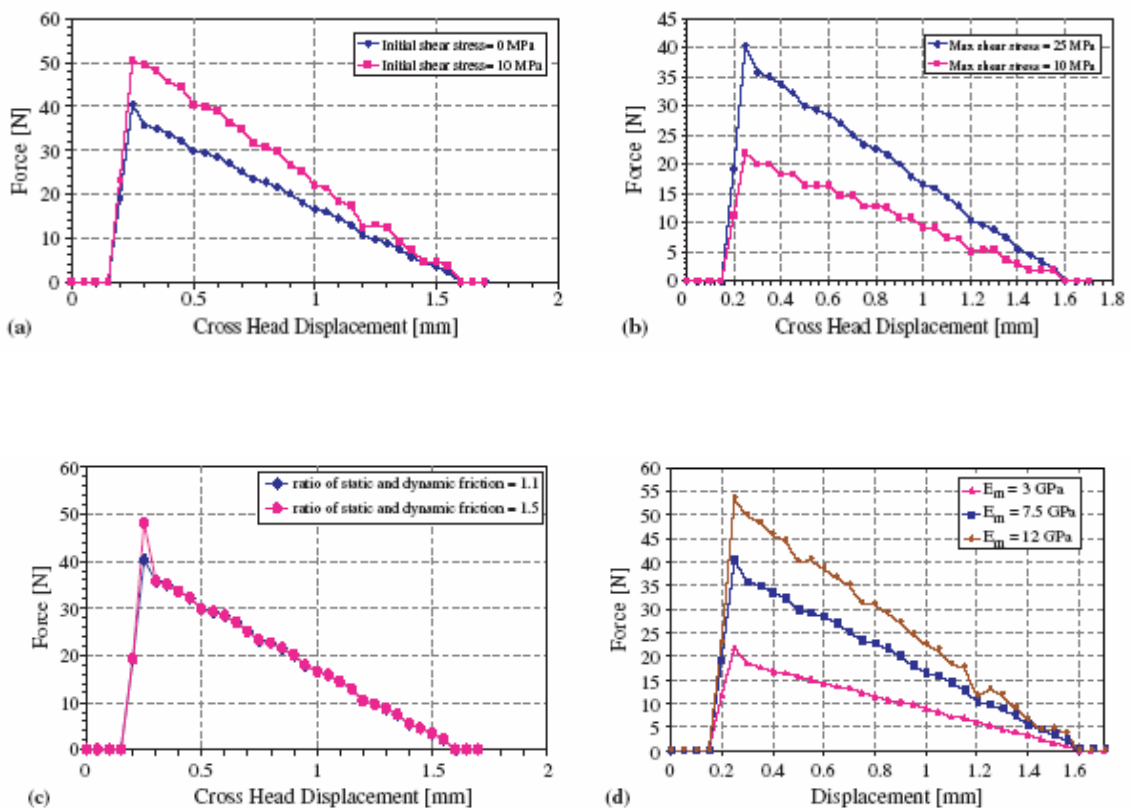


Figure II-85 : a) effet de τ_0 b) effet de la contrainte maximale de cisaillement, c) influence du rapport des coefficients de friction statique et dynamique et d) influence du module de Young de la résine [MEO 2005]

On remarque que l'augmentation de τ_0 (contrainte de cisaillement à l'interface correspondant à $\sigma_n = 0$) augmente le pic de force de manière remarquable (Figure II-85 a). La Figure II-85 b) montre comment la force maximale augmente de 22 à 41 N, soit 86% si la

contrainte maximale de cisaillement admissible passe de 10 MPa à 25 MPa. D'après le modèle, il existe une sensibilité à la raideur de la résine, ainsi une résine plus raide permet d'accroître la tenue du clou (Figure II-83 d).

L'étude précédente est basée sur l'hypothèse que le clou est tenu à l'intérieur du stratifié par friction. Cependant, les essais d'arrachement sur clous ont montré que dans certains cas, il existe une liaison plus forte due au collage entre le clou et la résine (voir §II.3.2.2). Dans ce dernier cas, cette modélisation ne pourrait s'appliquer que lorsque le clou est préalablement déchaussé et glisse à l'intérieur du stratifié.

II.5.2.2 Contraintes d'origine thermique autour du clou

Il a été déjà montré que la microstructure du stratifié autour du clou, avec la présence notamment de poches de résine, peut être à l'origine d'importantes concentrations de contraintes suite à des variations de température. Dans certains cas, le niveau de contraintes peut provoquer l'apparition de fissures.

Les premiers travaux développés autour de cette thématique sont les modèles de Hyer [HYER 1994] et Barret [BARRET 1996] dédiés au calcul de contraintes et déformations autour d'un piquage provoqués par une variation de température. Il s'agit de modèles axisymétriques où on représente le renfort, la poche de résine et le stratifié. La Figure II-86 présente un schéma du modèle de Barret [BARRET 1996] très similaire au modèle de Hyer [HYER 1994].

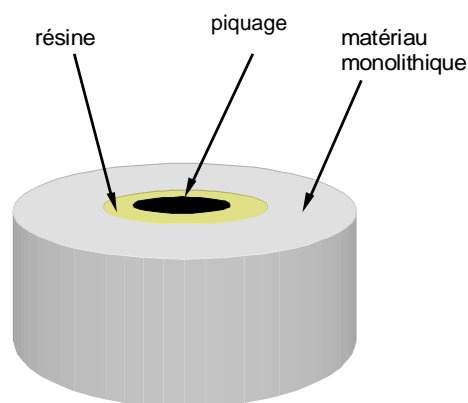


Figure II-86 : Schéma du modèle de Barret [BARRET 1996]

Malgré la simplicité des modèles, les résultats, déjà présentés en §II.3.2.1, ont montré l'apparition d'un niveau de déformations et contraintes importantes sur la poche de résine et ils ont ouvert le chemin à d'autres modèles plus poussés.

Sweeting et al [SWEETING 2004] ont observé des fissures à l'interface entre le clou et la résine (Figure II-23) et ils ont développé un modèle pour estimer l'état de contraintes sur cette zone. Les auteurs s'intéressent aux effets du cycle de polymérisation sur les poches de résine elliptiques qui se créent autour du renfort. Les cycles de polymérisation appliqués aux pièces composites montent à des températures de l'ordre de 180°C. Donc, le refroidissement jusqu'à la température ambiante de 25°C est de l'ordre de 150°C. Dû à la différence des coefficients de dilatation thermique de la résine par rapport au renfort et aux plis, les poches de résine peuvent se fissurer pendant le refroidissement. A partir d'un modèle éléments finis représentant une cellule du matériau composite renforcé, les contraintes résiduelles dans les alentours du renfort sont calculées en comportement thermo-élastique. Le modèle de base est constitué de quatre plis à $[0^\circ/90^\circ/0^\circ/90^\circ]$ où on inclut les poches elliptiques de résine alignées avec les fibres dans chaque pli (Figure II-87).

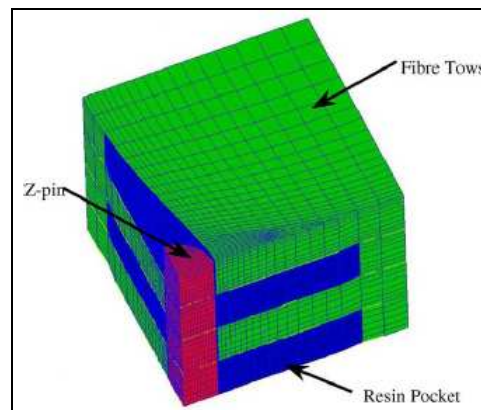


Figure II-87 : Modèle EF pour calcul de contraintes thermiques [SWEETING 2004]

Parmi les hypothèses, le modèle ne tient pas compte de l'augmentation locale du taux de fibres sur la zone autour du renfort au niveau de chaque pli et il ne prend pas en compte non plus le changement de comportement matériau de la résine pendant le cycle de polymérisation dans la poche de résine.

Ce modèle permet une analyse paramétrique de l'influence du taux de fibre, du nombre des plis, du diamètre et du matériau du renfort, du matériau des plis et de la géométrie de la poche de résine sur le champ de contraintes résiduelles.

Le modèle montre que la contrainte maximale admissible d'une résine standard est dépassée pour la plupart des configurations. Seule une combinaison de renfort et plis en fibre de verre permet de diminuer légèrement l'état de contraintes et même dans ce cas, 60 % des

éléments ont une contrainte principale supérieure à la valeur maximale admissible qui est fixée à 70 MPa (voir Figure II-88).

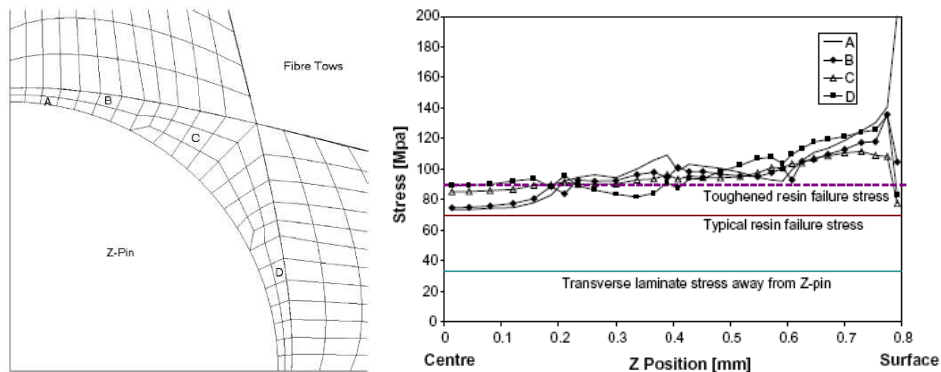


Figure II-88 : Position des points de calcul (gauche) et distribution de la contrainte principale sur l'épaisseur pour ces points (droite) [SWEETING 2004]

II.5.3 Délaminage de structures renforcées par cloutage ou piquage

II.5.3.1 Comportement du renfort

A cheval entre les modèles locaux et le délaminage des structures renforcées on trouve le travail de Cox [COX 2002]. L'auteur présente une loi de comportement d'un piquage ou d'un clou soumis au délaminage en mode mixte. La géométrie considérée est un renfort incliné initialement par rapport au plan de délaminage (Figure II-89).

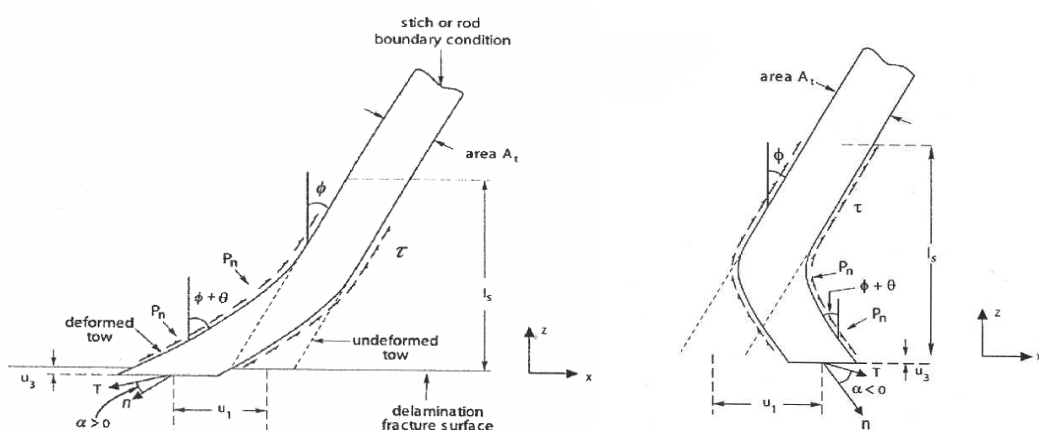


Figure II-89 : Schéma du problème considéré par Cox [COX 2002] : renfort incliné dans le sens (gauche) ou en opposition (droite) au sens de l'effort sous délaminage en mode mixte

A partir des équations d'équilibre, des hypothèses de comportement élastique du renfort et de considérations géométriques, le modèle permet d'établir une relation entre les efforts appliqués et les déplacements du renfort. Le modèle considère le déchaussement et le glissement du renfort à l'intérieur du stratifié mais il ne prend pas en compte sa possible rupture. L'auteur réalise des études paramétriques qui montrent l'influence de l'inclinaison et de l'effort de traction (suivant Z) sur la réponse du renfort. Ces résultats ne sont pas présentés ici car, compte tenu de la complexité de la formulation, leur compréhension nécessiterait une explication très détaillée qui échappe au cadre de cette étude bibliographique. Le modèle est appliqué à un essai de délaminage retrouvé dans la littérature. La Figure II-90 montre la comparaison entre les résultats du modèle et de l'expérience où on trouve un bon accord entre les deux. Cet accord est obtenu grâce au réglage de certains paramètres qui ne peuvent être obtenus qu'expérimentalement.

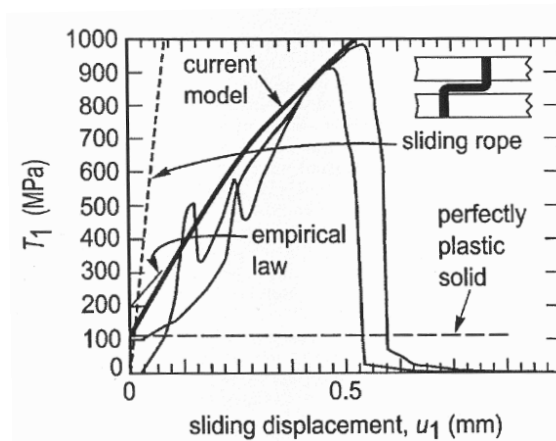


Figure II-90 : Comparaison de la prédiction du modèle de Cox avec un cas expérimental de délaminage en Mode II

II.5.3.2 Simulation du délaminage

II.5.3.2.1 Modèles analytiques

Dans les études de délaminage, notamment le délaminage sur des poutres DCB, on trouve plusieurs développements analytiques pour modéliser le comportement des clous. On présente ici le modèle de Sun et al [SUN 2004] qui simule le comportement des clous métalliques renforçant une poutre DCB. Les clous sont supposés travailler en traction et en flexion lors de l'ouverture de la fissure. Le comportement en traction et en flexion est découplé en supposant des faibles déplacements et donc la linéarité du problème. Le comportement en traction est supposé purement induit par la friction. La contrainte de friction

est constante sur toute la longueur du clou, la déformation élastique du clou et de la matière autour du clou est dans ce cas négligée :

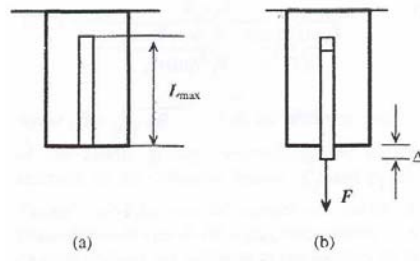


Figure II-91 : Schéma d'arrachement du modèle [SUN 2004] a) clou complètement chaussé et b) partiellement déchaussé

On obtient :

$$F = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \tau \cdot (L_{\max} - \Delta) \quad (\text{Eq. II-4})$$

En flexion, le support du clou est modélisé par des ressorts élastiques linéaires qui représentent les deux bras de la poutre DCB (Figure II-92).

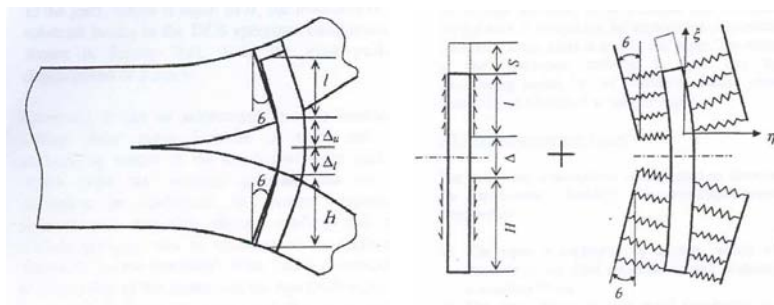


Figure II-92 : Déformation du clou à l'intérieur de l'éprouvette DCB (gauche) et superposition du comportement en traction et en flexion (droite)

Avec ce modèle les auteurs montrent que la flexion a une influence considérable dans le comportement de la poutre DCB (Figure II-93). Par contre les résultats théoriques de ce modèle n'ont pas été comparés à des résultats expérimentaux. Il est donc difficile de juger la validité de l'approche.

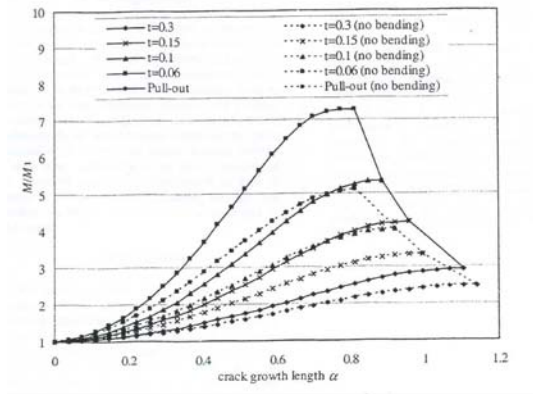


Figure II-93 : Influence de la flexion d'après le modèle [SUN 2004]

Rartcliffe et al [RATCLIFFE 2004] présentent un modèle analytique de poutre DCB renforcée avec des clous soumise à un essai de délaminage. Les clous sont considérés comme des ressorts non linéaires à deux pentes (voir Figure II-94) où les raideurs sont calculées à partir de résultats expérimentaux de Cartié [CARTIE 2001] :

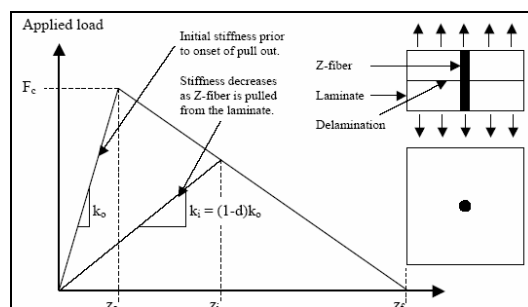


Figure II-94 : Courbe arrachement [RATCLIFFE 2004]

La réponse des bras de la poutre DCB est calculée à partir de la théorie classique des poutres à laquelle on ajoute l'action des clous. Le modèle est utilisé pour simuler un essai réalisé par Cartié [CARTIE 2001] et montre un très bon accord avec l'expérience (Figure II-95).

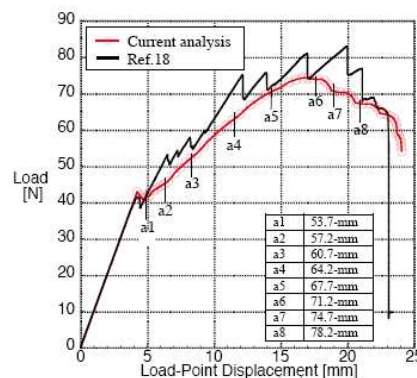


Figure II-95 : Comparaison des résultats du modèle de Rartcliffe et al [RATCLIFFE 2004] avec l'essai réalisé par Cartié [CARTIE 2001]

II.5.3.2.2 Modèles numériques

De nombreux auteurs utilisent des modèles éléments finis pour simuler le délaminage de stratifiés cloutés ou piqués. Ils s'intéressent principalement au délaminage dans le cas d'essais DCB mais aussi au comportement d'autres assemblages comme le « lap-joint »

Un grand nombre d'auteurs modélisent le comportement des clous par un ressort bi-linéaire dont les paramètres sont obtenus à partir d'essais élémentaires d'arrachement de clou. On suppose donc que le clou travaille en arrachement indépendamment de la sollicitation globale appliquée.

Cartié et al [CARTIE 2003], considèrent les clous en tractions comme des ressorts non linéaires dont la force est fonction du déplacement avec l'allure présentée sur la Figure II-96.

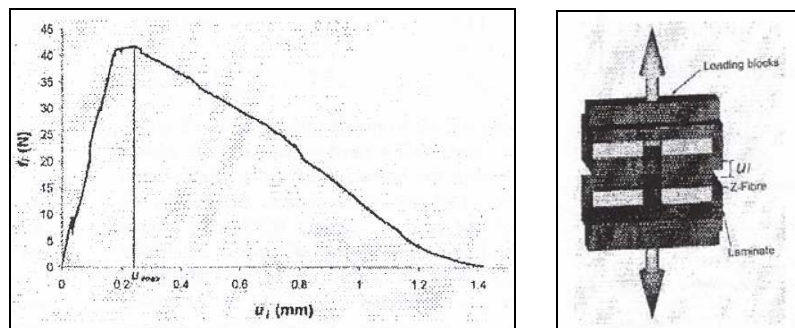


Figure II-96 : Loi d'arrachement et montage d'essai [CARTIE 2003]

L'utilisation du modèle de ressort non-linéaire montre un bon accord avec les résultats expérimentaux sur la courbe force-déplacement de l'éprouvette DCB (cf. Figure II-97).

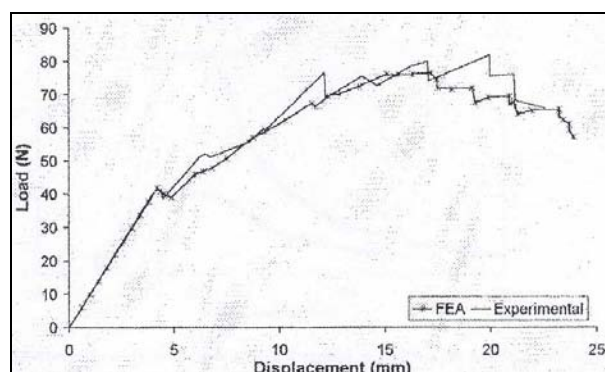


Figure II-97 : Comparaison modèle - résultats expérimentaux [CARTIE 2003]

Yann et al [YANN 2003] utilisent aussi un modèle de ressort non linéaire à deux pentes pour modéliser les clous dans le cadre d'une étude numérique sur la résistance au délaminage en mode I d'une poutre DCB composite. Les valeurs de la force maximale, du déplacement à force maximale et du déplacement maximal proviennent des essais

d'arrachement de clous. La comparaison entre le modèle numérique développé et les résultats d'essais montre un très bon accord (voir Figure II-98).

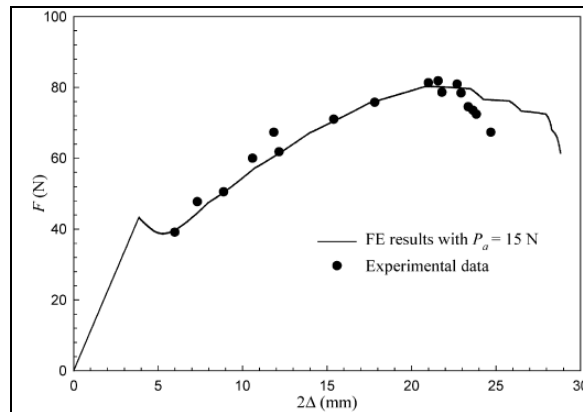


Figure II-98 : Comparaison modèle - essais [YANN 2003]

Robinson et al [ROBINSON 2004] représentent les clous de renfort d'une poutre DCB en mode I par des ressorts dont la courbe force/déplacement est présentée sur la Figure II-99. La valeur du déplacement maximal de la courbe simplifiée coïncide avec le déplacement maximal expérimental. La valeur de la force maxi F^* est calculée de telle façon que l'aire sous la courbe simplifiée soit égale à l'aire sous la courbe expérimentale force/déplacement. La raideur initiale du clou est considérée infinie à cause de la grande raideur du clou carbone par rapport à la raideur sens travers du stratifié. Avec ce modèle le résultat en terme de force / déplacement de l'extrémité de la poutre est très correct (voir Figure II-99).

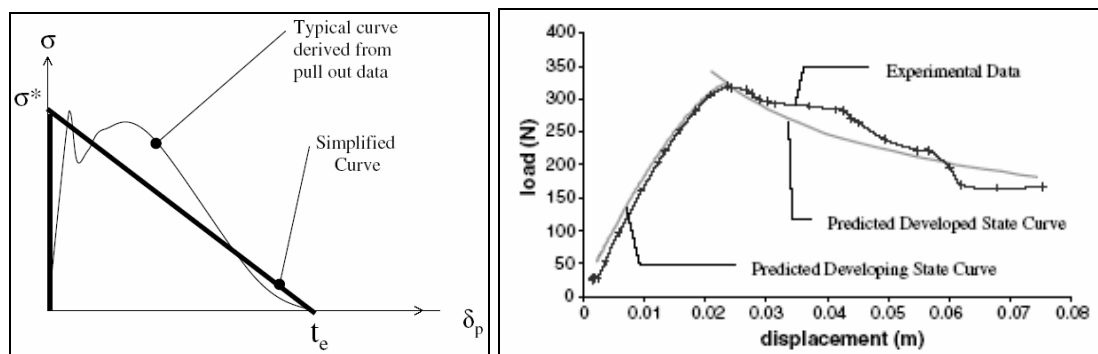


Figure II-99 : Courbe arrachement de clou (gauche) et comparaison résultats simulation et essais (droite) [ROBINSON 2004]

La modélisation des clous par des ressorts avec une loi bilinéaire à deux pentes est aussi appliquée sur des modèles de délaminage en mode II. Yan et al [YAN 2004] utilisent un modèle éléments finis pour étudier l'influence des clous de renfort sur une poutre DCB avec drapage unidirectionnel soumise à du mode II. Ils représentent les clous travaillant en

cisaillement comme de ressorts avec une loi bilinéaire suivant le comportement présenté sur Figure II-100.

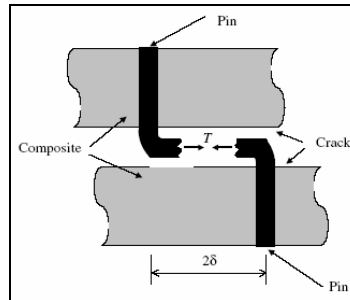


Figure II-100 : Renfort sollicité en cisaillement et travaillant en traction

Les résultats du modèle élément finis avec la loi d'arrachement présentent un bon accord avec les résultats expérimentaux en terme de valeur de G_{II} (Figure II-101).

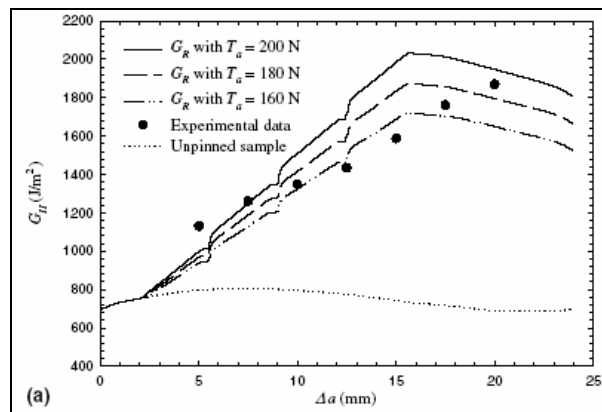


Figure II-101 : Comparaison données expérimentales - simulations avec différentes valeurs de la force maximale de la loi d'arrachement des clous [YAN 2004]

La justification des bons résultats de Yan et al [YAN 2004] (Figure II-101) peut être trouvée dans l'étude expérimentale de Cartié [CARTIE 2005] qui montre le mode de travail des clous dans une fissure en mode II. En effet, l'étude microscopique des clous dans un essai ENF et des éprouvettes spécifiques soumises à un test de cisaillement montre que les clous insérés dans un drapage unidirectionnel travaillent principalement en arrachement malgré l'application d'un effort extérieur de cisaillement. Ce phénomène est possible car le clou mate la poche de résine qui a une forme elliptique allongée dans le sens des fibres. Ce phénomène est particulièrement sensible dans le cas de drapage à base de plis unidirectionnels car la poche de résine est plus importante (voir Figure II-102).

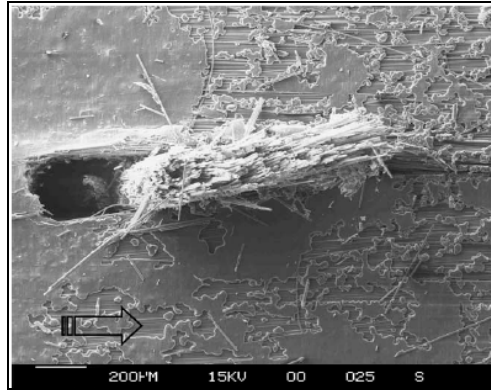


Figure II-102 : Clou de renfort après rupture lors d’une sollicitation en cisaillement, matage de la poche de résine sur stratifié UD [CARTIE 2005]

Dans le cas d’un drapage à base de tissus, le clou ne peut pas déformer la matière environnante et travaille donc en cisaillement.

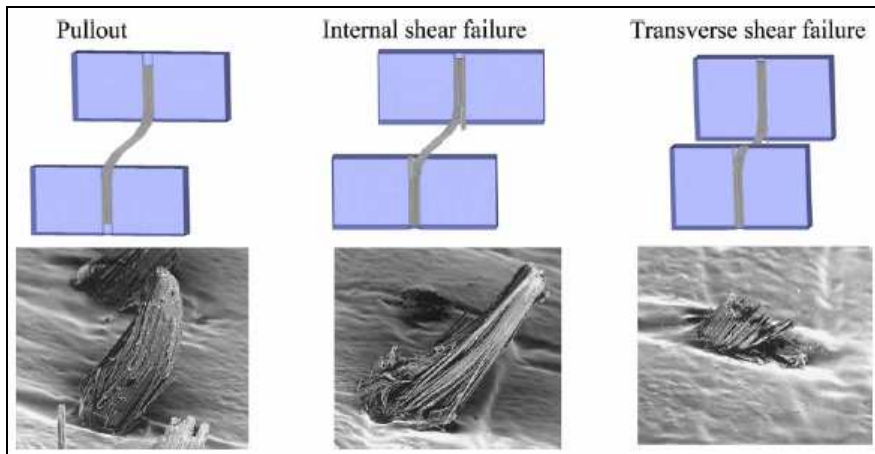


Figure II-103 : Mécanismes de rupture des clous sous sollicitation en mode II [CARTIE 2005]

Grassi et al [GRASSI 2003] analysent le délaminage en mode I des poutres DCB renforcées avec des clous par un modèle numérique. Les clous sont modélisés comme des ressorts non linéaires dont la loi de comportement est déduite du modèle de Cox [COX 2005]. Cette loi est très proche d’une loi bi-linéaire et elle est paramétrée de manière à corrélérer les essais de Cartié [CARTIE 2001]. Un critère en taux de restitution d’énergie qui comprend l’énergie du déchaussement des clous et celle de la fissuration de la résine est établi pour simuler la propagation de la fissure. La comparaison avec les résultats expérimentaux pour l’essai de référence est très satisfaisante (Figure II-104). Ensuite, une analyse paramétrique permet de quantifier l’augmentation de la tenue avec la densité de renfort et la performance plus élevée des clous de petit diamètre. Le critère de délaminage choisi met en évidence le fait que les lignes de renfort qui se de déchaussent consomment de l’énergie, ce qui permet de

retarder la propagation de la fissure par rapport à une configuration non renforcée. La taille de la zone de déchaussement des clous reste plus ou moins constante pendant la propagation de la fissure et elle peut être à une distance considérable du front de fissure. Du fait que cette zone ne soit pas près du front de fissure et que le déchaussement des clous soit un processus irréversible suppose pour les auteurs que la mécanique élastique de la rupture ne peut pas être appliquée au délaminage des pièces cloutées.

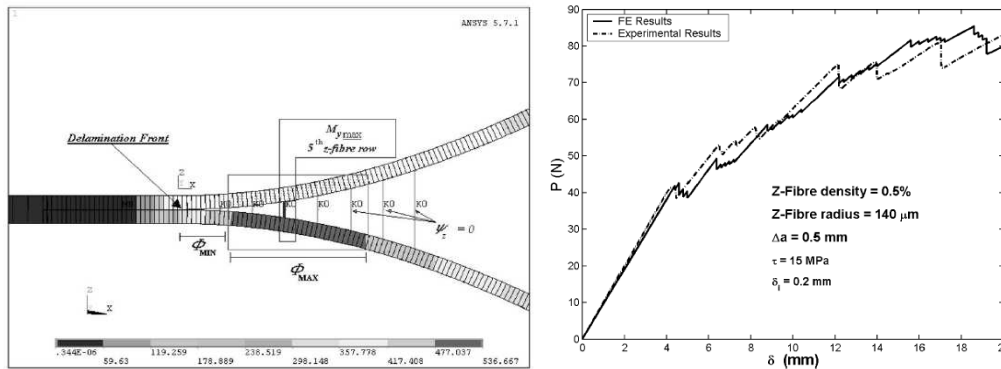


Figure II-104 : Région de déchaussement des clous (gauche) et comparaison essais/calculs (droite) [GRASSI 2003]

Le délaminage en mode I des poutres DCB renforcées avec clous est aussi abordé par Dantuluri et al [DANTULURI 2006]. Les auteurs développent un modèle numérique où les clous sont modélisés par des ressorts non linéaires et la résine par des éléments cohésifs. La loi des clous correspond à celle de la Figure II-105 où les paramètres sont fixés de manière à corréler une configuration de poutre DCB de référence. Au préalable, une simulation sur une poutre non renforcée permet de fixer le taux de restitution d'énergie de la résine.

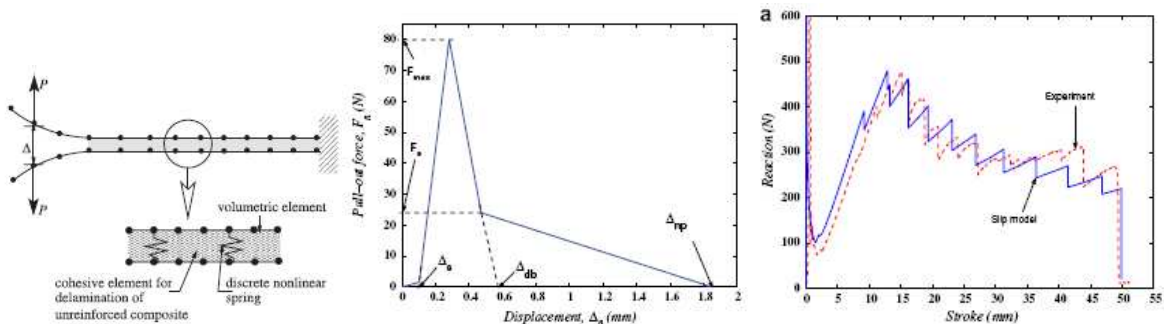


Figure II-105 : Modélisation de poutre DCB renforcé (gauche), loi de comportement du clou (centre) et comparaison modèle-essai d'après [DANTULURI 2006]

Le modèle présente une bonne corrélation avec les essais à la fois en terme d'effort/déplacement et d'effort/longueur de fissure. Ensuite, les ressorts sont remplacés par des éléments cohésifs qui sont soit intégrés aux éléments cohésifs de la résine (traction

combinée), soit mis en parallèle avec les éléments résine (raideur combinée). La nouvelle modélisation montre une bonne corrélation avec le modèle de ressorts discrets, notamment celle de raideur combinée. La modélisation par éléments cohésifs présente un grand avantage d'implémentation au moment de modéliser des grandes surfaces renforcées où la modélisation par ressorts discrets peut s'avérer très lourde. Toutefois, les auteurs montrent les limites de la modélisation par éléments cohésifs car elle ne représente pas correctement les zones renforcées dont la densité des clous n'est pas la même sur la largeur que sur la longueur de la poutre. En effet, la Figure II-106 montre l'évolution de l'effort maximum de la poutre DCB en fonction de l'espacement des lignes de cloutage sur la longueur de l'éprouvette. On observe que le modèle à ressorts (points) prédit une augmentation de l'effort à mesure que les lignes sont de plus en plus espacées car en même temps sur chaque ligne le nombre de clous augmente (densité constante). Par contre, le modèle par éléments cohésifs reste insensible à cette variation de configuration, ce qui est logique car il est seulement paramétré en fonction de la densité de cloutage.

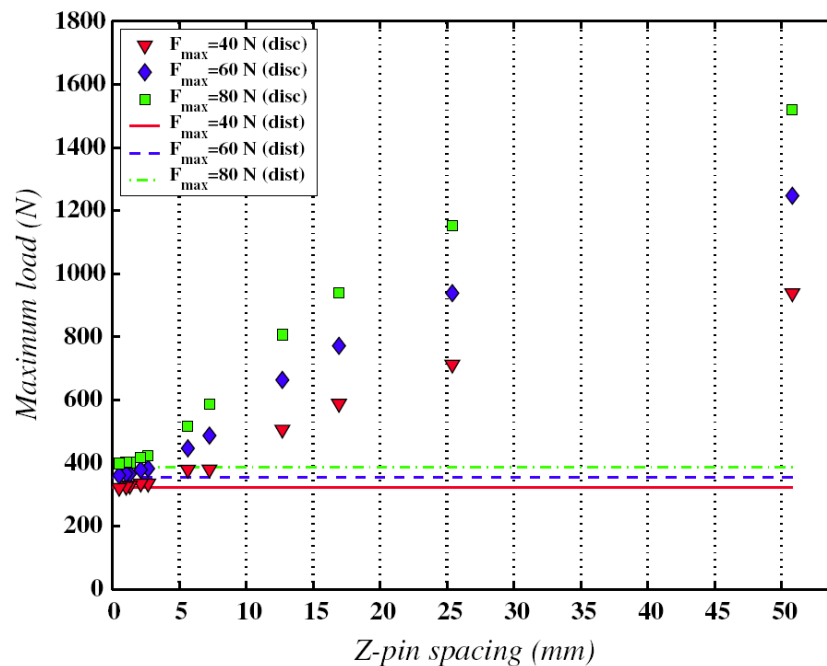


Figure II-106 : Evolution de l'effort maximum en fonction de l'espacement des lignes de cloutage sur la longueur de l'éprouvette à densité constante. Comparaison entre le modèle à ressorts (points) et le modèle avec des éléments cohésifs (lignes). Chaque couleur correspond à une densité de cloutage fixée [DANTULURI 2006]

Peu de modélisations prennent en compte en même temps les sollicitations en traction et en cisaillement des clous. Parmi elles on trouve le travail de Grassi et al [GRASSI 2006] qui ont développé un modèle éléments finis pour simuler le comportement d'une jonction

« single-lap joint » renforcée avec des clous. La particularité de cette étude vient aussi du fait que la pièce à étudier n'est pas plate mais qu'elle a une certaine courbure (Figure II-107).

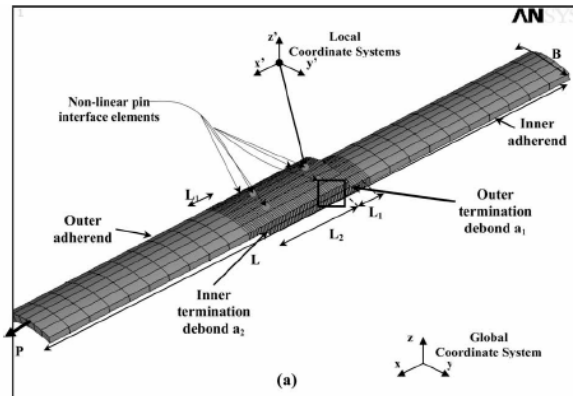


Figure II-107 : Modèle EF lap joint courbée [GRASSI 2006]

Dans le modèle, les clous sont modélisés par des ressorts non linéaires dont la force est fonction du déplacement dans l'axe du clou (u) et du déplacement dans le plan perpendiculaire à l'axe du clou (v). Cette loi prend en compte la valeur de la contrainte de déchaussement du clou et de la valeur du coefficient de friction entre le clou et le drapage, et elle est obtenue à partir du travail de Cox et al [COX 2005].

Le modèle numérique avec cette loi de comportement des clous présente une très bonne corrélation avec les essais comme le montre la Figure II-108. D'après le modèle, les clous s'alignent avec les efforts de cisaillement à la surface de délaminage et travaillent ainsi partiellement en traction.

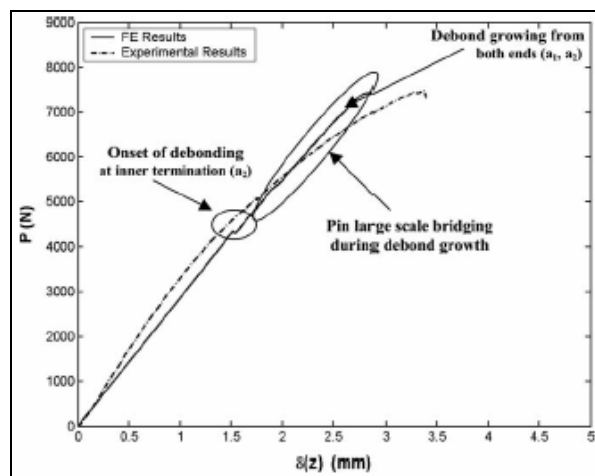


Figure II-108 : Comparaison essai - simulation

Cartié et al [CARTIE 2006] prennent aussi en compte les efforts de traction et de cisaillement sur le clou lors de la simulation des essais d'arrachement de double L cloutés.

Les lois de comportement, présentées sur la Figure II-109, sont issues d'essais élémentaires en arrachement et en cisaillement.

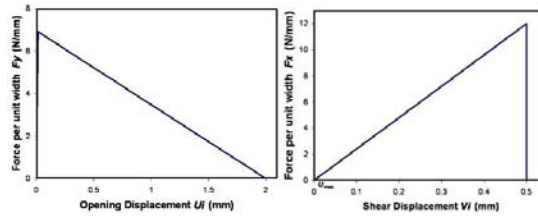


Figure II-109 : Lois de comportement des clou en traction et en cisaillement

Un premier modèle de jonction non renforcée est développé où la fissuration est gouvernée par un critère mixte en taux de restitution d'énergie. Le modèle nécessite la connaissance à priori de la position des fissures qui provoquent la ruine de l'assemblage. Ensuite, un autre modèle incorpore le comportement des clous via des lois bi-linéaires en traction et en cisaillement. Les deux modèles représentent globalement bien le comportement retrouvé en essais (Figure II-110).

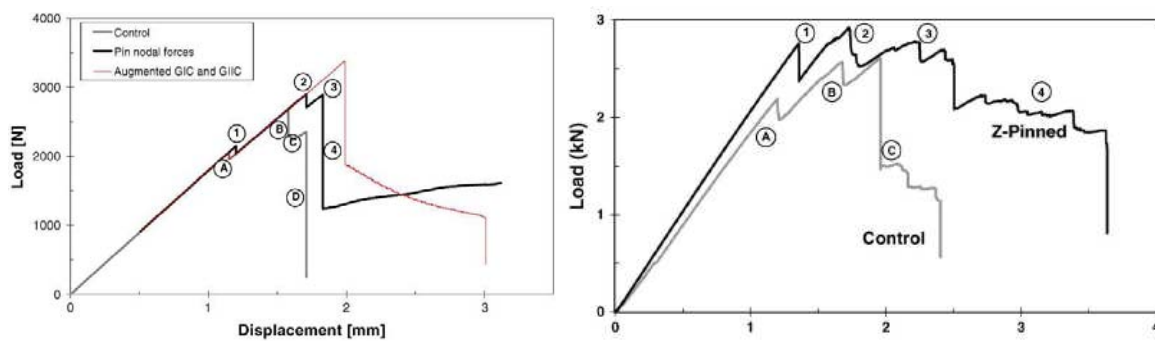


Figure II-110 : Résultats des simulations (gauche) et d'essais (droite) d'arrachement de jonction en double L cloutée [CARTIE 2006]

II.6 CONCLUSION DE L'ETUDE

Dans ce chapitre, les principaux types de renforts ont été présentés en remarquant leurs particularités, notamment au niveau des procédés de fabrication, un aspect qui a une influence très importante pour l'utilisation industrielle des nouvelles techniques d'assemblage et de renfort.

Les différences par rapport aux composites classiques impliquant des sollicitations nouvelles qui n'apparaissent pas sur les stratifiés 2D et qui passent au premier plan sur les structures renforcées. Ainsi, on a vu que les contraintes d'origine thermique peuvent provoquer la fissuration de l'interface autour du clou dû à la présence de poches de résine. Clarifier cette problématique semble de grande importance afin de pouvoir déterminer les possibles défauts sur les zones renforcées et réaliser des applications.

Par rapport au comportement face au délaminage, les travaux publiés ont montré que les structures cloutées ou piquées affichent généralement une nette amélioration de la tenue par rapport aux stratifiés non renforcés. Cette caractéristique rend le cloutage et le piquage très séduisants pour l'application à des structures en composite. Grâce aux études expérimentales et aux modélisations, on sait aussi que les renforts travaillent principalement en traction même dans le cas de délaminage en mode II. A ce sujet, le comportement en arrachement des clous présente encore des inconnues notamment sur la nature de la liaison avec le stratifié et sur le niveau d'effort capable d'être supporté. La connaissance du comportement des renforts à un niveau élémentaire sous sollicitations combinées reste aussi à approfondir.

L'application du cloutage et du piquage à des structures réelles, spécialement à des assemblages structuraux, nécessite la validation de la technique de renfort à travers des études expérimentales à une échelle intermédiaire entre les essais élémentaires type DCB ou autre et les structures réelles.

Le travail présenté dans la suite contribue à l'étude des stratifiés renforcés par une approche multi-niveau des assemblages par cloutage. Ainsi, on caractérisera d'abord le clou à un niveau élémentaire avant d'étudier son comportement en arrachement sous configurations simples. Cette étude permettra de modéliser et de comprendre la réponse des assemblages cloutés qui seront testés dans la suite. Enfin, des modélisations au niveau assemblage sont

proposées. Elle permettront de simuler, mais aussi de mieux comprendre, le comportement des jonctions cloutées afin d'avancer vers de possibles utilisations pratiques.

III ANALYSE EXPERIMENTALE ET THEORIQUE DE LA LIAISON CLOU/STRUCTURE

III.1 INTRODUCTION

Dans le but de comprendre le comportement des liaisons cloutées et avant d'étudier des assemblages complexes, on s'intéresse dans ce chapitre au comportement élémentaire du clou seul, ainsi que du clou noyé dans de la résine pure ou polymérisée dans un stratifié.

La première partie de ce chapitre correspond à la caractérisation du clou seul en traction et en cisaillement suivi des essais de caractérisation de la résine 977-20 utilisée pour la fabrication des éprouvettes.

La deuxième partie porte sur le comportement à l'arrachement du clou lorsqu'il est noyé dans la résine pure. Les résultats expérimentaux sont présentés ainsi qu'un modèle relatif à l'évolution de la tenue en fonction de la profondeur d'enfoncement.

Ensuite, on s'intéresse au comportement à l'arrachement du clou implanté dans le stratifié dont les résultats sont étudiés et comparés à ceux de la deuxième partie. Cette étude est complétée avec des essais d'arrachement d'assemblage élémentaires avec clous croisés.

Enfin, une étude exploratoire sur l'arrachement de vis dans du stratifié est menée afin d'analyser l'influence de la géométrie de surface de liaison sur la tenue.

III.2 CARACTERISATION DU CLOU

III.2.1 Morphologie

Les clous utilisés dans cette étude sont des clous fabriqués à partir de torons de fibres de carbone T700 imprégnés de résine M18. Le clou est livré polymérisé à 80%. La polymérisation totale s'achève au moment de la polymérisation de l'assemblage à fabriquer ce qui permet de créer des liaisons chimiques entre la résine du clou et celle du stratifié. Les torons de fibres sont légèrement torsadés pour obtenir une surface extérieure irrégulière. Cette solution est le résultat de l'évolution de configuration des clous qui a démarré par l'utilisation de clous en titane, ensuite de clous en carbone lisses et, finalement, de clous en carbone torsadés qui semblent avoir une tenue supérieure. La longueur de clou est variable mais, pour l'étude de caractérisation, on utilise des clous de 40 mm. Cependant, des clous de 15 mm ont été aussi utilisés pour la fabrication des éprouvettes d'assemblages (voir §IV.2). Deux diamètres ont été étudiés : 0,7 et 1,1 mm.

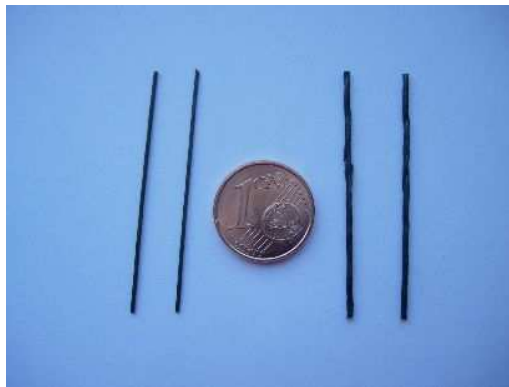


Figure III-1 : Clous: diamètre 0,7 mm (gauche) et 1,1 mm (droite)

III.2.2 Essais de traction

Des essais de traction ont été réalisés sur un clou seul afin de mesurer sa raideur et sa résistance. Les clous sont cuits pendant 3h à 180°C pour terminer leur polymérisation avant d'être testés. Les essais sont réalisés sur une machine de traction standard Instron 10kN. L'effort est appliqué par des mors mécaniques qui serrent le clou à ses deux extrémités. Pour s'assurer que le clou ne glisse pas à l'intérieur des mors et que le serrage n'abîme pas le clou, plusieurs techniques ont été essayées. La plus efficace consiste à coller de part et d'autre du

clou deux plaquettes en carbone/époxy déjà polymérisées sur lesquelles une rainure en forme de V a été taillée (cf. Figure III-2).

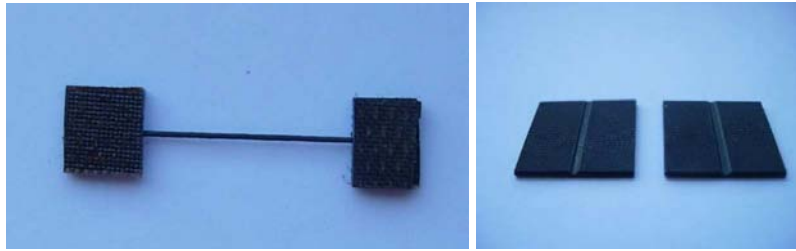


Figure III-2 : Epreuve avec talons (gauche) et détail de la rainure sur les talons (droite)

Le déplacement de l'éprouvette est mesuré grâce à des capteurs LVDT placés sur le mors (Figure III-3) tandis que l'effort est mesuré par la cellule de charge de la machine.



Figure III-3 : Montage d'essai de traction sur clou

Trois éprouvettes de chaque diamètre ont été essayées sur le montage ci-dessus. Pour vérifier la validité de la mesure de déplacement avec les deux capteurs sur le mors, l'un des essais a été instrumenté avec des comparateurs placés directement sur les pinces des mors. La comparaison des mesures présente un bon accord. Les références et dimensions des éprouvettes sont données Tableau III-1.

Référence éprouvette	Diamètre (mm)	Lo (mm)
075c-10	0,67	11
075c-11	0,71	8,5
075c-12	0,68	8,5
120-c1	1,1	11,5
120-c2	1,08	11,5
120-c3	1,09	12

Tableau III-1 : Références et dimensions des éprouvettes de caractérisation de clou

Les courbes effort/déplacement des essais sur clou de 0,7 mm de diamètre sont présentées Figure III-4.

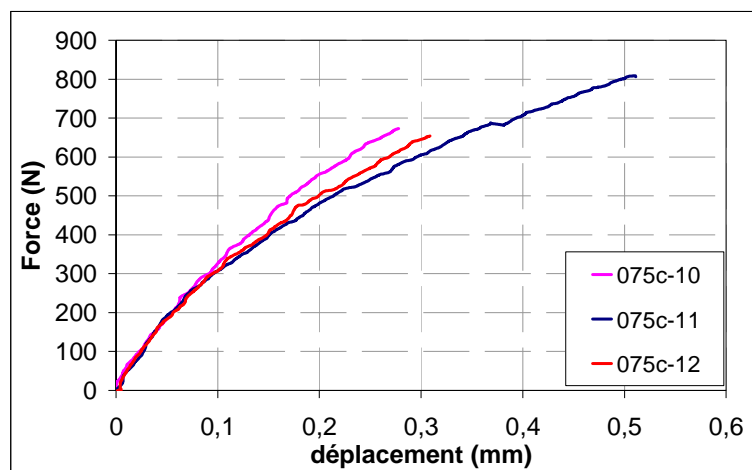


Figure III-4 : Courbes d'effort en fonction du déplacement des clous diamètre 0,7 mm en traction

A fin de pouvoir comparer les essais, on trace les courbes de contrainte moyenne en fonction de l'allongement du clou (cf. Figure III-5).

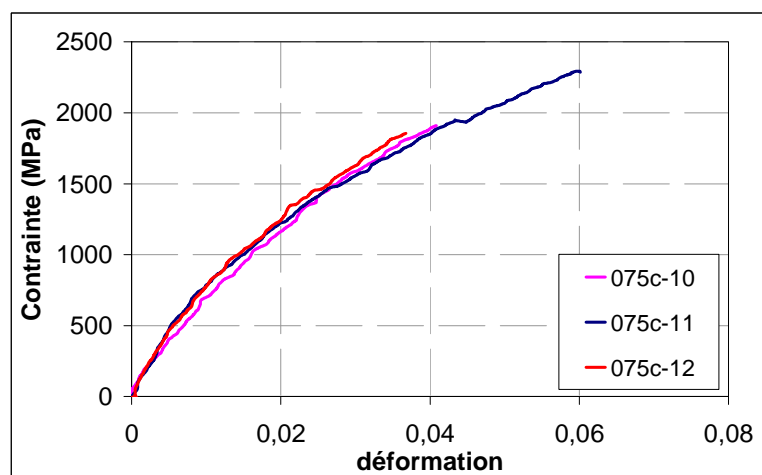


Figure III-5 : Courbes contrainte / déformation des clous soumis à traction

Les courbes ci-dessus montrent un comportement non linéaire. En effet, on remarque une évolution de pente jusqu'à une déformation de 0,03 environ puis une dernière partie pratiquement linéaire jusqu'à la rupture. Une étude bibliographique sommaire a montré que le même type de comportement non linéaire avec une perte de raideur a déjà été observé sur des câbles en acier constitués de torons torsadés [JIANG 1999]. Il est donc très probable que l'origine de la non linéarité des clous soit aussi les torons torsadés de carbone.

A partir de courbes précédentes, on peut en déduire une loi de comportement du clou en traction. On utilisera une loi analytique divisée en deux parties : un polynôme de 3^{ème} ordre pour représenter la première partie de la courbe non linéaire, puis une droite jusqu'à la rupture. Les coefficients sont calculés avec la méthode des moindres carrés. La Figure III-6 présente une courbe correspondant à la loi des clous de 0,7 mm de diamètre.

On remarque que cette loi ne correspond pas à une loi matériau même si elle est écrite sous la forme contraintes / déformations, mais à une loi équivalente du clou en tant que structure. La loi ainsi calculée à partir des trois essais est montrée Figure III-6.

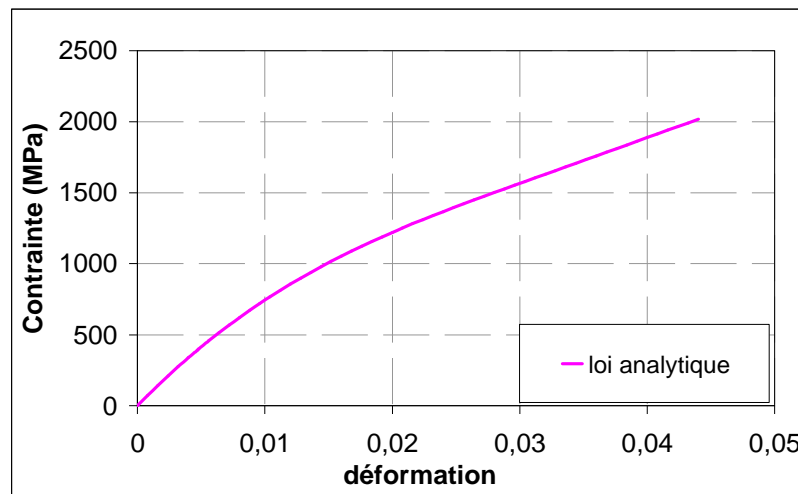


Figure III-6 : Loi de comportement en traction contrainte / déformation clou 0,7 mm

$$\sigma(\varepsilon) = \begin{cases} a \cdot \varepsilon^3 + b \cdot \varepsilon^2 + c \cdot \varepsilon & \text{si } \varepsilon \leq 0,03 \\ d \cdot \varepsilon + e & \text{si } \varepsilon > 0,03 \end{cases} \quad (\text{Eq. III-1})$$

Les valeurs des paramètres sont données sur le tableau suivant :

Paramètre	Valeur (MPa)
a	$2,21323 \cdot 10^7$
b	$-1,994 \cdot 10^6$
c	92091
d	32255
e	598

Tableau III-2 Paramètres de la loi de comportement en traction des clous 0,7 mm

Les modules d'élasticité équivalents initial (92091 MPa) et final (32255 MPa) sont très différents.

Les essais ont permis aussi d'estimer la force de rupture d'un clou. La valeur moyenne pour les clous de 0,7 mm est de 713 N, ce qui correspond à une contrainte moyenne de 2023 MPa. Dans tous les cas, la rupture des clous se produit près des plaquettes qui serrent le clou dans le mors, donc il n'est pas exclu que la pression des mors provoque une rupture prématurée. Cependant, la valeur de contrainte à la rupture (mesurée avec la surface initiale) de l'ordre de 2000 MPa, proche des valeurs de rupture de plis unidirectionnels dans le sens des fibres, indique que l'influence des mors est probablement faible.

La même étude est effectuée sur des clous de 1,1mm de diamètre avec des conclusions très proches. Les courbes effort/déplacement sont données Figure III-7.

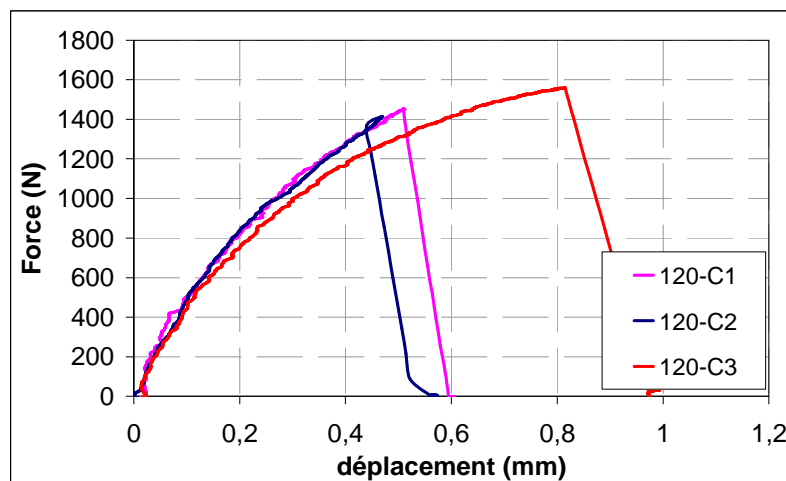


Figure III-7 : Effort en fonction du déplacement des clous diamètre 1,1 mm en traction

A partir desquelles on trace les courbes contrainte / déformation (Figure III-8)

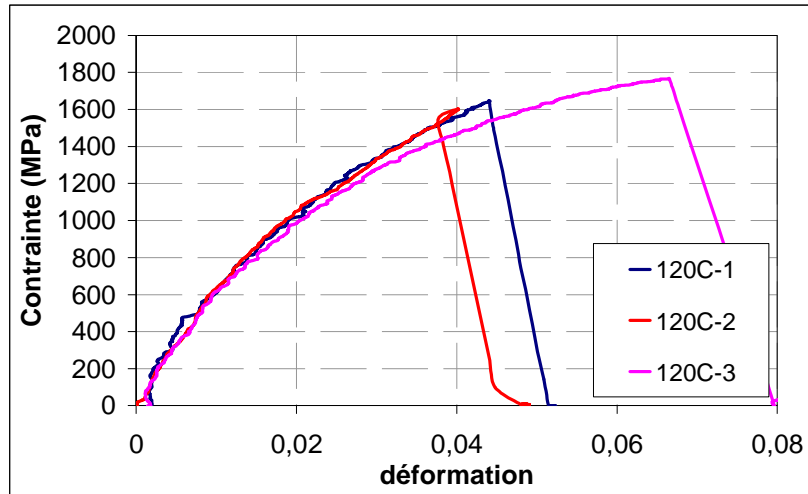


Figure III-8 : Courbes contrainte/déformation clous 1,1 mm en traction

Dans le cas des clous de 1,1 mm on observe un comportement non linéaire sur toute la plage de déformation jusqu'à la rupture, ainsi, le modèle analytique qui établira la loi de comportement en traction sera une loi polynomiale de 3ème ordre :

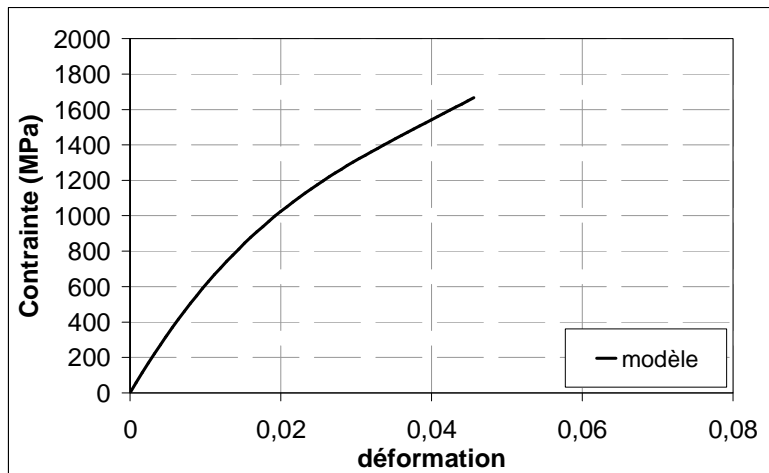


Figure III-9 : Loi de comportement en traction contrainte / déformation clou 1,1 mm

Dont l'équation est la suivante :

$$\sigma(\varepsilon) = a \cdot \varepsilon^3 + b \cdot \varepsilon^2 + c \cdot \varepsilon \tag{Eq. III-2}$$

Paramètre	Valeur (MPa)
a	1,1192 10 ⁷
b	-1,3055 10 ⁶
c	72841

Tableau III-3 : Paramètres de la loi analytique du comportement en traction du clou 1,1 mm

L'effort de rupture moyen des clous de 1,1 mm atteint 1476 N, ce qui correspond à une contrainte de 1673 MPa. Dans ce cas la rupture des éprouvettes se produit aussi sur la partie du clou proche des mors mais, contrairement aux clous de 0,7 mm, la valeur de contrainte de rupture plus faible fait penser à une rupture influencée par la pression des mors.

Le Tableau III-4 présente un résumé des valeurs moyennes plus caractéristiques des essais sur clou.

Diamètre (mm)	Effort rupture (N)	σ rupture (MPa)	ϵ rupture	E initial (MPa)
0,7	713	2023	0,04596	92091
1,1	1476	1673	0,05026	72841

Tableau III-4 : Tableau résumé des essais de caractérisation des clous en traction

On voit paradoxalement que la loi de comportement n'est pas la même pour les deux diamètres de clou. En effet la loi des clous de 0,7 mm présente une raideur plus importante, de 92091 MPa contre une raideur initiale de 72841 MPa des clous de 1,1 mm. Cette différence provient du fait que la torsade est plus importante sur les clous de grand diamètre ce qui implique que les fibres sont orientées avec un angle plus important par rapport à l'axe du clou.

III.2.3 Essais de cisaillement

III.2.3.1 Montage d'essai

Des essais de cisaillement sur clou seul ont été réalisés afin de mesurer l'effort de rupture et la raideur des clous. Pour réaliser ces expériences, un montage spécifique a été développé. Le montage consiste en une pièce cylindrique qui glisse à l'intérieur d'une autre fixée au bâti. Le clou est placé à l'intérieur d'un orifice qui traverse les deux pièces sur une ligne perpendiculaire à l'axe du cylindre. Ainsi, le déplacement de la pièce mobile introduit théoriquement une sollicitation de cisaillement sur le clou. Le principe est schématisé sur la Figure III-10.

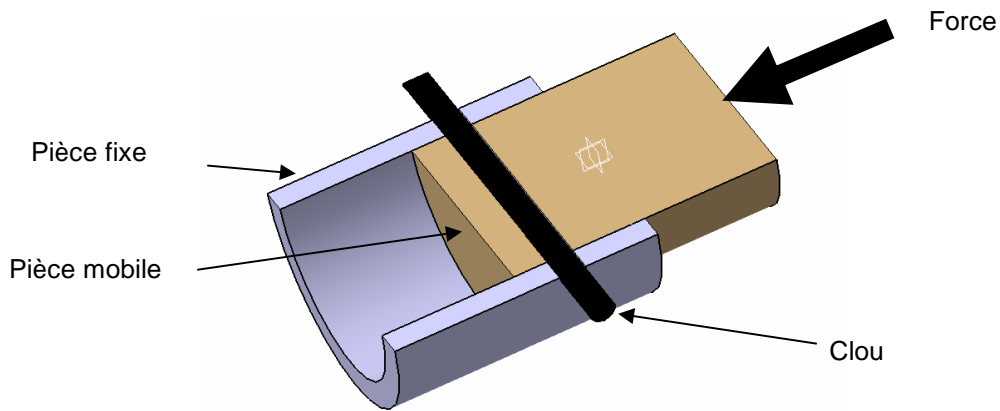


Figure III-10 : Principe du montage de cisaillement du clou

Ce principe est matérialisé par les deux pièces présentées Figure III-11.



Figure III-11 : Pièces principales du montage de cisaillement du clou. On observe les deux orifices pour tester des clous de différents diamètres.

L'essai de cisaillement ainsi conçu présente toutefois l'inconvénient d'introduire des moments de flexion sur le clou. Ce moment de flexion est minimisé en diminuant le jeu entre les deux pièces. Ainsi, le jeu maximum mesuré après usure entre les deux pièces du montage est de 0.1 mm, relativement important par rapport au diamètre du clou, de l'ordre du millimètre.

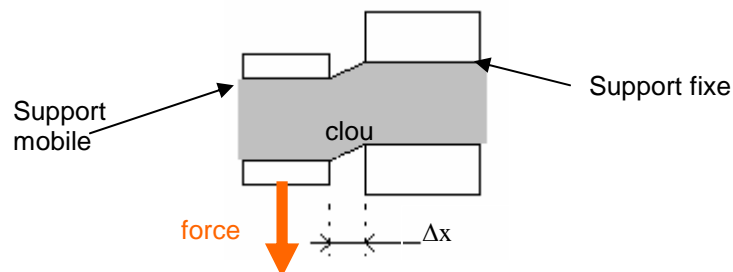


Figure III-12 : Schéma du moment de flexion introduit dû à la présence du jeu

Les deux pièces sont fabriquées en bronze pour diminuer le frottement à l'intérieur de l'alésage.

Le montage est placé sous une machine standard Instron 10kN qui appliquera un effort de compression. Le déplacement de la pièce mobile est mesuré avec un capteur LVDT placé sous le montage comme indiqué sur la Figure III-13.

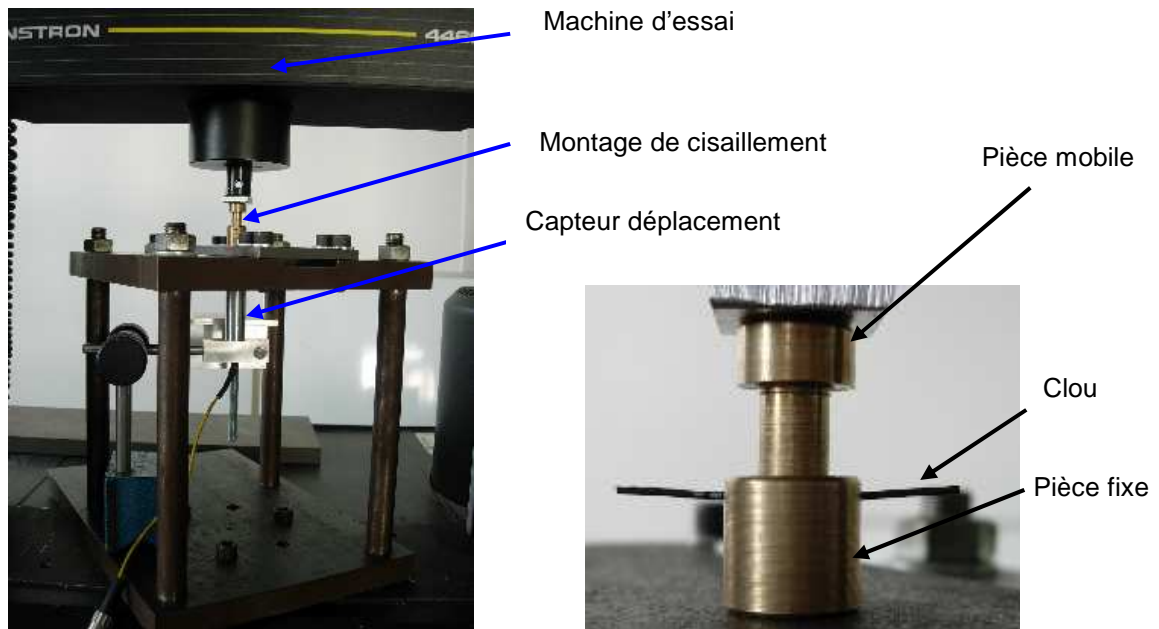


Figure III-13 : Montage de cisaillement sur clou

III.2.3.2 Résultats

Douze essais ont été effectués, six sur les clous de diamètre 0,7 mm et six autres sur des clous de 1,1 mm de diamètre. Parmi les six essais de chaque type de clou, trois ont été réalisés en cisillant le clou sur deux sections en même temps et trois autres sur une seule section, c'est-à-dire, en introduisant seulement la moitié du clou dans le montage.

Référence	Diamètre (mm)	Nb sections cisillées
e1, e2, e3	0,7	2
e4, e5, e6	0,7	1
e7, e8, e9	1,1	2
e10, e11, e12	1,1	1

Tableau III-5 : Références et propriétés des clous testés en cisaillement

Les courbes effort/déplacement des essais sont présentées Figure III-14 et Figure III-15.

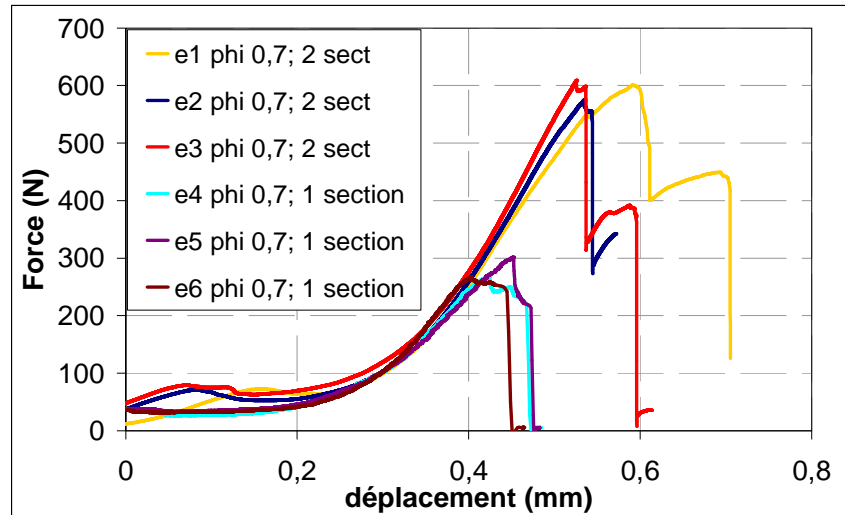


Figure III-14 : Effort en fonction du déplacement lors des essais de cisaillement clous 0,7 mm

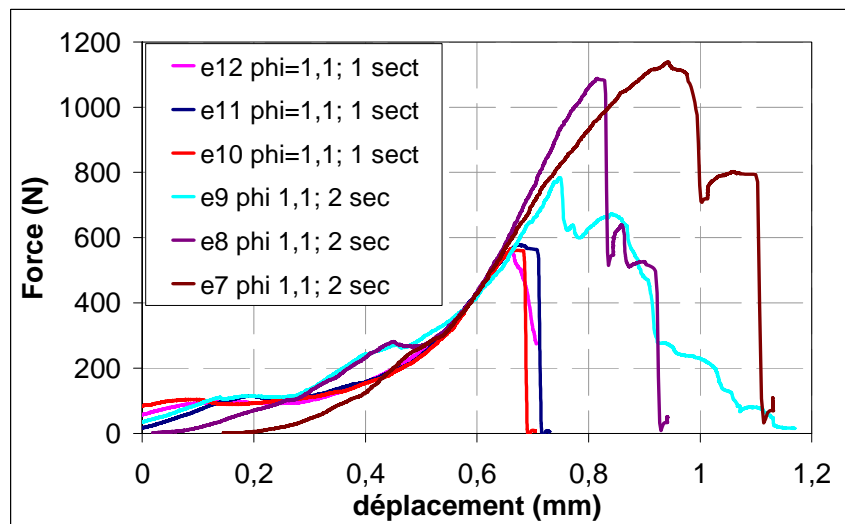


Figure III-15 : Effort en fonction du déplacement lors des essais de cisaillement clous 1,1 mm

On observe une phase de mise en place suivie d'une déformation quasi linéaire jusqu'à la rupture du clou. La rupture est brutale et précédée d'une stagnation de l'effort s'étalant au maximum sur un déplacement de 0,04 mm. Dans le cas des clous cisailés sur deux sections, la rupture s'effectue en deux chutes d'effort consécutives correspondant à la rupture décalée des deux sections.

Dans le cas des clous de 0,7 mm, la rupture se produit à un effort moyen de 279 N sur les clous cisailés par une seule section tandis que sur les clous cisailés sur deux sections, elle se produit à un effort de 594N. Globalement, on peut conclure que l'effort est bien reparti et que les deux sections supportent la moitié de l'effort total appliqué jusqu'à la rupture. Le même comportement est observé pour les clous de 1,1 mm de diamètre.

A partir des courbes de la Figure III-14 et la Figure III-15, on calcule la raideur des clous en cisaillement en mesurant la pente sur la zone de comportement quasi-linéaire avant rupture. Les valeurs des efforts à rupture et de raideur sont présentées sur le Tableau III-6. Toutes les valeurs sont ramenées au cisaillement sur une seule section.

Diamètre (mm)	Effort rupture (N)		Raideur partie linéaire (N/mm)	
	Moyenne	Déviati on standard	Moyenne	Déviati on standard
0,7	288	16,8	1396	228
1,1	564	14	1784	500

Tableau III-6 : Tableau résume des essais de caractérisation des clous en cisaillement

A partir des valeurs de raideur et d'effort de rupture moyennes on peut en deduire une loi de comportement du clou en cisaillement qui permettra plus tard de modéliser le clou à l'intérieur des assemblages. La loi est présentée sur la Figure III-16 dans le cas de diamètre de 0,7 mm.

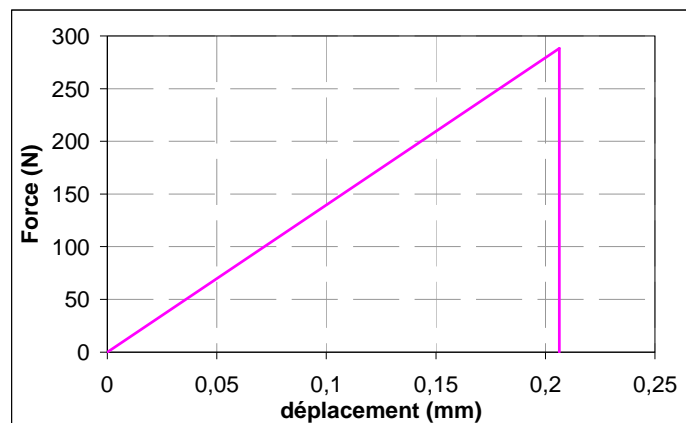


Figure III-16 : Loi de comportement du clou 0,7mm en cisaillement

Un phénomène observé lors des essais de cisaillement est le matage des pièces métalliques du montage. En effet, le clou, fabriqué à partir de fibres de carbone, est cisailé par le deux pièces en bronze. Il cause une plastification au niveau de la zone de contact.

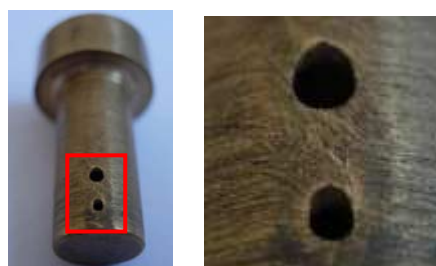


Figure III-17 : Matage sur les orifices de la pièce mobile.

Le matage a une influence sur la raideur. Cependant, l'allure de la courbe effort/déplacement des essais réalisés est proche de celle des essais de Troulis [TROULIS 2003] sur des clous implantés dans des plis en tissu où le matage est très faible par rapport à des plis UD. Ainsi, malgré la méconnaissance de l'influence exacte du matage sur le comportement en cisaillement du clou, on utilisera la loi identifiée ci-dessus pour représenter le clou à l'intérieur des assemblages des pièces en composite. En effet, lors du cisaillement des clous à l'intérieur des assemblages, des interactions entre le comportement en cisaillement du clou et la matière autour de lui vont se produire d'une manière équivalente à celle du clou à l'intérieur du montage de cisaillement. La valeur de raideur utilisée sur la loi ci-dessus fera l'objet d'une discussion lors de la modélisation des essais de cisaillement sur des assemblages cloutés.

III.3 CARACTERISATION DE LA RESINE EPOXY 977-20

III.3.1 Présentation de la résine 977-20

Les assemblages cloutés qui seront testés dans le chapitre §IV sont fabriqués à partir d'une préforme sèche avec le système Priform®. Il s'agit d'un système de fabrication de pièces en composite par RTM (Resin Transfer Moulding) qui permet d'obtenir une matrice en résine époxy renforcée avec une phase thermoplastique. L'injection directe d'un mélange résine époxy/phase thermoplastique présente de nombreuses difficultés du fait de la haute viscosité de la phase thermoplastique. Pour éviter les problèmes d'injection, Cytac a développé la technique Priform® qui consiste à injecter une résine époxy pure 977-20 dans une préforme sèche où on trouve des fils en thermoplastique entre les fibres de carbone. Une fois la résine injectée, la pièce est amenée à une température de 150°C pour fondre le thermoplastique et le laisser se dissoudre dans la résine époxy. Finalement la température est augmentée à 180°C afin de finir la polymérisation de la résine. La Figure III-18 montre la dissolution d'un fil en thermoplastique dans la résine époxy Cycom 977-20 [MCGRAIL 2006].

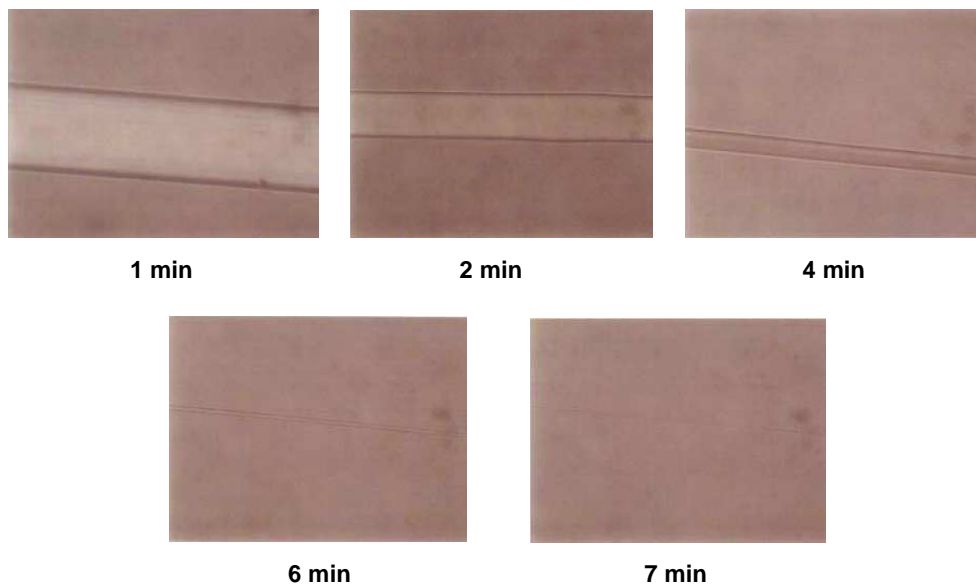


Figure III-18 : Séquence de dissolution à 130°C d'un fil en thermoplastique dans la résine époxy Cycom 977-20 [MCGRAIL 2006]

L'objectif initial est de caractériser la matrice de la pièce finale, donc renforcée avec du thermoplastique de manière à connaître les propriétés mécaniques de la matrice présente sur les assemblages cloutés. Cependant, la fabrication d'éprouvettes avec un tel mélange

s'avère irréalisable avec les moyens disponibles au laboratoire car la présence du thermoplastique rend la résine très visqueuse et donc très difficile à dégazer. Aussi, on caractérisera seulement la résine époxy pure Cycom 977-20 sans phase thermoplastique. Malgré la différence de matériau par rapport à celui des éprouvettes des assemblages, on doit signaler que les zones d'intérêt à l'intérieur des éprouvettes sont souvent des zones riches en résine où le thermoplastique aura plus de mal à se diffuser.

III.3.2 Essais de traction

La résine 977-20 a été caractérisée en traction suivant les normes [ISO 3167] et [ISO 527-2]. Ainsi, des éprouvettes en forme d'« os de chien » ont été usinées à partir de blocs de résine polymérisés 3h à 180°C. Les éprouvettes ont été instrumentées avec un extensomètre placé sur la zone centrale de l'éprouvette.



Figure III-19 : Eprouvette en forme « d'os de chien » pour caractérisation de la résine

La résine est caractérisée à température ambiante et à 50°C. Les essais à température se réalisent en utilisant un caisson thermorégulable placé autour de l'éprouvette. Les résultats des essais en traction sont présentés Figure III-20 et Figure III-21.

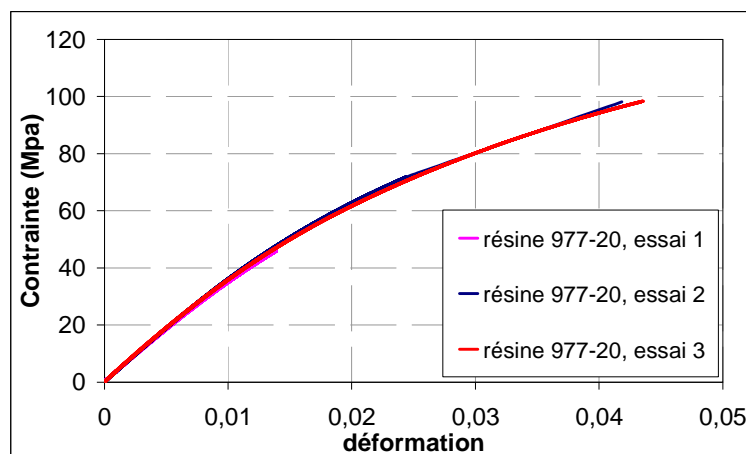


Figure III-20 : Contrainte en fonction de la déformation de la résine 977-20 en traction à température ambiante

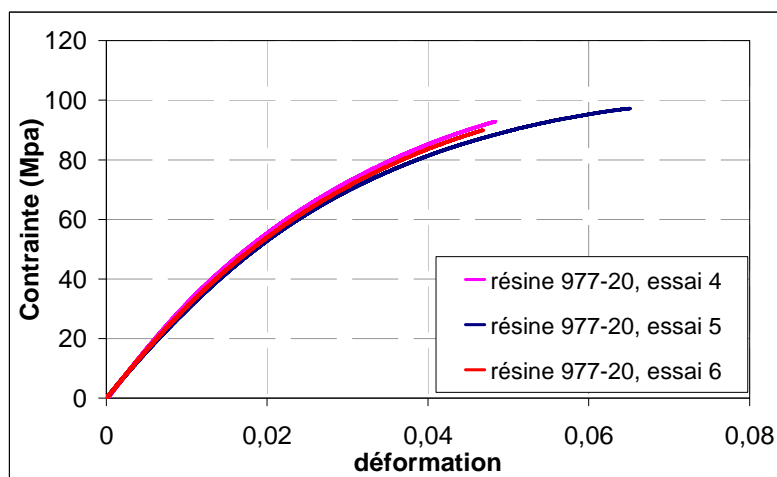


Figure III-21 : Contrainte en fonction de la déformation de la résine 977-20 en traction à 50°C

Les courbes ci-dessus montrent un comportement légèrement non linéaire de la résine, plus accentué dans le cas des essais à 50°C. Dans tous les cas la rupture se produit de manière brutale sur la partie centrale de l'éprouvette et est caractérisée par un nombre important d'éclats.



Figure III-22 : Éprouvette de résine après essai

Les tableaux III-7 et III-8 détaillent les caractéristiques mesurées. Dans le cas des essais à température ambiante, l'essai 1 n'est pas pris en compte pour le calcul des contraintes et déformations à rupture car la rupture s'est produite de manière prématurée, vraisemblablement à cause de la présence d'un défaut à l'intérieur de l'éprouvette.

Essai	E initial (MPa)	σ rupture (MPa)	ϵ rupture
1	3766	45,90	0,0138
2	3676	98,12	0,04184
3	3803	98,34	0,04349
moyenne	$3748,2 \pm 65,5$	$98,23 \pm 0,2$	$0,0427 \pm 0,0012$

Tableau III-7 : Valeurs des propriétés mécaniques de la résine 977-20 à température ambiante

Essai	E initial (MPa)	σ rupture (MPa)	ϵ rupture
1	3369	92,85	0,0483
2	3142	97,22	0,0650
3	3234	89,9	0,0467
moyenne	3248 \pm 114	93,3 \pm 3,7	0,0533 \pm 0,0101

Tableau III-8 : Valeurs des propriétés mécaniques de la résine 977-20 à 50°C

Les valeurs à 50° montrent que la température rend la résine plus ductile avec un abaissement de la raideur et de la contrainte à rupture de 13% et 5% respectivement. L'allongement à rupture augmente de 25%.

III.3.3 Essais de torsion

L'essai de torsion sur la résine 977-20 doit permettre de trouver la valeur du module de cisaillement G. L'essai se déroule sur un montage classique de torsion avec la particularité que l'éprouvette est de forme parallélépipédique et non cylindrique. Le choix est lié à la difficulté de fabriquer et d'usiner des pièces cylindriques avec cette résine. Aussi, le même type d'éprouvette que pour les essais de traction en forme « d'os de chien » est utilisé.

Lors de l'essai on mesure l'angle et le moment de torsion. La Figure III-23 montre l'évolution de ces deux grandeurs.

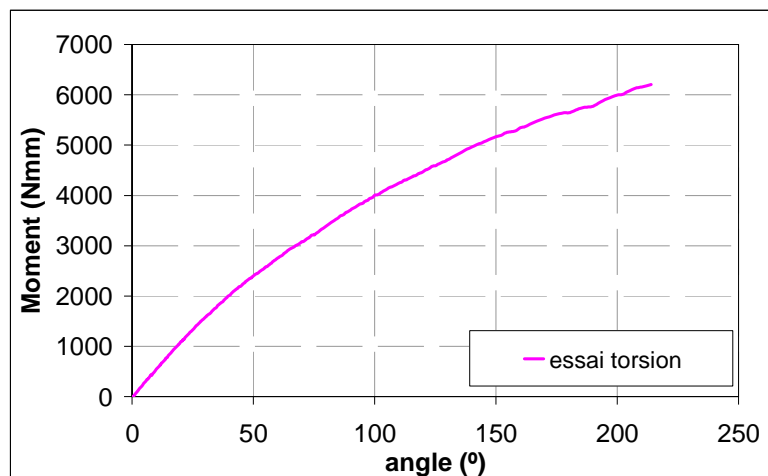


Figure III-23 : Evolution du moment de torsion en fonction de l'angle de torsion

Malgré le comportement assez fragile de la résine en traction, elle présente un angle à rupture en torsion de l'ordre de 210°, c'est-à-dire, trois quarts de tours. La Figure III-24 montre l'allure de l'éprouvette quelques secondes avant la rupture.

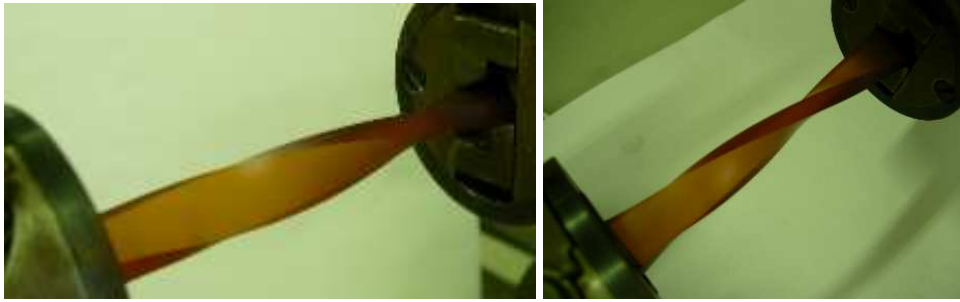


Figure III-24 : Déformation de l'éprouvette lors de l'essai de torsion

Du fait de la section non uniforme sur la longueur de l'éprouvette et du comportement non linéaire du matériau, il n'est pas possible de calculer le module de cisaillement analytiquement et donc un modèle numérique a dû être développé. Le modèle, créé à l'aide du logiciel SAMCEF, représente la géométrie de l'éprouvette ainsi que les conditions aux limites de l'essai.

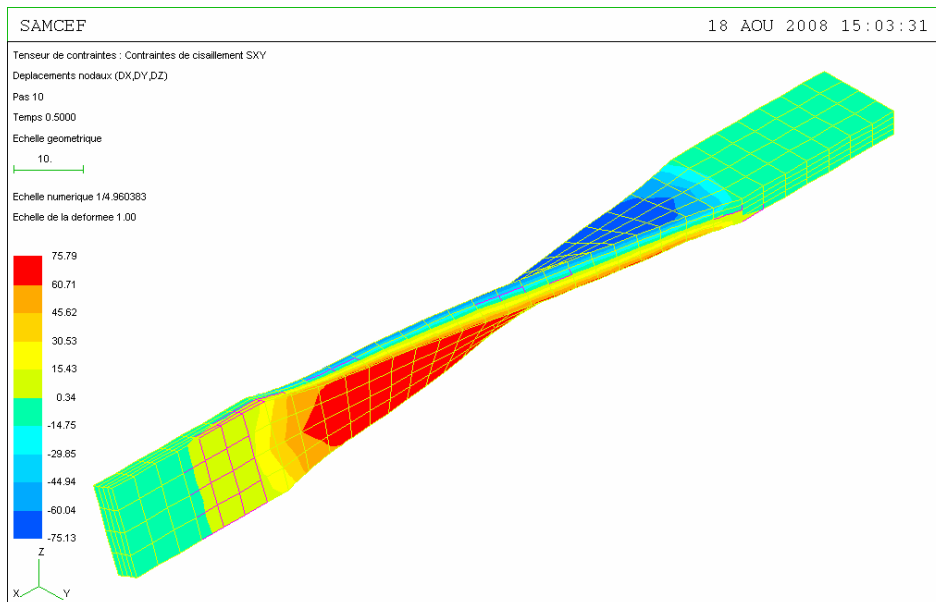


Figure III-25: Modèle numérique. Contraintes de cisaillement sur la déformée

La loi matériau introduite est une loi plastique avec critère de Von Mises où la loi d'érouissage est calculée à partir de l'essai de traction décrit dans le chapitre précédent. La simulation prend en compte les non linéarités matériaux et géométriques de l'essai. Le module de cisaillement G est identifié de manière à obtenir un bon accord entre l'essai et la simulation sur la première partie linéaire (Figure III-26). La démarche ainsi décrite nous amène à une valeur de 1443 MPa.

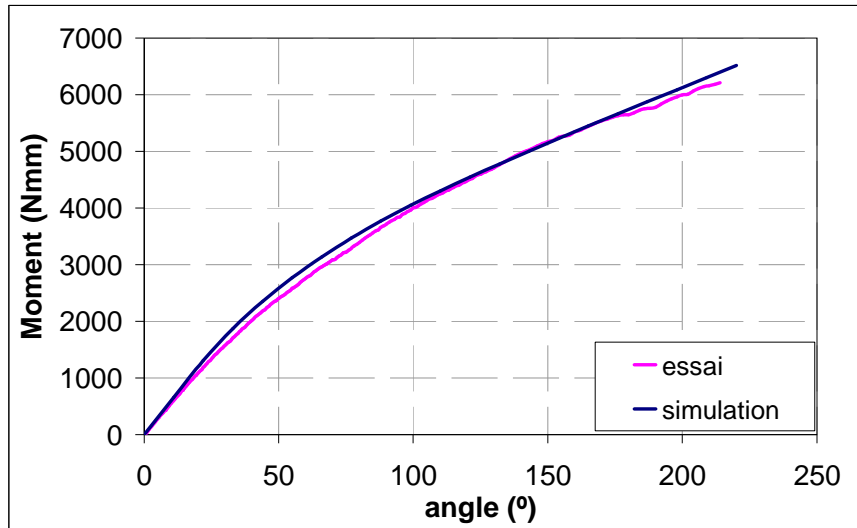


Figure III-26 : Comparaison de résultat d'essai de torsion avec le modèle numérique

III.4 COMPORTEMENT A L'ARRACHEMENT DU CLOU NOYE DANS LA RESINE

III.4.1 Présentation de la problématique

La microstructure de la zone autour du clou à l'intérieur d'un stratifié est caractérisée par la présence d'une poche de résine de forme elliptique dont l'axe principal est orienté avec le sens des fibres (Figure III-27) [TROULIS 2003] et [SWEETING 2004].

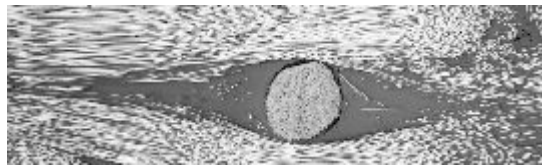


Figure III-27 : Poche de résine autour du clou d'après Sweeting [SWEETING 2004]

La taille de la poche de résine varie en fonction du diamètre du clou et de la densité de cloutage. Si cette densité est trop élevée, les poches de résine peuvent se rejoindre et former ainsi des vrais « canaux de résine » [CARTIE 2001].

De par la nature intrusive de la technique du cloutage utilisée, il est probable que le clou soit entouré de résine à l'intérieur du stratifié. L'étude de la liaison clou/résine peut, a priori, donner des indications sur le comportement du clou inséré dans le stratifié. Ainsi, une étude sur la tenue à l'arrachement du clou noyé dans la résine a été réalisée. Le comportement sera comparé dans un deuxième temps à celui du clou implanté dans le stratifié.

III.4.2 Etude expérimentale

Les paramètres analysés lors des essais d'arrachement de clous noyés dans la résine sont : hauteur de la résine (2 à 12 mm), diamètre du clou (0,7 et 1,1 mm) et température (température ambiante et 50°).

Les éprouvettes sont constituées d'une base de résine époxy 977-20 au milieu de laquelle on trouve le clou (Figure III-28). La hauteur du pavé de résine détermine la longueur d'enfoncement du clou, donc la longueur de collage.



Figure III-28 : Epreuve d'arrachement de clou dans la résine

III.4.2.1 Fabrication des éprouvettes

La fabrication des éprouvettes est réalisée à l'aide d'un système spécialement conçu. Il est composé d'un moule ouvert sur la partie supérieure ce qui permet de le remplir de résine. Une pièce venant sur la partie ouverte du moule permet de maintenir le clou vertical pendant la polymérisation du bloc de résine. La partie en contact direct avec le clou est un insert en téflon qui évite que le clou ne puisse coller au système de support. Le moule permet la fabrication d'un bloc de résine avec trois clous et ainsi l'obtention finale après découpe de trois éprouvettes avec la même distance de collage.

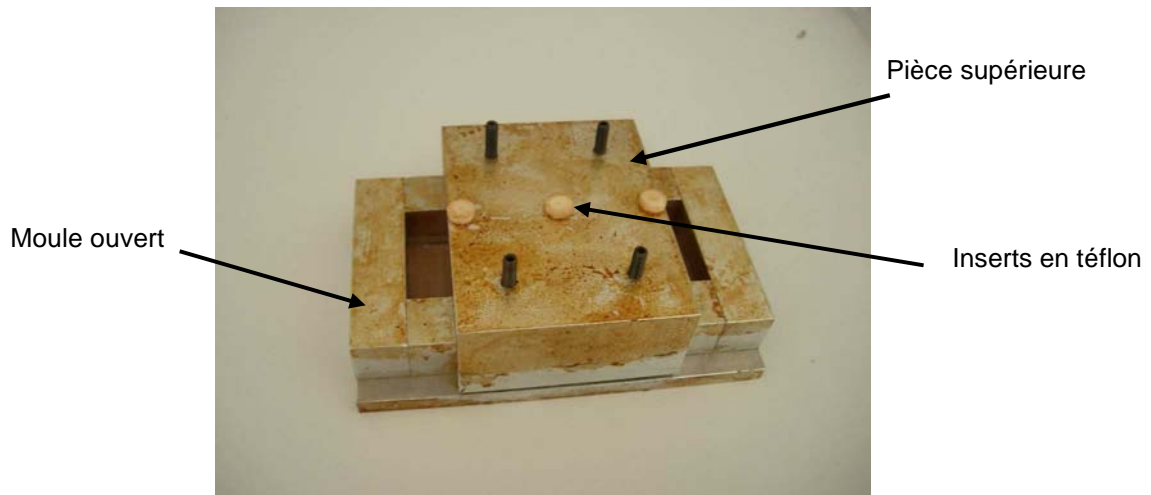


Figure III-29 : Moule pour la fabrication des éprouvettes de clou noyé dans la résine

La fabrication des éprouvettes démarre par le positionnement des clous à travers des inserts en téflon. Une fois les clous en place, la résine est chauffée dans un autre récipient pendant 10 minutes à 120°C afin de la rendre moins visqueuse et faciliter ainsi sa manipulation. A l'aide d'une seringue, on verse dans le moule le volume de résine qui permet

d'avoir la hauteur de pavé désirée. Finalement, le moule, rempli du volume adéquat de résine, est mis à l'étuve où il suivra le cycle de polymérisation de la résine : 3h à 180°C.

La précision dans la hauteur du bloc de résine est de l'ordre du millimètre car il est difficile de doser précisément le volume de résine. De plus, le fait de fabriquer les éprouvettes avec un moule ouvert dans sa partie supérieure implique à cause de la capillarité, la présence d'un ménisque de résine autour du clou ainsi qu'en bord de moule. La Figure III-30 montre la section d'une éprouvette où l'on observe la présence du ménisque.

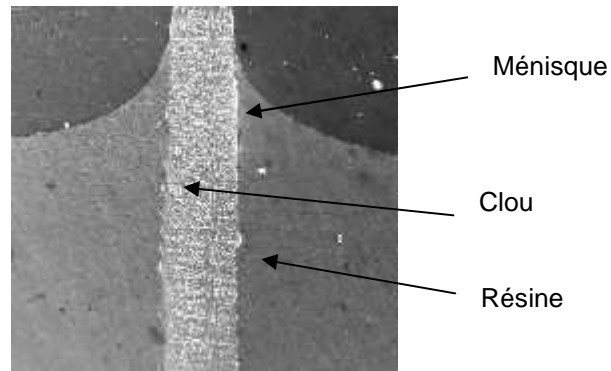


Figure III-30 : Détail du ménisque sur la découpe d'une éprouvette d'arrachement de clou

Certaines éprouvettes ont été découpées et observées au microscope pour analyser l'état de l'interface entre le clou et la résine après polymérisation. En général, l'interface apparaît saine avec seulement quelques porosités. Les porosités, de forme plutôt arrondie, se sont vraisemblablement créées lors du versement de la résine liquide dans le moule générant des microbulles d'air. La Figure III-31 montre une section saine de l'interface clou/résine et une zone avec une porosité.

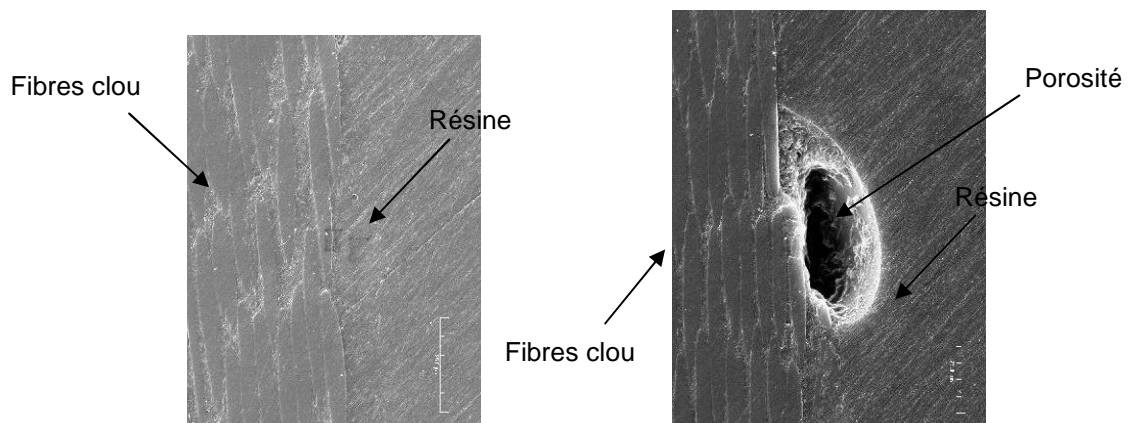


Figure III-31 : Interface saine clou / résine (gauche) et porosité à l'interface (droite)

Trente-trois éprouvettes ont été fabriquées : 7 avec des clous de 1,1 mm de diamètre et les 26 restantes avec des clous de 0,7 mm. Toutes les éprouvettes ont été testées à température ambiante sauf 3 éprouvettes de 0,7 mm qui ont été testées à 50°C.

III.4.2.2 Déroutement de l'essai

L'essai d'arrachement consiste à appliquer un effort dans l'axe du clou de manière à l'arracher du bloc de résine. Le principe et le montage d'essai sont présentés sur la Figure III-32

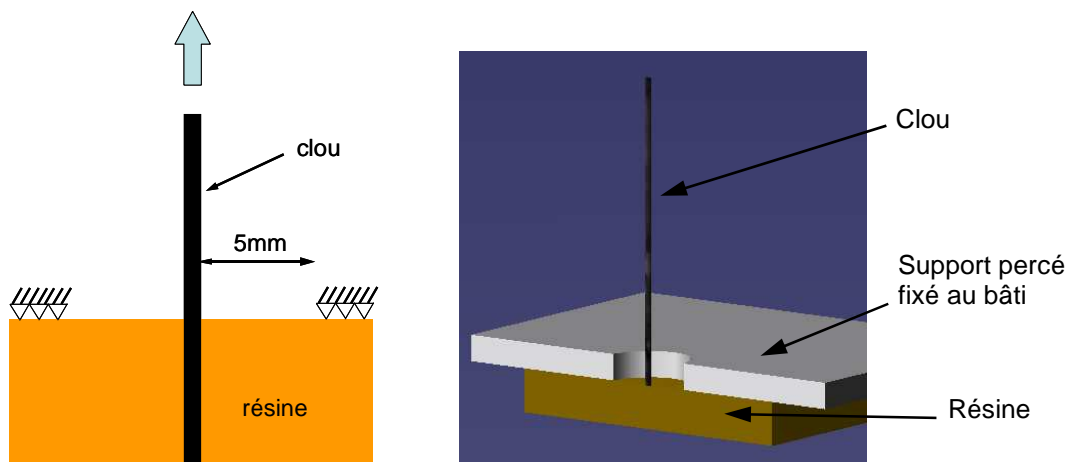


Figure III-32 : principe de l'essai d'arrachement (gauche) et réalisation pratique (droite)

L'essai est réalisé sur une machine Instron 10 kN à l'aide d'une pince spéciale qui permet de tirer sur les clous de petit diamètre. Comme dans le cas des essais de traction sur le clou, on utilise des plaquettes rainurées pour tenir le clou à l'intérieur des mors de la pince. Le bloc de résine vient en appui sur un support percé fixé au bâti.

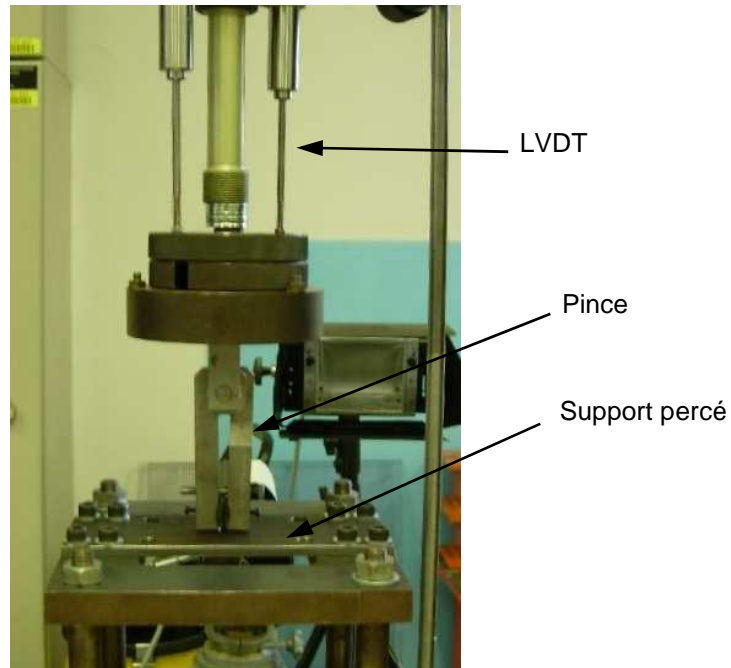


Figure III-33 : Montage d'arrachement sur clou noyé dans la résine

Les paramètres enregistrés pendant l'essai sont l'effort appliqué et le déplacement de la partie supérieure du clou. Le déplacement est mesuré par des capteurs LVDT placés sur la pince comme le montre la Figure III-33. Afin de s'assurer de la validité de cette méthode, certains essais ont été instrumentés avec des palpeurs mécaniques placés directement sur les plaquettes qui serrent le clou. Les deux types de mesures ont montré un bon accord. La Figure III-34 montre le positionnement du palpeur mécanique sur le montage.

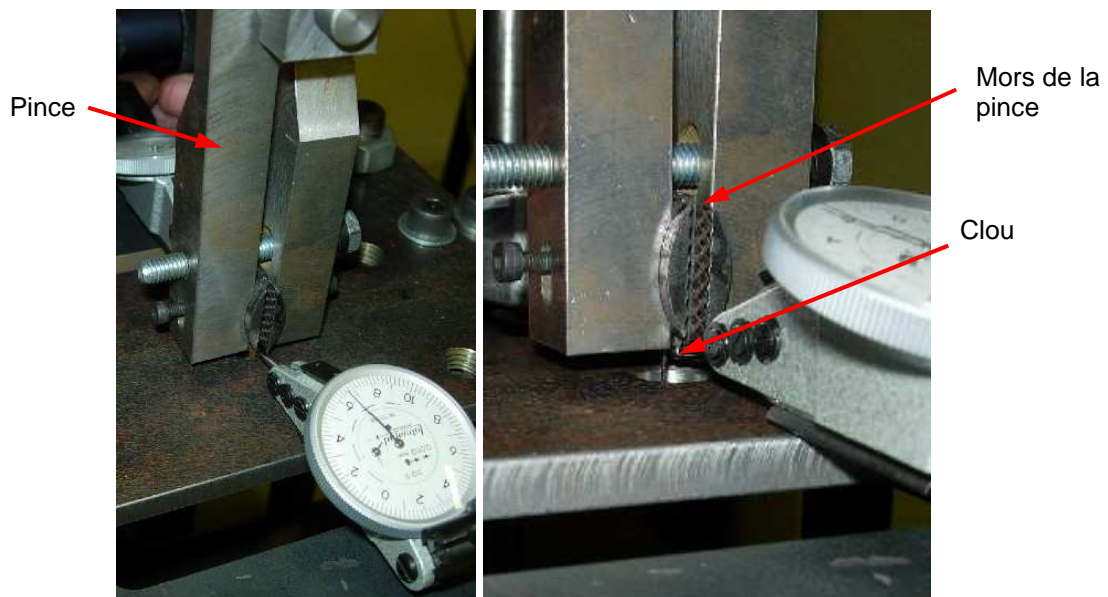


Figure III-34 : Détail de la pince et positionnement des comparateurs

III.4.2.3 Analyse des essais

La Figure III-35 montre une courbe typique de l'effort en fonction du déplacement lors d'un essai d'arrachement

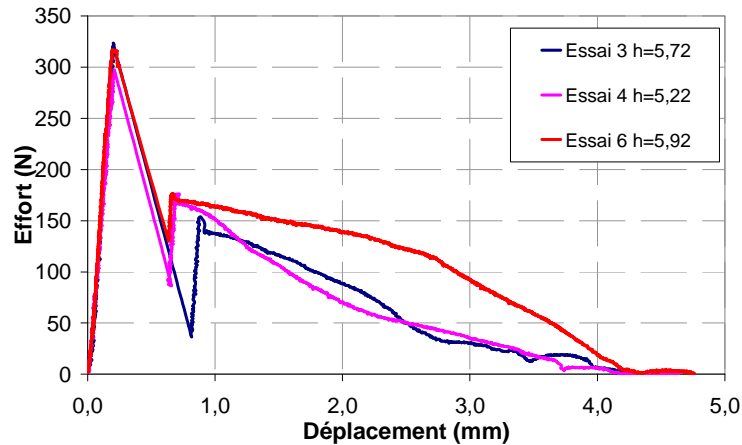


Figure III-35 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement lors d'un essai d'arrachement de clou. Diamètre du clou 0,7 mm à température ambiante

On remarque trois phases différenciées: une première phase de déformation élastique du clou avant d'atteindre à l'effort maximum suivie d'une chute d'effort brutale due à la rupture de l'interface clou/résine suivie finalement par la phase de déchaussement où l'effort de friction diminue à mesure que le clou déchausse. Dans tous les essais réalisés, l'effort de déchaussement est supérieur à l'effort de friction. Ces trois phases décrites ci-dessus ont été observées lors des essais d'arrachement de clous carbone insérés dans le stratifié réalisés par Dai et al [DAI 2004]. Le fait de retrouver le même comportement global donne le premier indice de similitude entre le clou noyé dans la résine et le clou inséré dans un stratifié.

Des observations au microscope ont été réalisées sur des clous de 0,7 mm après déchaussement de la résine. La surface du clou ainsi que la surface intérieure du bloc de résine ont été analysés.

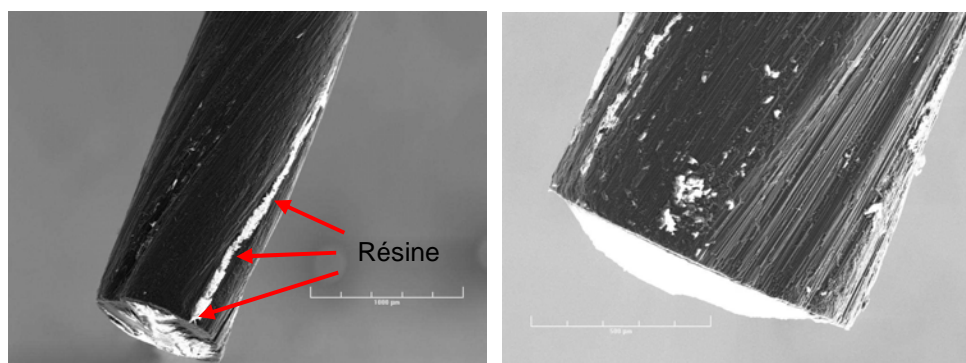


Figure III-36 : Micrographies du clou 0,7 mm après arrachement

La surface du clou (0,7 mm) après arrachement est visible sur la Figure III-36. On remarque les torons de fibres torsadés qui composent les clous. Autour de ces torons, de faibles quantités de résine qui appartenaient au bloc de résine sont restées collées au clou. L'observation détaillée de la surface montre des creux correspondant à des torons manquants qui sont restés collés au bloc de résine.

La Figure III-37 montre la surface du clou intact après livraison (gauche) et après l'essai d'arrachement (droite). Les fibres de la surface du clou intact sont entourées de la résine M18 qui a été ajoutée pendant la fabrication du clou (voir §III.2.1). Une partie importante de cette résine disparaît de la surface du clou après l'essai car les fibres apparaissent nues sur une grande partie de cette surface. Cela voudrait dire qu'elle reste collée au bloc de résine.

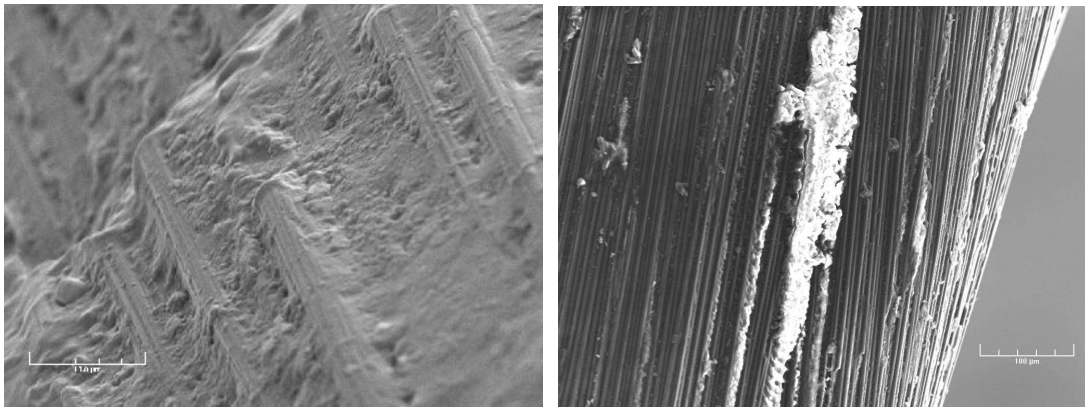


Figure III-37 : Surface du clou intact (gauche) et après arrachement (droite)

Sur la vue globale de la Figure III-38 on observe l'espace laissé par le clou dans la résine après arrachement où on devine les traces des torons des fibres. Le zoom montre des fibres au fond du creux et une partie de résine détachée sur la gauche. Les fibres qui restent collées à la résine forment une bande légèrement hélicoïdale correspondant à une partie d'un toron du clou.

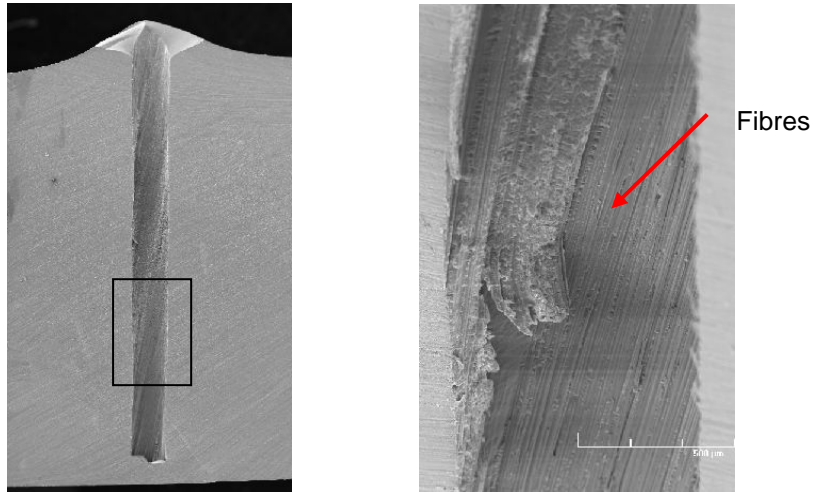


Figure III-38 : Vue globale du trou laissé dans le bloc de résine par le clou après arrachement (gauche) et détail de la partie centrale (droite)

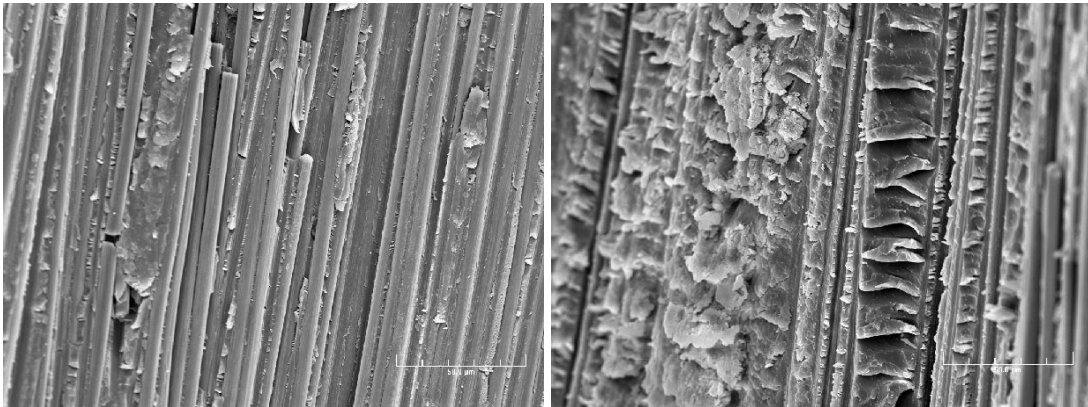


Figure III-39 : Surface du bloc de résine après arrachement : fibres collées à la résine (gauche) et écailles de résine typiques d'une sollicitation en mode II (droite)

La Figure III-39 (gauche) montre la surface intérieure du bloc de résine sur la zone où on trouve les bandes de fibres détachées du clou. Sur l'image de droite, la surface de résine est montrée. Les écailles observées sont le résultat d'une sollicitation en cisaillement. On observe aussi l'empreinte des fibres déchaussées.

La même éprouvette analysée sur les figures précédentes est découpée transversalement et observée de nouveau au microscope (Figure III-40 et Figure III-41).

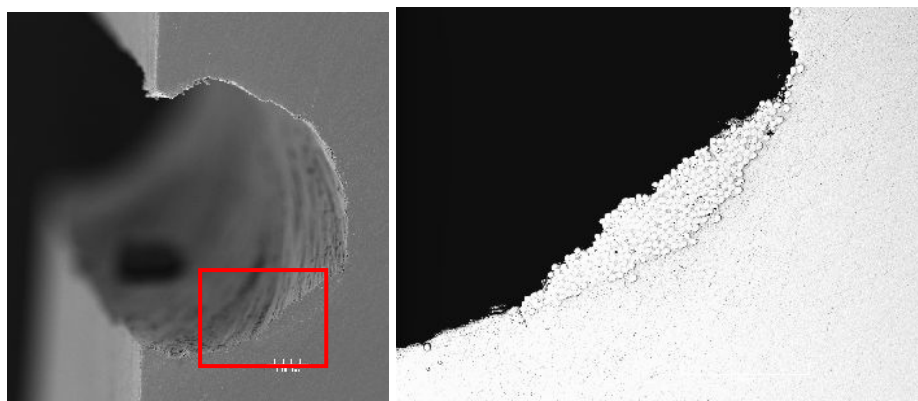


Figure III-40 : Détail d'un toron de fibres resté collé sur la résine

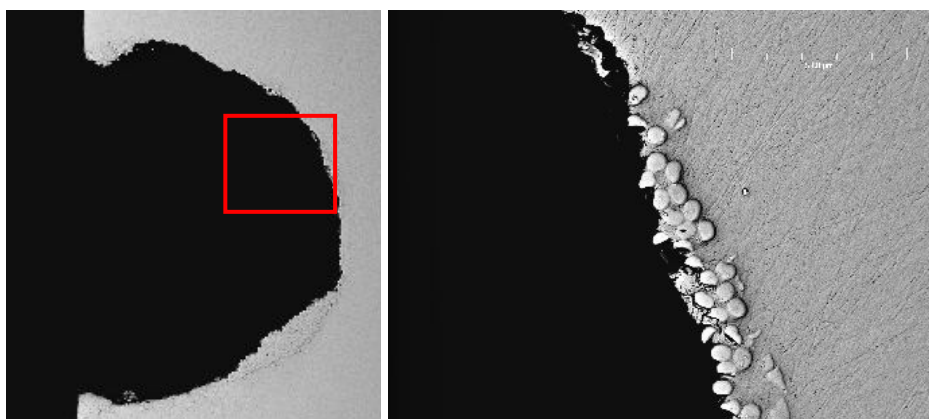


Figure III-41 : Détail de quelques fibres isolées sur le bloc de résine

Les photos ci-dessus confirment clairement la présence des torons de fibres et d'autres fibres isolées sur la surface de rupture.

Les observations précédentes indiquent que la rupture de la liaison clou / résine lors de l'essai d'arrachement se produit à l'interface clou / résine mais aussi légèrement à l'intérieur de la structure du clou. Il semble donc que la liaison à l'interface clou/résine soit aussi résistante que le clou lui-même.

III.4.2.3.1 Influence de la profondeur d'enfoncement sur la tenue

L'influence de la profondeur d'enfoncement du clou sur sa tenue en arrachement est étudiée ici. Vingt-trois essais d'arrachement sur des éprouvettes de différentes hauteurs comprise entre 2 et 12 mm ont été réalisés avec des clous de 0.7 mm de diamètre.

La Figure III-42 montre l'évolution de la tenue en arrachement (force maximale enregistrée sur les courbes effort/déplacement cf. Figure III-35) en fonction de la longueur de collage qui est égale à la hauteur du pavé de résine.

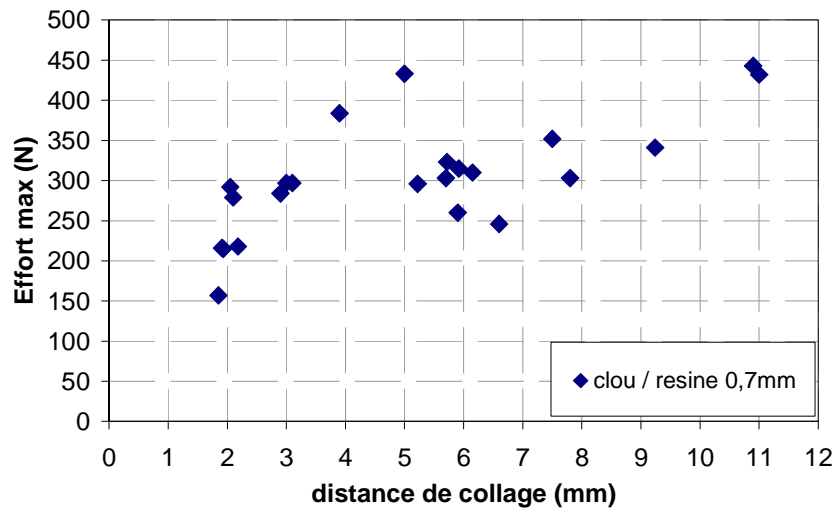


Figure III-42 : Evolution de la tenue en arrachement avec la distance de collage clou / résine

Tout d’abord, on remarque une dispersion très importante des résultats car, pour un enfoncement de 2 mm par exemple, on trouve des valeurs de tenue entre 160 et 300 N. Cette dispersion est probablement due au fait que les clous présentent une surface extérieure irrégulière et à la présence de défauts à l’interface clou/résine. Aux points présents sur la Figure III-42, on peut ajouter l’origine du graphique car, pour une distance de collage nulle, la tenue est elle aussi nulle. Ainsi, et malgré la dispersion, la tenue augmente rapidement avec la longueur de collage entre 0 et 4 mm pour, ensuite, connaître une croissance moins prononcée sur les longueurs d’entre 4 et 11 mm. Ce comportement est typique des liaisons collées où la tenue de la liaison sature à partir d’une distance de collage.

III.4.2.3.2 Influence du diamètre du clou sur la tenue

Des essais d’arrachement sur des clous de 1,1 mm de diamètre sont effectués et comparés aux essais sur clou de petit diamètre. De la même manière, les éprouvettes présentent des longueurs de collage différentes.

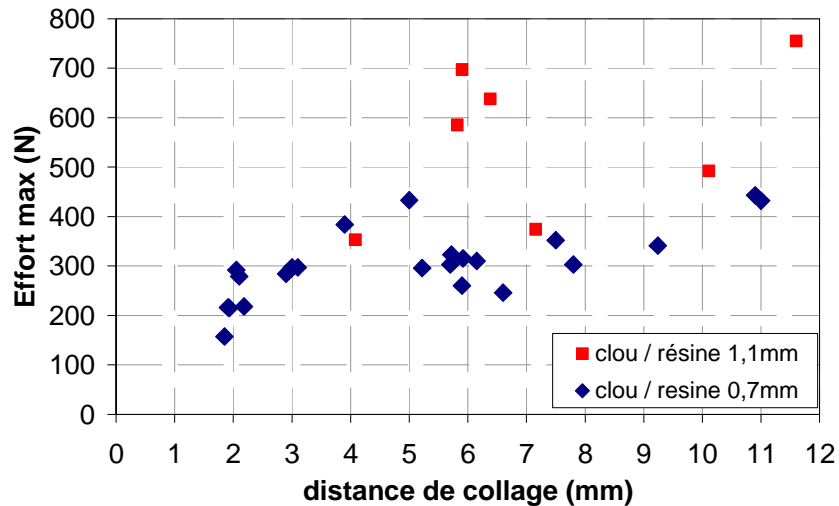


Figure III-43 : Evolution de la tenue en fonction de la distance de collage pour les clous de 1,1 mm

Le graphique de la Figure III-43 montre l'évolution de la tenue en fonction de la distance de collage pour les deux diamètres de clou testés. La tenue des clous de 1,1 mm est, en moyenne, supérieure à celle des petits clous malgré la dispersion importante qui rend difficile la comparaison. La dispersion des clous de 1,1 mm est plus importante en valeur absolue mais du même ordre de grandeur en valeur relative. Pour une longueur de collage de 6 mm, la tenue moyenne est de 302 N pour les petits clous et de 640 N pour les gros clous, c'est-à-dire, 112% plus élevée dans le cas des clous de 1,1 mm de diamètre. Si on calcule la contrainte moyenne maximale en divisant la tenue par la surface de collage, on obtient 23 MPa pour les petits clous et 31 MPa pour les clous de 1,1 mm. L'écart entre ces valeurs est susceptible d'être dans la dispersion des résultats. Cela est vérifié en traçant la tenue divisée par le périmètre des clous (N/mm) en fonction de la longueur de collage. On obtient un nuage de points sans grandes différences entre les deux diamètres (Figure III-44).

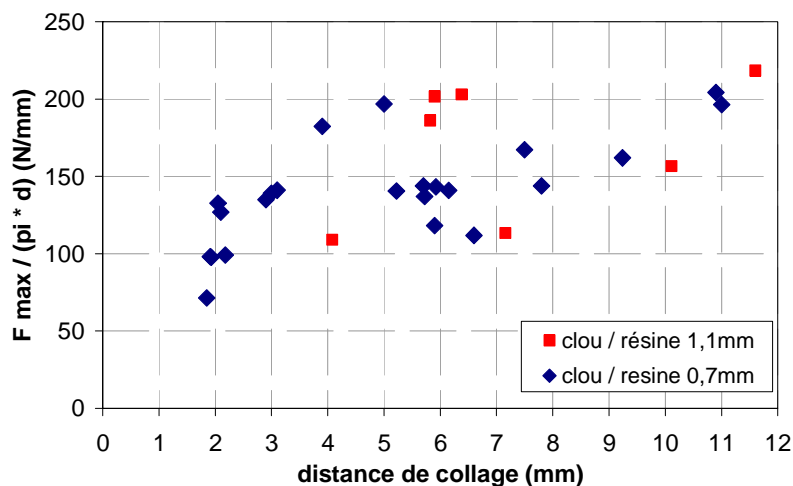


Figure III-44 : Evolution du flux à la rupture en fonction de la longueur de collage

III.4.2.3.3 Influence de la température sur la tenue

Trois éprouvettes avec des clous de 0,7 mm et une hauteur de résine comprise entre 5 et 6 mm sont testées en arrachement à une température de 50°C. Un caisson placé autour de l'éprouvette sur la machine permet de maintenir la température à la valeur de consigne. La Figure III-45 montre la tenue de clous de 0,7 mm à température ambiante et à 50°C où aucun écart significatif n'est notable.

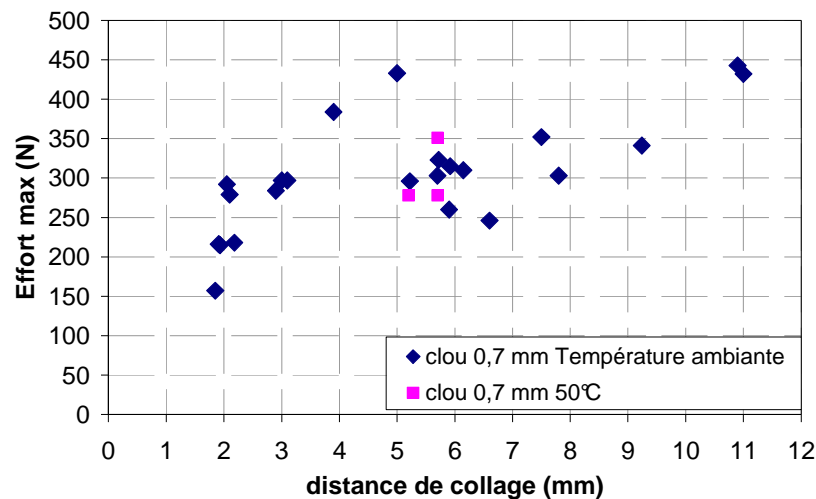


Figure III-45 : Evolution de la tenue en fonction de la distance de collage. Influence de la température.

III.4.3 Modélisation de la liaison clou/résine

III.4.3.1 Présentation du modèle

L'arrachement du clou noyé dans la résine présente des similitudes avec les essais de « pull-out » de fibres dans la résine. Ces essais de « pull-out » consistent à arracher une fibre noyée dans la résine. Le but est de caractériser l'interface fibre/résine, ce qui mène à la détermination de la valeur de la contrainte maximale de cisaillement à l'interface. Plusieurs modèles ont été développés dans la littérature pour étudier ce problème. Les modèles analytiques de Zhang et al [ZHANG 1999] et de Fu et al [FU 1999] permettent de calculer les contraintes à l'interface fibre/résine sous des configurations de fibre noyée dans la résine et fibre noyée dans la résine entourée d'un matériaux orthotrope respectivement. En s'appuyant sur ces modèles, un nouveau modèle analytique est développé pour calculer l'état de contraintes à l'interface clou/résine sous la configuration utilisée en essai d'arrachement de clou. Le modèle considère le problème schématisé sur la Figure III-46.

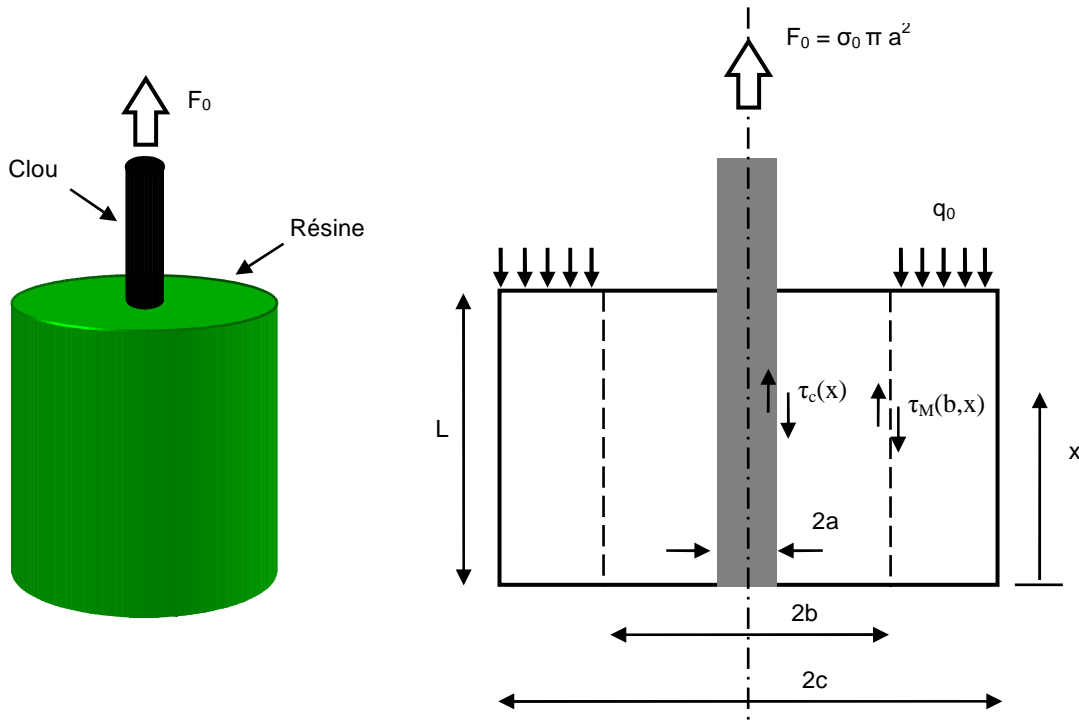


Figure III-46 : Schéma du problème d'arrachement de clou considéré

L'effort F_0 , appliqué sur un clou noyé dans un cylindre de résine de rayon c , est repris sur la partie supérieure de la résine sur des rayons supérieurs à la valeur b . Le clou et la résine sont supposés élastiques isotropes.

Sur une section horizontale quelconque, l'équilibre des contraintes suivant l'axe X s'écrit :

$$\pi a^2 \sigma_x^f(x) + 2\pi \int_{r=a}^{r=b} \sigma_x^{m1}(r, x) r dr + 2\pi \int_{r=b}^{r=c} \sigma_x^{m2}(r, x) r dr = 0 \quad (\text{Eq. III-3})$$

Les indices f , $m1$ et $m2$ correspondent aux contraintes dans le clou, dans la résine pour des rayons compris entre a et b , et dans la résine pour des rayons supérieurs à b respectivement.

D'après Fu et al [FU 1999], la contrainte de cisaillement dans la résine peut s'écrire sous la forme :

$$\tau_{mi}(r, x) = \frac{p_{mi}(x)}{r} + q_{mi}(x)r \quad \text{pour } i = 1, 2 \quad (\text{Eq. III-4})$$

L'équilibre entre la contrainte de cisaillement à l'interface clou/résine $\tau_c(x)$ et la contrainte normale dans le clou implique :

$$\frac{d\sigma_x^f(x)}{dx} = \frac{2}{a} \tau_c(x) \quad (\text{Eq. III-5})$$

L'équilibre entre la contrainte de cisaillement sur la résine à $r=b$ et la contrainte axiale sur la zone extérieure de la résine s'écrit :

$$-2\pi b \tau_{m2}(b, x) + 2\pi \int_{r=b}^{r=c} \frac{d\sigma_x^{m2}(r, x)}{dx} r dr = 0 \quad (\text{Eq. III-6})$$

A $r=a$ et $r=b$, la contrainte de cisaillement sur les différents domaines est liée par les relations :

$$\begin{aligned} \tau_{m1}(b, x) &= \tau_M(b, x) = -\tau_{m2}(b, x) \\ \tau_{m1}(a, x) &= -\tau_c(x) \end{aligned} \quad (\text{Eq. III-7})$$

On fait l'hypothèse que les contraintes normales radiales et circonférentielles sont négligeables face à la contrainte axiale. On peut donc écrire :

$$\frac{du_x^j(r, x)}{dx} = \varepsilon_{xx}^j(r, x) = \frac{\sigma_x^j(r, x)}{E_j} \quad \text{pour } j = f, m1, m2 \quad (\text{Eq. III-8})$$

Les conditions aux limites du problème sont :

$$\begin{aligned} \tau_{m2}(c, x) &= 0 \\ \sigma_x^f(x=L) &= \sigma_0 \\ \sigma_x^f(x=0) &= 0 \end{aligned} \quad (\text{Eq. III-9})$$

La résolution des équations précédentes, détaillée en annexe, permet de calculer les distributions de la contrainte axiale sur le clou et de la contrainte à l'interface clou/résine :

$$\begin{aligned} \sigma_x^f(x) &= \frac{\sigma_0}{\sinh(\lambda L)} \cdot \sinh(\lambda \cdot x) \\ \tau_c(x) &= \frac{a \cdot \lambda}{2} \frac{\sigma_0}{\sinh(\lambda L)} \cdot \cosh(\lambda \cdot x) \end{aligned} \quad (\text{Eq. III-10})$$

Où λ est fonction des rayons a , b et c et des propriétés mécaniques du clou et de la résine.

III.4.3.2 Application du modèle aux essais d'arrachement

On utilise l'expression de $\tau_c(x)$ pour calculer les contraintes de cisaillement à l'interface clou/résine lors d'un essai d'arrachement de clou dans le cas des clous de 0,7 mm de diamètre. Les valeurs des paramètres matériau et géométriques sont les suivantes :

a (mm)	0,35
b (mm)	5
c (mm)	10
E_{fibre} (MPa)	100000
$E_{\text{résine}}$ (MPa)	3700
$V_{\text{résine}}$	0,3

Tableau III-9 : Valeurs des paramètres du modèle analytique

Les deux paramètres qui ne sont pas fixés sont la force appliquée F et la longueur de collage L .

La distribution de contraintes à l'interface clou/résine en fonction de deux paramètres F (force d'arrachement) et L (longueur de collage) est donnée par l'expression suivante :

$$\tau_c(x) = \frac{\lambda}{2} \cdot \frac{F}{\pi \cdot a \sinh(\lambda \cdot L)} \cosh(\lambda \cdot x) \quad (\text{Eq. III-11})$$

L'évolution de la contrainte de cisaillement est donnée Figure III-47 pour une longueur de collage de 5 mm et un effort appliqué de 300 N. Cette distribution présente un maximum au point $x=L$, point supérieur de la fibre.

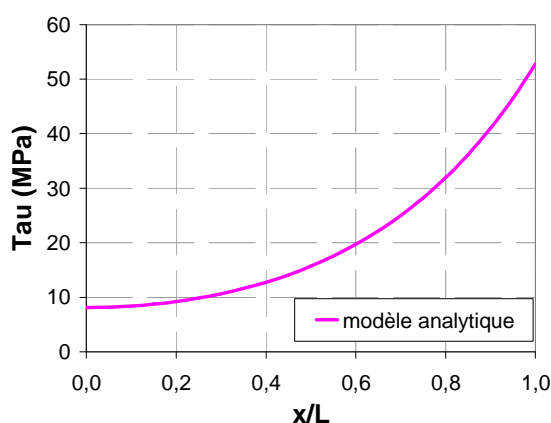


Figure III-47 : Contraintes de cisaillement à l'interface clou/résine. $F=300\text{N}$, $h=5\text{ mm}$

On peut supposer que le déchaussement du clou se produit au moment où la contrainte de cisaillement atteint sa valeur maximale sur le point supérieur de la fibre. Cette hypothèse se traduit par l'expression suivante :

$$\tau_{\text{MAX}} = \frac{\lambda}{2} \cdot \frac{F_{\text{max}}}{\pi \cdot a \tanh(\lambda \cdot L)} \quad (\text{Eq. III-12})$$

Puisque la contrainte maximale est une caractéristique de l'interface clou / résine, on peut calculer l'effort nécessaire pour atteindre une telle valeur en fonction de la distance de collage L . On trouve ainsi :

$$F_{\max}(L) = \frac{2 \cdot \pi \cdot a}{\lambda} \tau_{\max} \tanh(\lambda \cdot L) \quad (\text{Eq. III-13})$$

Les courbes suivantes (cf. Figure II-48) présentent l'évolution de l'effort de déchaussement en fonction de L pour des différentes valeurs de τ_{\max} .

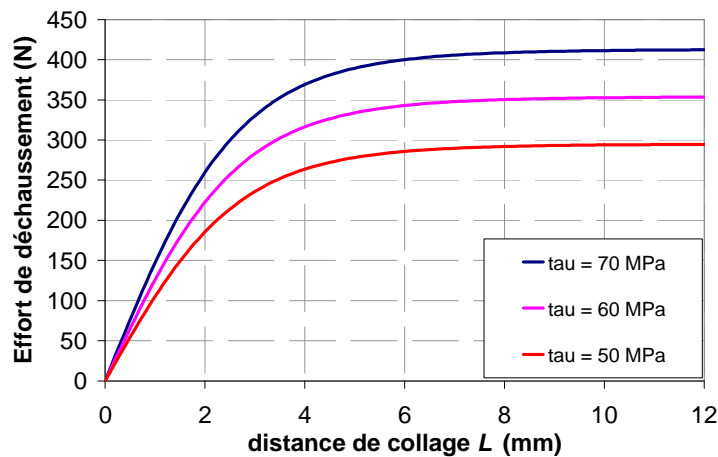


Figure III-48 : Evolution de l'effort de déchaussement en fonction de la distance de collage pour trois valeurs de τ_{\max}

Afin de déterminer la valeur de τ_{\max} à l'interface clou/résine lors des essais d'arrachement, on ajustera l'expression donnée par l'équation III-5 aux valeurs expérimentales en minimisant l'erreur de la courbe théorique aux points expérimentaux. On trouve ainsi un seuil de 58 MPa dont la courbe correspondante est tracée sur la Figure III-49.

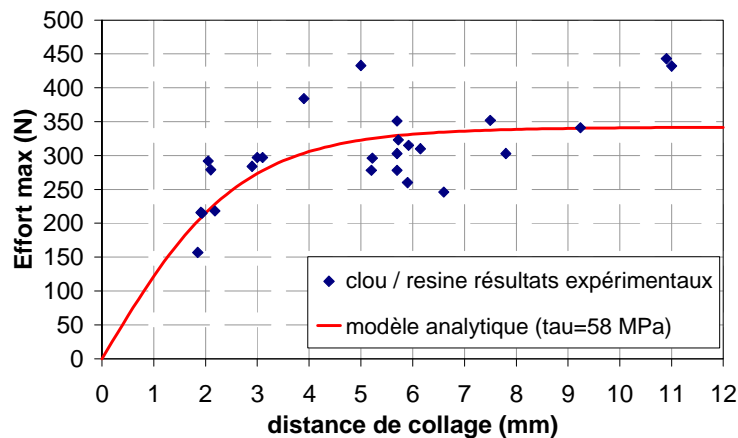


Figure III-49 : Comparaison de la tenue du clou en fonction de la distance de collage entre le modèle analytique et les résultats expérimentaux

Le modèle analytique donne ainsi une courbe de référence de l'évolution de la tenue du clou en fonction de la distance de collage. La dispersion des valeurs d'essai rend difficile la validation de cette courbe mais en tout cas elle suit correctement la tendance globale des efforts mesurés. On remarque cependant des divergences, notamment sur les distances de collage supérieures à 8 mm où le modèle semble sous-estimer la tenue mesurée en essai.

III.4.3.3 Comparaison avec un modèle numérique

Dans la section précédente, le modèle analytique est appliqué au problème d'arrachement du clou avec quelques simplifications, notamment en supposant un comportement linéaire des matériaux et sans prendre en compte le ménisque de résine autour du clou. Il est donc intéressant de comparer les résultats du modèle analytique à ceux d'un modèle numérique qui présente moins de simplifications.

Le modèle élément finis est développé sous le logiciel SAMCEF. Le modèle est axisymétrique, le ménisque de résine autour du clou est inclus et les conditions aux limites sont bien le blocage des déplacements verticaux pour des rayons supérieurs à 5 mm. La Figure III-50 montre la géométrie et le maillage du modèle.

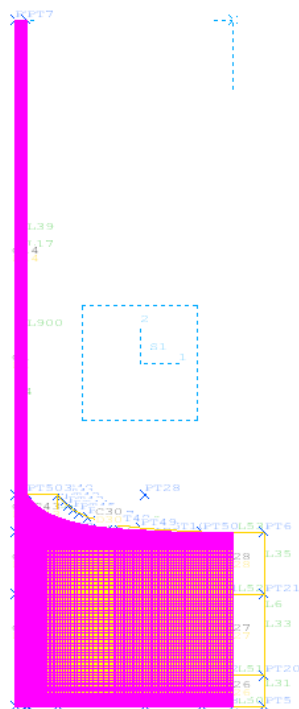


Figure III-50 : Modèle SAMCEF d'arrachement de clou.

Le maillage du modèle est issu d'une étude de convergence qui a montré que les valeurs des contraintes ne changent pas en diminuant la taille des éléments au-delà d'un certain seuil.

Les propriétés matériaux du clou et de la résine sont celles issues des essais de caractérisation décrits au chapitres §III.2 et §III.3. Ainsi, le clou est modélisé par un matériau orthotrope où la loi de traction selon l'axe vertical est celle donnée par la Figure III-6 et les propriétés transversales ont des valeurs d'un pli unidirectionnel typique :

E_t (MPa)	9000
ν_{lt}	0,2
G (MPa)	4000

Tableau III-10 : Propriétés transversales du clou

La résine est modélisée par un matériau isotrope plastique dont la loi d'écroutissage est celle mesurée en §III.3.2. Le module de cisaillement G vaut 1443 MPa et ν est fixé à 0,3.

Dans une première étape, on compare les contraintes de cisaillement à l'interface clou/résine avec les résultats du modèle analytique. Le cas de calcul de référence correspond à une hauteur du bloc résine de 5,5 mm et un effort appliqué de 300N (Figure III-51). Le niveau d'effort correspond à l'ordre de grandeur d'effort d'arrachement mesuré en essai.

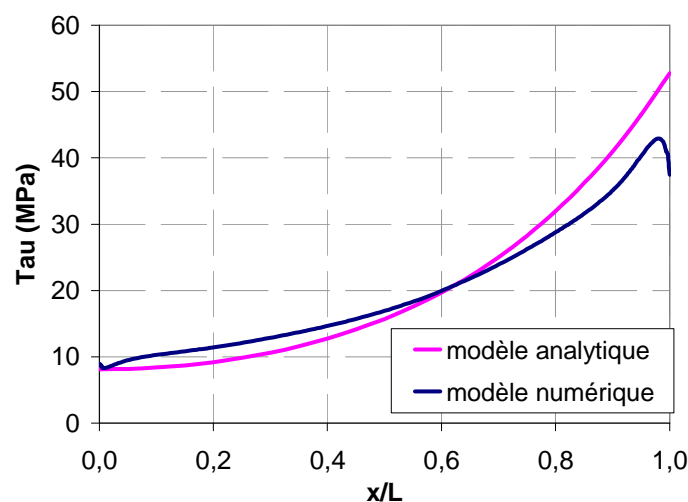


Figure III-51 : Comparaison des contraintes de cisaillement à l'interface entre le modèle analytique et le modèle numérique. Cas de calcul : $F=300N$, $h=5,5$ mm , hauteur du ménisque =1,2mm

La comparaison des distributions de contraintes de la Figure III-51 montre un bon accord entre les deux modèles. L'accord est moins bon sur la partie supérieure de l'interface

où le modèle analytique surestime légèrement les contraintes. L'écart peut provenir du fait que le modèle analytique ne tient pas compte du comportement non linéaire de la résine. Cet écart signifie que la valeur du critère de cisaillement utilisé pour le modèle analytique est surestimée par rapport aux résultats du modèle numérique. Toutefois, le but du modèle analytique n'est pas de retrouver la valeur réelle de la tenue en cisaillement de l'interface mais d'avoir un critère de référence pour pouvoir tracer la courbe de tenue du clou en fonction de la distance de collage.

Après la comparaison des distributions des contraintes, le modèle numérique est utilisé pour calculer l'évolution de la tenue en arrachement du clou en fonction de la distance de collage. Après le choix d'un critère de rupture à l'interface, en faisant varier la longueur de collage, on peut calculer l'effort d'arrachement nécessaire pour atteindre la rupture. Deux critères sont proposés : le critère de Tresca en contraintes et un critère de déformation maximale. Afin de comparer les modèles numériques et analytique, la valeur des critères est fixée de telle sorte à avoir un point commun sur la courbe tenue en arrachement / longueur de collage entre les deux modèles. Ce point est établi à L égal à 5,5 mm et une tenue d'arrachement de 328 N donnée par le modèle analytique. A partir de ces valeurs d'effort et de longueur de collage, on calcule avec le modèle numérique les valeurs maximales de contrainte de Tresca et de déformations à l'interface pour établir le critère. Leur valeur est ainsi de 48 MPa et de 0,0409 respectivement. Ensuite, on fait varier la longueur de collage entre 2 et 12 mm et on calcule l'effort nécessaire pour satisfaire les critères. On peut ainsi tracer les courbes de la tenue en fonction de la distance de collage pour les deux critères et les comparer au modèle analytique (Figure III-52).

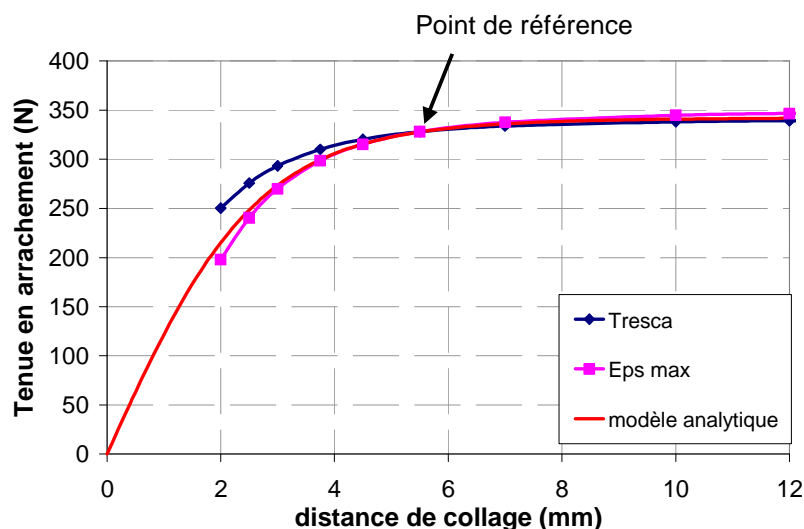


Figure III-52 : Evolution de la tenue en fonction de la distance de collage: comparaison entre deux critères du modèle numérique et le modèle analytique.

La Figure III-52 montre que le modèle analytique et les deux critères appliqués au modèle numérique présentent globalement la même évolution notamment avec l'apparition d'un plateau pour des distances supérieures à 6 ou 7 mm. Le critère de Tresca donne des tenues supérieures à celles du critère de déformations sur les distances de collage inférieures à 5 mm. Ce phénomène doit provenir de la plasticité de la résine. En effet, dû à la plasticité, les contraintes et les déformations ne sont pas linéaires : près de la rupture, les contraintes augmentent plus lentement que les déformations par rapport à une loi linéaire. Ainsi, lorsque les déformations présentent un pic avec des niveaux proches de la valeur de rupture, les contraintes auront aussi un pic mais moins prononcé.

La comparaison entre modèle analytique et modèle numérique montre que, malgré des hypothèses simplificatrices, après un seul recalage expérimental, le modèle analytique est pertinent.

Malgré sa complexité, le modèle numérique connaît aussi ses limites car il ne peut pas expliquer la dispersion sur la tenue rencontrée lors des essais. Cette dispersion doit être provoquée par la nature torsadée des clous qui crée une interface complexe et vraisemblablement par des porosités apparaissant à l'interface lors de la fabrication des éprouvettes.

III.5 COMPORTEMENT A L'ARRACHEMENT DU CLOU DANS LE STRATIFIE

III.5.1 Introduction

Les assemblages cloutés qui seront étudiées dans le chapitre §IV et §V sont des jonctions en forme de T ou de L typiques des structures aéronautiques. La Figure III-53 montre le principe de ce type d'assemblage où le clou, inséré à l'intérieur de l'assemblage, est perpendiculaire au plan de drapage de la peau et parallèle au plan de drapage du voile.

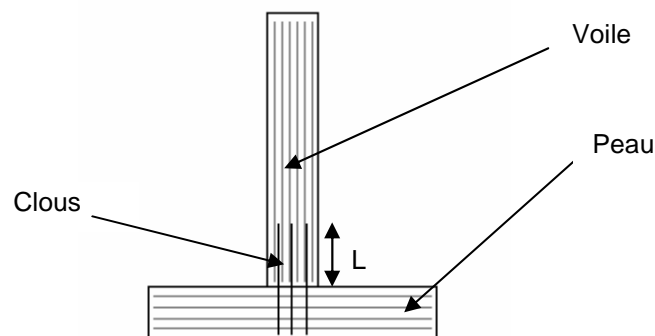


Figure III-53 : Jonction en T assemblée par cloutage

Dans ce chapitre, on s'intéresse à la liaison clou/voile où l'axe du clou et les fibres du stratifié sont dans le même plan. Ainsi, on réalisera des essais d'arrachement de clou implanté dans le stratifié pour étudier notamment l'influence de la profondeur d'enfoncement sur la tenue en arrachement. Les résultats de cette analyse seront ensuite comparés aux essais d'arrachement de clou noyé dans la résine

III.5.2 Description des éprouvettes

Les éprouvettes conçues pour cette étude sont composées de deux plaques stratifiées liées par un seul clou comme le montre le schéma de la Figure III-54.

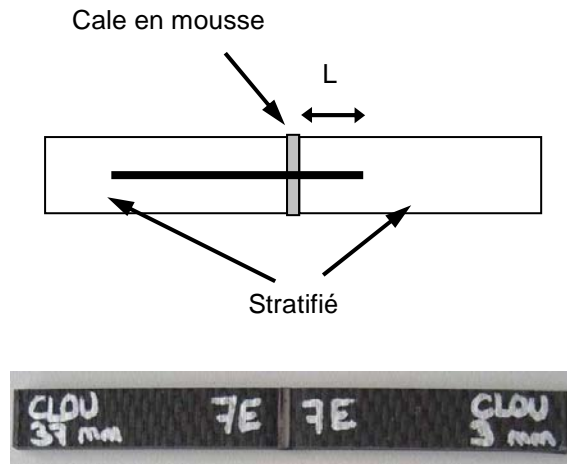


Figure III-54 : Schéma et photo des éprouvettes d'arrachement de clou dans le stratifié

Les plaques sont composées de 12 plis de tissu équilibré 914 /42% / G803 117 CM avec le clou situé au milieu de la séquence de drapage entre le sixième et le septième pli. Elles ont une épaisseur totale de 3,4 mm. Les plaques sont séparées entre elles par une cale en mousse de haute densité recouverte de téflon afin d'éviter le collage des deux plaques. Les clous utilisés pour cette étude sont les clous de 0,7 mm de diamètre et 40 mm de longueur. En positionnant le clou avant polymérisation, il est possible de faire varier la longueur d'enfoncement du clou (L) de 3 à 20 mm.

Les éprouvettes sont obtenues par découpe à partir d'une plaque plus grande qui contient entre 4 et 7 clous. Les dimensions et caractéristiques de la plaque sont montrées sur la Figure III-55.

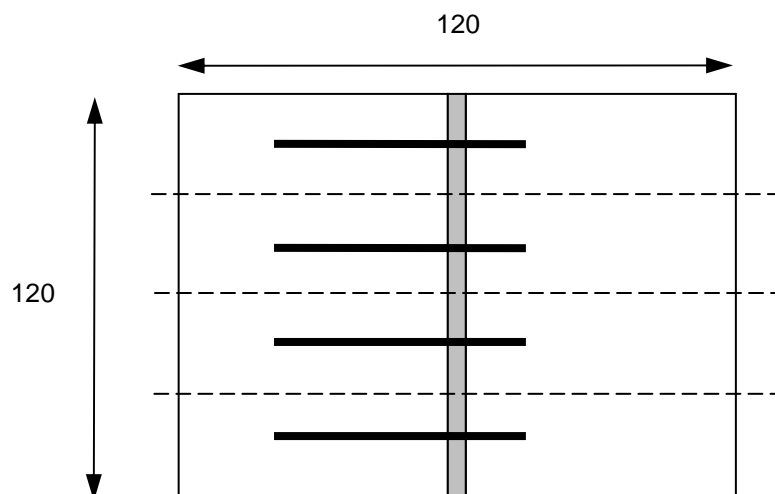


Figure III-55 : Schéma de la plaque à partir de laquelle on obtient les éprouvettes

La plaque initiale est fabriquée par drapage manuel de plis pré-imprégnés. On commence par le drapage des deux demi-plaques jusqu'au sixième pli. Pendant cette phase, les deux demi plaques sont séparées par une cale en mousse (Figure III-56, gauche). Cette cale est remplacée par une autre sur laquelle les clous sont déjà insérés (Figure III-56, centre). Ensuite, on décale les clous de façon à avoir la longueur d'enfoncement désirée sur l'une des demi-plaques (Figure III-56, droite).

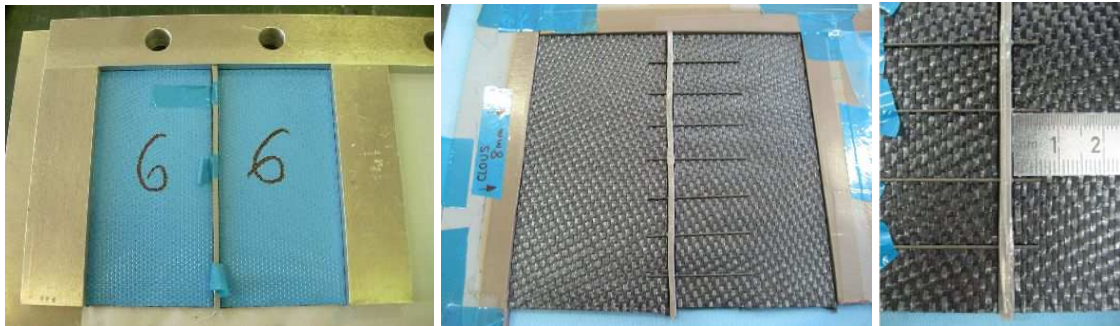


Figure III-56 : Phases de fabrication de la plaque: drapage des demi plaques jusqu'au pli 6 (gauche), positionnement des clous (centre) et réglage de la profondeur d'enfoncement (droite)

Le drapage se poursuit ensuite, emprisonnant ainsi les clous, jusqu'à l'obtention du stratifié final composé de 12 plis. Une fois le drapage terminé, une poche à vide est placée sur la plaque et l'ensemble est introduit à l'étuve pour suivre le cycle de polymérisation de la résine (Figure III-57).

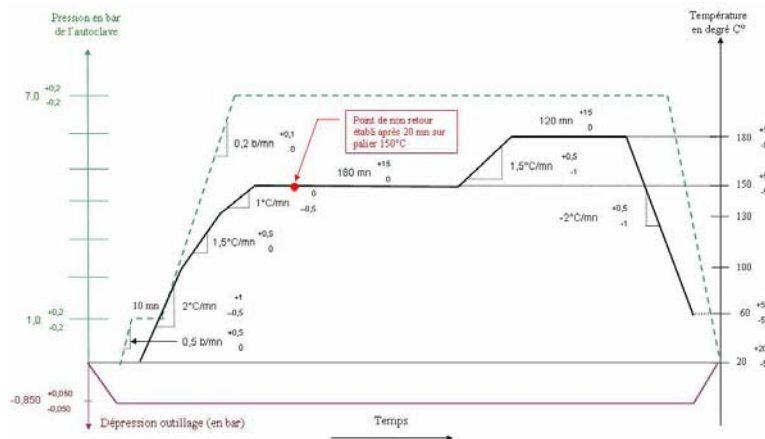


Figure III-57 : Cycle de polymérisation de la résine

Finalement, une fois l'ensemble polymérisé, une découpe permet d'obtenir les éprouvettes élémentaires (Figure III-58).



Figure III-58 : Plaque avant (gauche) et après (droite) découpe

Un total de huit plaques a été fabriqué ce qui a permis d'obtenir quarante sept éprouvettes élémentaires. Les éprouvettes présentent des longueurs d'enfoncement différentes entre 3 et 20 mm (Tableau III-11).

Longueur d'enfoncement (mm)	Nb d'éprouvettes	Référence
3	7	E
5	4	D
6	4	H
7	3	H
8	7	F
10	4	D
15	14	G et I
20	4	A
TOTAL	47	

Tableau III-11 : Liste d'éprouvettes fabriquées

Il convient de noter que la méthode de fabrication des éprouvettes élémentaires est différente de celle employée pour fabriquer les assemblages en T ou en L où on utilise une aiguille creuse vibrante pour insérer le clou à l'intérieur de la préforme sèche. Malgré cette différence, la structure interne autour du clou est très proche entre les deux méthodes de fabrication, comme l'on montré des coupes micrographiques.

III.5.3 Procédure expérimentale

Les essais d'arrachement consistent à appliquer un effort de traction sur l'éprouvette de façon à déchausser le clou. Ils sont réalisés sur une machine d'essai INSTRON 10kN. Lors

de l'essai, on mesure l'effort appliqué ainsi que les déplacements des mors. Le montage est montré sur la Figure III-59.



Figure III-59 : Montage d'essai d'arrachement de clou dans le stratifié

Les capteurs de déplacement LVDT ne peuvent pas être placés directement sur l'éprouvette pour des raisons d'encombrement. De ce fait, leurs mesures peuvent intégrer des déformations ou des jeux du montage d'essai. Certains essais ont été instrumentés avec un système de corrélation d'image ce qui permet d'obtenir une mesure du déplacement de l'éprouvette sans déplacements parasites. Finalement, en comparant les mesures des capteurs aux déplacements calculés par corrélation d'image, on peut corriger les premières et filtrer ainsi les déformations du montage d'essai. La Figure III-60 montre un essai instrumenté avec les caméras et le Tableau III-12 donne la liste des essais réalisés.



Figure III-60 : Positionnement des caméras lors d'un essai d'arrachement de clou

Longueur d'enfoncement (mm)	Nb d'éprouvettes	Référence	Mesure de déplacement
3	7	E	Capteurs
5	4	D	Capteurs
6	4	H	Capteurs
7	3	H	Capteurs
8	7	F	Capteurs
10	4	D	Capteurs
15	3	G	Capteurs
15	3	I	Capteurs + Cameras
20	4	A	Capteurs

Tableau III-12 : Liste des essais réalisés

La vitesse de déplacement de la machine lors des essais est fixée à 0,1 mm/min.

III.5.4 Résultats

La Figure III-61 montre une courbe typique de l'évolution de l'effort appliqué en fonction du déplacement lors d'un essai d'arrachement.

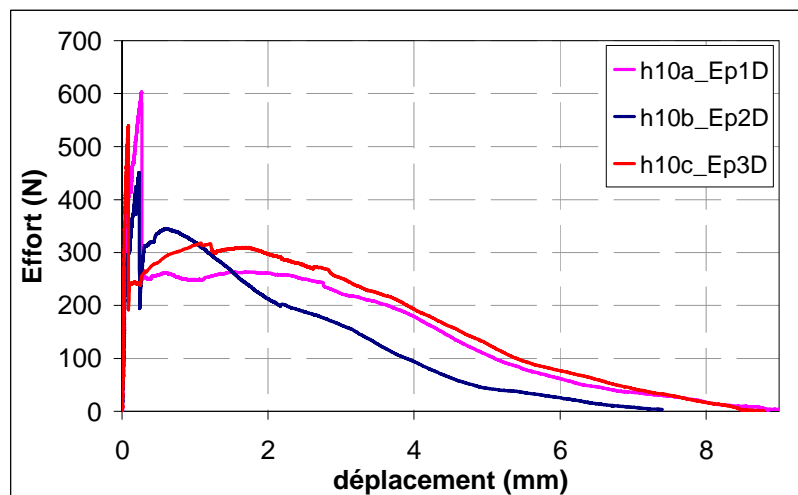


Figure III-61 : Évolution de l'effort avec le déplacement lors d'un essai d'arrachement de clou dans le stratifié. Profondeur d'enfoncement égale à 10mm.

Sur la première partie de la courbe, l'effort augmente très rapidement. Cela correspond principalement à la déformation du clou entre les deux demi-plaques de l'éprouvette. Ensuite, l'effort arrive à son maximum et chute au moment où le clou déchausse. Finalement, l'effort résiduel de friction diminue au fur et à mesure que le clou glisse à l'intérieur du stratifié. Le déchaussement du clou se produit pour toutes les profondeurs d'implantation testées. Ce

comportement est globalement le même que celui retrouvé lors des essais d'arrachement du clou dans la résine. Il existe toutefois des différences, notamment sur la montée initiale de l'effort. La Figure III-62 montre l'évolution de l'effort en fonction du déplacement mesuré avec le système de corrélation d'image dans le cas d'une longueur d'implantation de 15 mm. Un changement de pente est observé à un effort de 450 N environ pendant la montée de l'effort. Il est probable que le changement de pente soit produit par la fissuration progressive de l'interface entre le clou et le stratifié. Pour valider cette hypothèse, on superpose aux courbes issues des essais d'arrachement, la déformation d'un clou en traction sollicité sur 3 et 8 mm de longueur à partir de sa loi de comportement identifiée en §III.2.2.

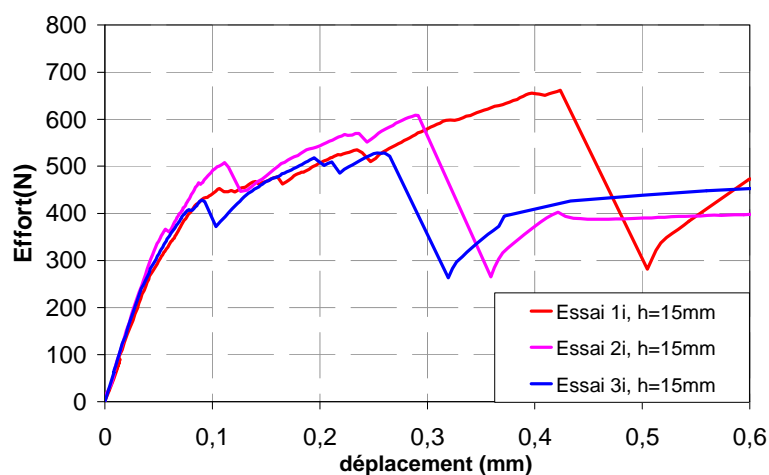


Figure III-62 : Évolution de l'effort en fonction du déplacement. Profondeur d'implantation égale à 15mm. (Valeurs de déplacement issu du calcul par corrélation d'image)

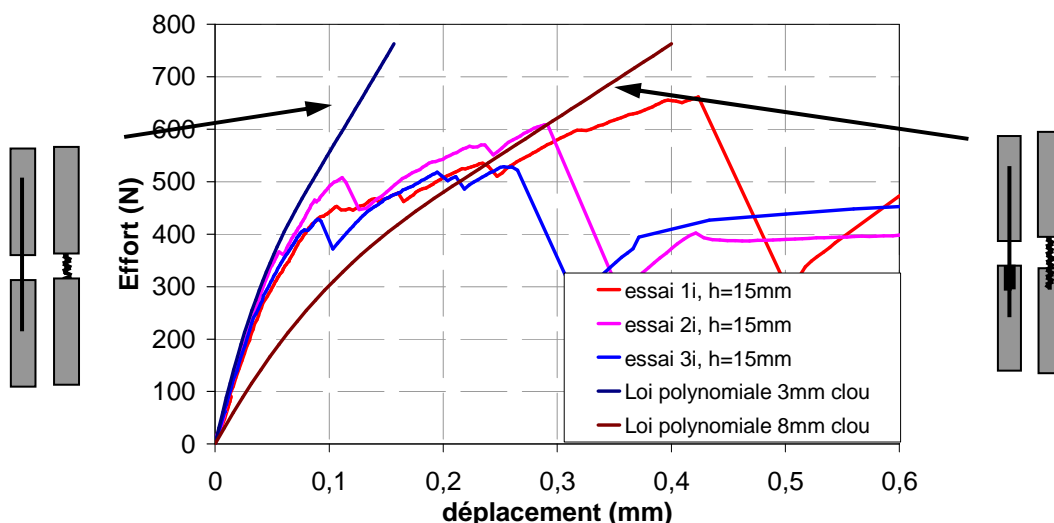


Figure III-63 : Comparaison entre les essais d'arrachement et le comportement du clou sollicité sur différentes longueurs.

La Figure III-63 montre que le comportement initial des éprouvettes correspond à la déformation des 3mm de clou « libre » existants entre les deux plaques à l'intérieur de la cale en mousse. Ensuite, une fissure apparaît à l'interface et elle se propage progressivement sur 5 mm environ dans le cas de l'essai 2i (un peu plus pour les deux autres essais) avant la chute brutale de l'effort.

Toujours dans l'optique de valider cette hypothèse, deux essais sont arrêtés avant et après l'effort maximum. Les éprouvettes sont ensuite analysées au microscope. Les clous sont implantés de 15 mm dans le stratifié. La Figure III-64 montre les points d'arrêt. Le premier essai est arrêté après le changement de pente, à un effort de 500 N, tandis que le deuxième essai est arrêté après la chute d'effort.

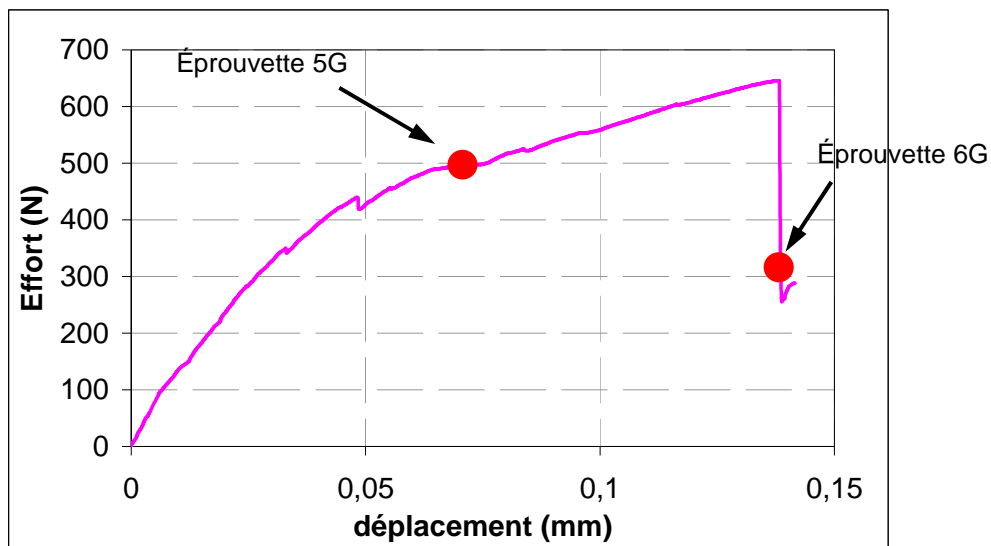


Figure III-64 : Points d'arrêt des essais sur la courbe effort / déplacement

L'observation de l'éprouvette 5G confirme la présence des fissures autour du clou sur sa partie supérieure (Figure III-65, gauche). Les fissures s'étalent sur une longueur de 7 mm environ. Au-delà, l'interface est intacte jusqu'à la base du clou (Figure III-65, droite).

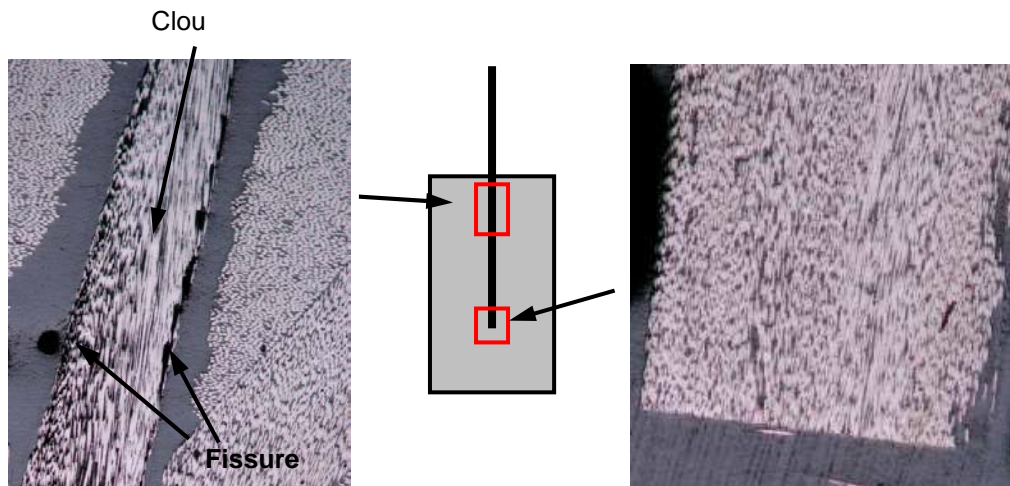


Figure III-65 : Micrographies de l'éprouvette 5G arrêtée avant la chute d'effort. Fissures sur la partie supérieure du clou (gauche) et base du clou intacte (droite)

Par contre, l'éprouvette 6G, arrêtée après la chute d'effort, montre le clou complètement déchaussé (Figure III-66, droite). Les fissures se situent à l'interface clou-stratifié et localement à l'intérieur du clou lui même (Figure III-66, gauche). Cette propagation est due probablement à la présence de torsades sur le clou avec donc une géométrie de l'interface irrégulière.

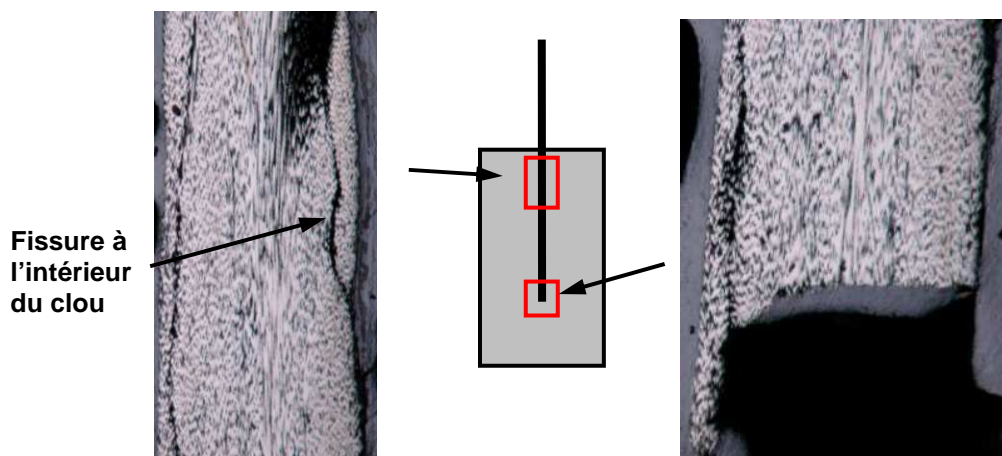


Figure III-66 : Micrographies de l'éprouvette 6G arrêtée après la chute d'effort. Fissures sur la partie supérieure du clou (gauche) et base du clou déchaussée (droite)

L'influence de la longueur d'implantation du clou sur le comportement en arrachement peut être analysée Figure III-67.

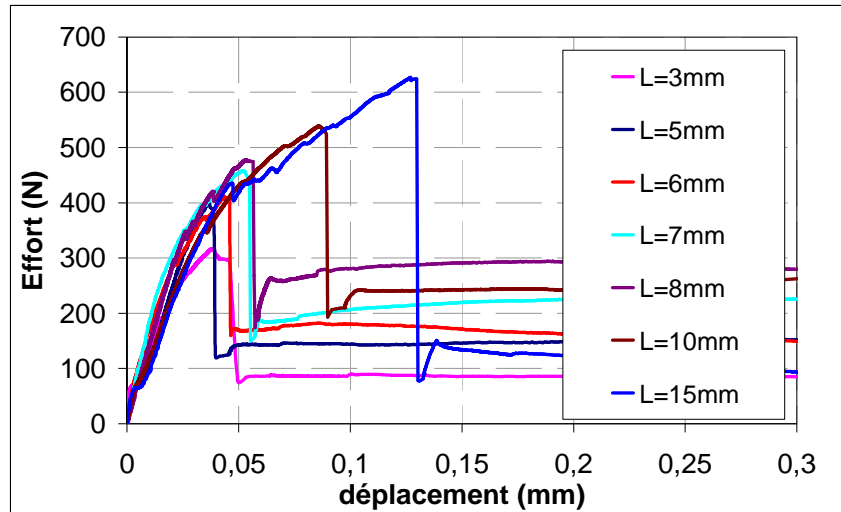


Figure III-67 : Influence de la longueur d'implantation sur le comportement en arrachement

Les courbes se superposent globalement sur la première partie quasi-linéaire de la montée ainsi que sur les parties non linéaires correspondant à la progression de la fissuration à l'interface. La charge maximale augmente à mesure que la longueur d'enfoncement augmente.

Sur la Figure III-68, on présente les évolutions de l'effort de changement de pente initial correspondant à l'initiation de la fissure et de l'effort maximal en fonction de la distance d'enfoncement.

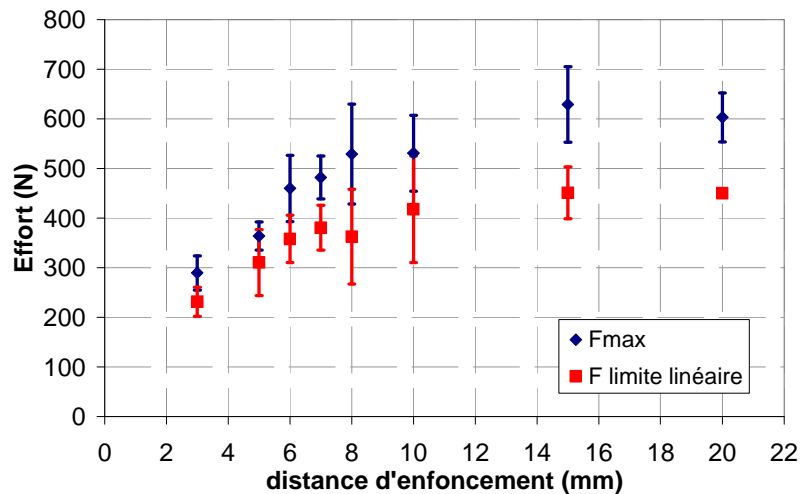


Figure III-68 : Evolution de l'effort de fissuration initial et de l'effort maximal avec la distance d'enfoncement

On observe pour ces deux grandeurs une augmentation constante pour des distances inférieures à 7 mm puis une croissance moins marquée sur les distances supérieures. L'écart entre l'effort de fissuration et la tenue est plus important pour les grandes valeurs

d'enfoncements que pour les petites. En effet, pour une distance d'enfoncement de 5 mm on trouve un écart de 102 N et pour une distance d'enfoncement de 15 mm l'écart est de 178 N.

III.5.5 Comparaison avec le clou noyé dans la résine

Dans ce paragraphe, le comportement en arrachement du clou implanté dans le stratifié est comparé avec celui du clou noyé dans la résine. Globalement, les comportements sont très semblables: déformation du clou puis déchaussement et finalement résistance par frottement. Cependant, le déchaussement du clou noyé dans la résine se produit brutalement alors que le clou dans le stratifié présente un changement de pente avant la chute de l'effort.

L'effort maximal du clou noyé dans la résine est d'abord comparé à celui du clou implanté dans le stratifié sur la Figure III-69. On remarque une tenue plus importante du clou dans le stratifié notamment sur les distances d'enfoncement supérieures à 6 mm. L'écart peut être provoqué par la différence de comportement au niveau de la montée en effort avant le déchaussement du clou. La différence est probablement liée à la fissuration du clou lui-même qui nécessite une énergie supérieure.

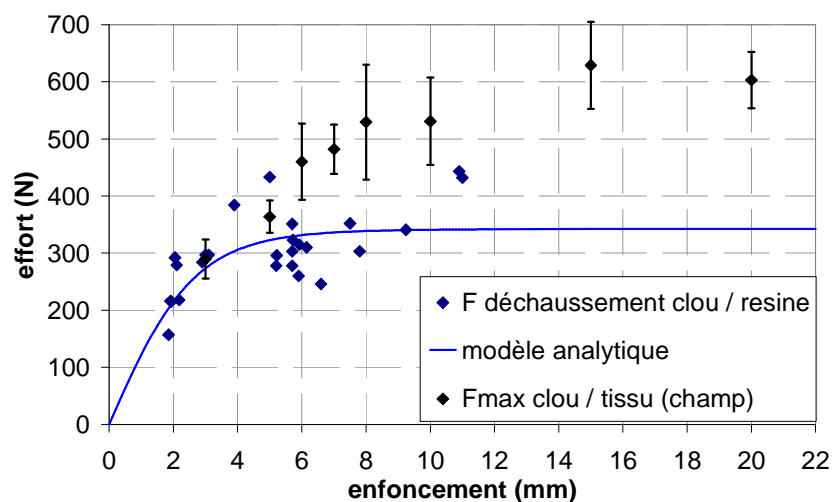


Figure III-69 : Comparaison de la tenue du clou noyé dans la résine et du clou implanté dans le stratifié.

Sur la Figure III-70 sont représentés la tenue du clou noyé dans la résine et l'effort de fissuration initiale du clou implanté dans le stratifié.

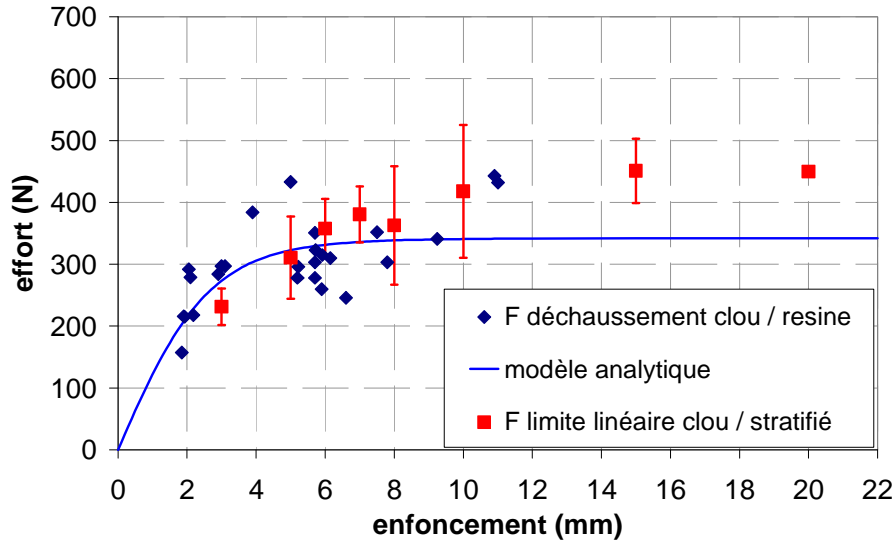


Figure III-70 : Comparaison de la tenue du clou noyé dans la résine avec l’effort de fissuration du clou implanté dans le stratifié.

On voit maintenant que l’effort de fissuration du clou dans le stratifié est comparable à la tenue du clou dans la résine malgré la dispersion. Le même phénomène d’augmentation très faible de l’effort de fissuration sur des distances supérieures à 6 mm est observé.

Les deux comparaisons précédentes indiquent que la fissuration de l’interface clou/résine ou clou/stratifié se produit au même niveau d’effort. Dans le cas du clou noyé dans la résine, cette fissuration provoque le déchaussement brutal et complet du clou et la perte de la tenue tandis que dans le cas du clou dans le stratifié une fissure se propage d’abord avant que le clou ne déchausse complètement.

Ainsi, l’effort de fissuration du clou implanté dans le stratifié peut être étudié pour des essais d’arrachement de clou noyé dans la résine. Le modèle analytique présenté dans le paragraphe précédent permet donc d’estimer aussi la tenue du clou dans le stratifié.

III.6 CLOUS CROISES

Des essais d'arrachement sur des jonctions avec clous croisés sont réalisés dans l'optique d'étudier le comportement des clous sous une configuration plus complexe tout en restant au niveau élémentaire.

III.6.1 Procédure expérimentale

III.6.1.1 Description des éprouvettes

Les éprouvettes utilisées dans cette étude sont composées de deux demi plaques en stratifié liées par deux clous croisés (cf. Figure III-71).

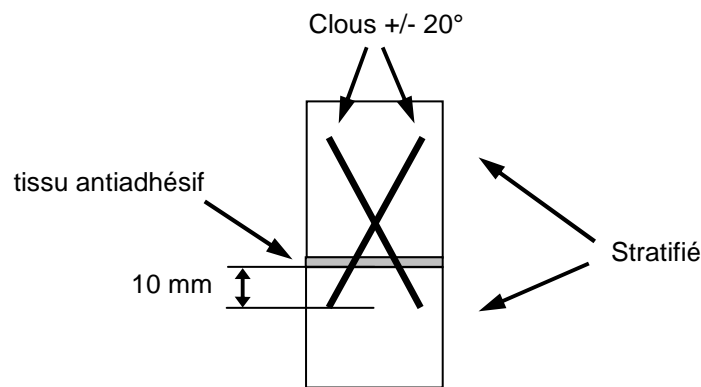


Figure III-71 : Schéma des éprouvettes avec clous croisés

Les deux plaques sont fabriquées à base de tissu équilibré 914/G807. Elles sont composées de douze plis avec les clous situés de manière symétrique dans l'épaisseur et séparés par six plis (cf. Figure III-72).

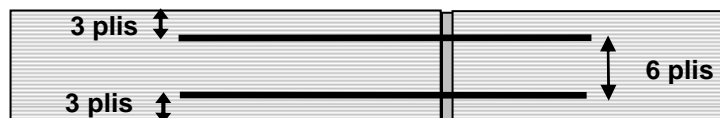


Figure III-72 : Position des clous dans l'épaisseur

L'épaisseur des plaques est de 3.8 mm. Elles sont séparées par un tissu anti-adhésif (Figure III-71) afin d'isoler le comportement des clous. Les clous utilisés pour cette étude sont les clous de 0.7 mm de diamètre et 40 mm de longueur. Ils sont inclinés à +/-20° par

rapport à l'axe de l'éprouvette. Ils sont insérés de 10 mm sur la partie inférieure de l'éprouvette et ils se croisent sur la moitié supérieure.

Les éprouvettes sont obtenues par découpe à partir d'une plaque qui contient quatre éprouvettes (cf. Figure III-73).

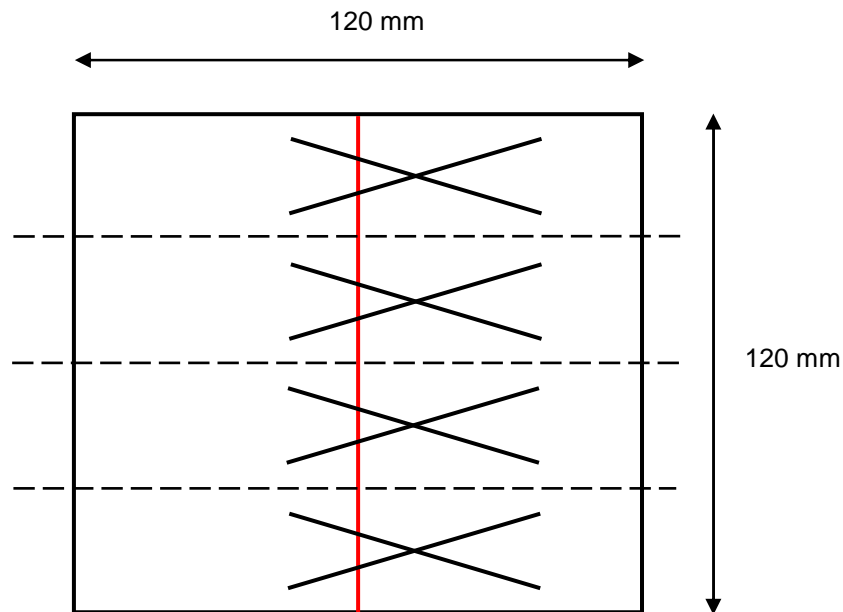


Figure III-73 : Schéma de la plaque à partir de laquelle les éprouvettes avec clous croisés sont obtenues

La méthode de fabrication des éprouvettes est très similaire à celle utilisée pour la fabrication des éprouvettes de clou droit dans le stratifié (voir §III.5.2). La seule différence provient du fait que l'on place deux clous dans l'épaisseur. L'inclinaison des clous est assurée avec l'utilisation d'une cale spécifique (cf. Figure III-74).

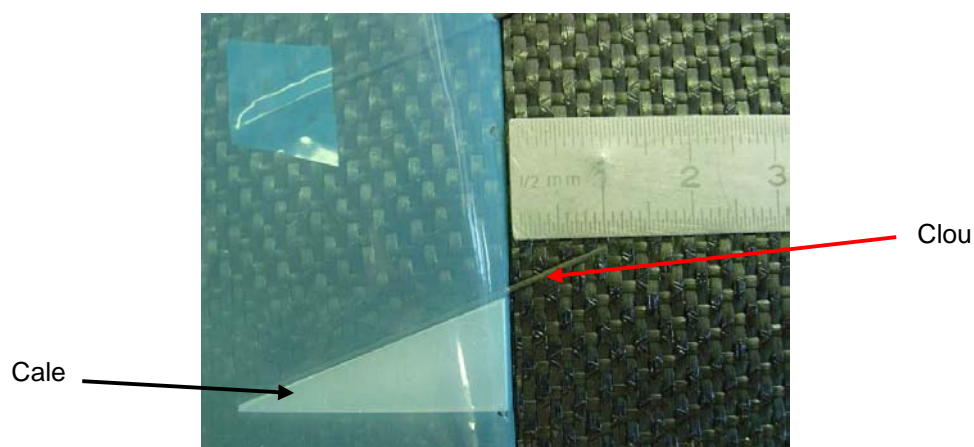


Figure III-74 : Détail de la fabrication: cale pour imposer l'inclinaison et mesure de la profondeur d'enfoncement

Un total de vingt éprouvettes ont été fabriquées. Elles sont présentées sur la Figure III-75.

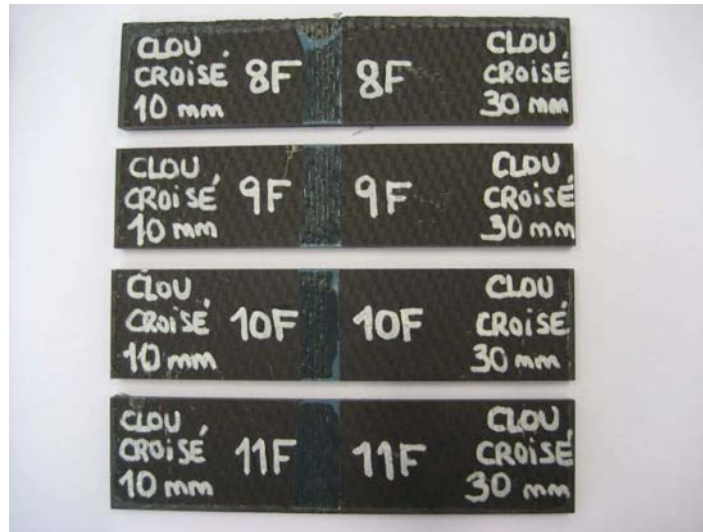


Figure III-75 : Eprouvettes avec clous croisés après fabrication

III.6.1.2 Description des essais

Les essais d'arrachement sont réalisés selon le même principe que celui présentés dans le chapitre précédent §III.5.3. Une machine d'essai Instron 10 kN est utilisée pour appliquer l'effort de traction tandis que le déplacement est mesuré par des capteurs de déplacement LVDT ou par un système de corrélation d'image.

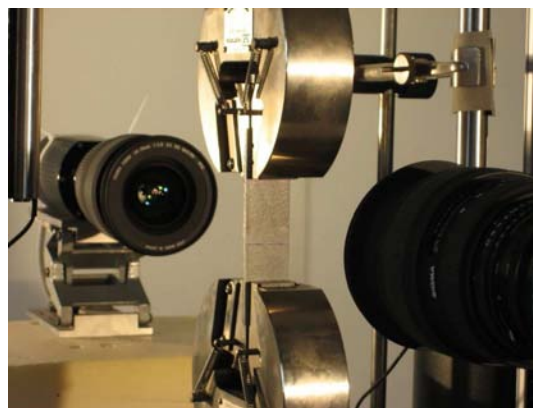


Figure III-76 : Montage d'essai de traction sur éprouvette clous croisés : positionnement des caméras

III.6.2 Résultats

La Figure III-77 montre une courbe typique de l'évolution de l'effort appliqué en fonction du déplacement lors d'un essai d'arrachement.

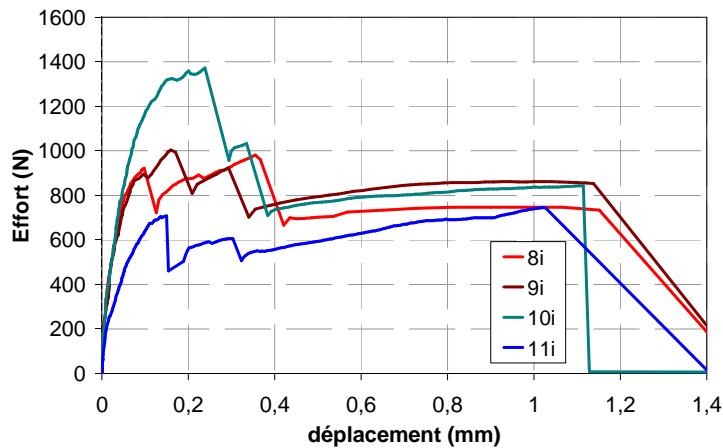


Figure III-77 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement de plusieurs essais de traction sur clous croisés

Malgré la dispersion des résultats on observe globalement les phénomènes suivants :

- Une première montée en effort dont la pente diminue au fur et à mesure que l'on s'approche du premier pic.
- Une série de deux chutes d'effort consécutives
- Un plateau d'effort
- Chute finale de l'effort

La première montée en effort correspond à la réponse en traction des deux clous. La diminution de la pente pendant cette phase est une conséquence de la fissuration progressive de l'interface entre les clous et le stratifié à partir d'un certain niveau d'effort comme dans le cas des clous droits implantés dans le stratifié. Cette phase se termine par des chutes d'effort dues au déchaussement des deux clous. Généralement, on observe le déchaussement des deux clous séparément car leur tenue n'est pas exactement la même. Finalement, les clous glissent de moins de 1 mm à l'intérieur du stratifié avant de casser en cisaillement. La Figure III-78 montre une éprouvette après essai.



Figure III-78 : Eprouvette avec clous croisés après essai

La rupture en cisaillement se produit sur une section du clou proche à l'interface entre les deux demi-plaques de l'éprouvette.

La compréhension des différentes phases présentées ci-dessus a été possible grâce à la réalisation d'essais interrompus et l'observation au microscope des éprouvettes.

Comme dans le cas du clou droit arraché du stratifié, la fissuration entre le clou et la résine se produit sur certaines zones à l'intérieur même du clou (cf. Figure III-79).



Figure III-79 : Micrographie d'un clou déchaussé. Essai sur éprouvette clous croisés arrêté avant la rupture des clous en cisaillement.

L'effort maximum moyen des assemblages avec clous croisés est de 948 N avec une déviation standard de 145 N. Cette tenue est légèrement inférieure au double de l'effort maximum supporté par des clous droits insérés de 10 mm dans le stratifié qui atteint 530 N en moyenne. Cela voudrait dire que l'utilisation d'assemblages avec des clous croisés sous la configuration étudiée n'apporterait pas un gain en terme de tenue maximale. Toutefois, les essais précédents seront utiles pour valider la modélisation d'assemblages cloutés qui sera présentée ultérieurement.

III.7 ÉTUDE EXPLORATOIRE : DU CLOUTAGE AU VISSAGE

III.7.1 Introduction

On a montré que le clou noyé dans la résine ou dans le stratifié déchausse de son support par rupture de l'interface clou/résine. La tenue de l'interface est donnée principalement par les liaisons chimiques qui se créent entre la résine présente sur le clou, la résine qui l'entoure et les fibres du clou lui-même. Il paraît souhaitable de rajouter à cette tenue une composante de nature mécanique en modifiant la surface du clou. Dans cette optique, on étudie le comportement à l'arrachement de vis en titane implantées dans le stratifié qui, grâce à la présence du filetage, auront une tenue de nature mécanique.

Les vis utilisées dans cette étude sont des vis en titane d'un diamètre extérieur de 1,2 mm et une longueur de 12 mm. Le noyau de la vis présente un diamètre de 0,9 mm et la tête, de forme conique, un diamètre maximal de 2,5 mm. Il s'agit de vis auto perforantes fabriquées par la société TEKKA en alliage TA6V utilisées en chirurgie dentaire.

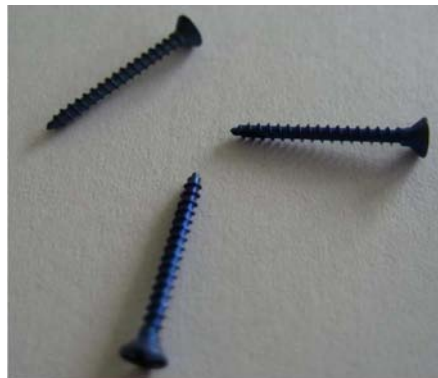


Figure III-80 : Vis en titane

III.7.2 Description des éprouvettes

Deux configurations ont été étudiées : vis perpendiculaire au stratifié (vis dans la peau) et vis dans le plan de drapage du stratifié (vis dans le voile).

III.7.2.1 Vis dans la peau

Dans le premier cas, la vis est implantée dans une plaque stratifiée dans le sens de l'épaisseur comme le montre la Figure III-81.

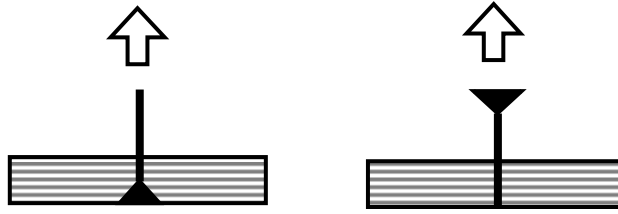


Figure III-81 : Configuration de vis perpendiculaire à le stratifié. Tête dans le stratifié (gauche) et tête hors stratifié (droite)

La tête de la vis peut être collée à la plaque et arraché de l'autre côté (Figure III-81, gauche) ou elle peut être située à l'extérieur de la plaque (Figure III-81, droite). Dans le premier cas, lors d'un essai d'arrachement, à la tenue du filetage de la vis, on rajoute la tenue de la tête qui opposera une certaine résistance à l'arrachage.

Comme dans les études précédentes, on étudie l'influence de la profondeur d'enfoncement sur la tenue de la vis. A cet effet, deux plaques d'épaisseur différente : 1,5 et 5 mm ont été fabriquées.

La fabrication des éprouvettes commence par le drapage de la plaque. La plaque est fabriquée avec des plis carbone/époxy pré-impregnés. Après le drapage, les vis sont vissées à travers la plaque (Figure III-82, gauche). Si la configuration est « tête dans le stratifié » elles sont vissées au maximum (Figure III-82, droite), si il s'agit de la configuration « tête hors stratifié », elle est seulement vissée pour que la pointe traverse la plaque.

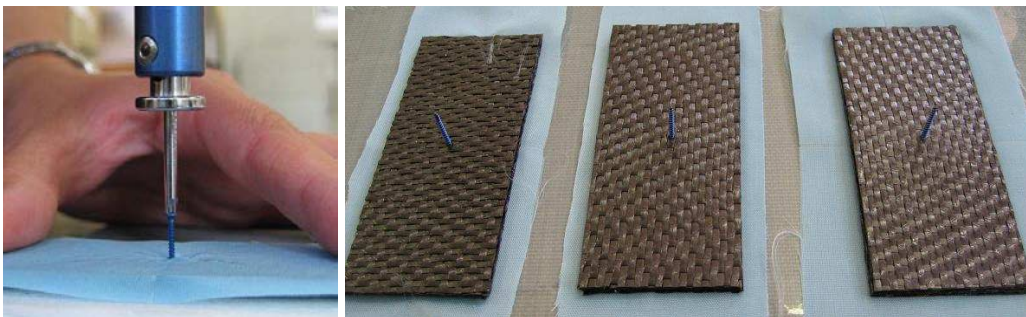


Figure III-82 : Insertion de la vis (gauche) et éprouvettes avant polymérisation

Dans les deux cas, la partie de la vis qui dépasse de la plaque est protégée par un outil métallique qui assure la perpendicularité de la vis pendant la cuisson (Figure III-83).

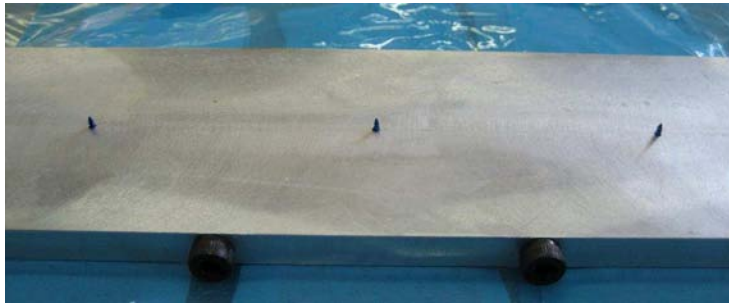


Figure III-83 : Outil métallique pour assurer la perpendicularité des vis

Finalement, l'ensemble est recouvert d'une poche à vide est mis à l'étuve pour polymérisation.

La liste des configurations testées est donnée Tableau III-13:

Epaisseur de la plaque (mm)	Position de la tête	Matériau plaque	Référence	Nb éprouvettes
5	Tête dans le stratifié	UD T700/M21 [(0/90) _n] _s	P5T	3
5	Tête hors stratifié	UD T700/M21 [[0/90] _n] _s	P5F	2
1,5	Tête dans le stratifié	Tissu G803/914	P1.5T	3

Tableau III-13 : Liste de configurations de vis implantées dans le stratifié testées



Figure III-84 : Epreuves type « vis dans la peau »

III.7.2.2 Vis dans le voile

L'autre configuration est celle du clou dans le plan du stratifié. Dans ce cas, l'axe du clou est parallèle au plan de drapage.



Figure III-85 : Schéma de la configuration où l'axe de la vis est parallèle au plan de drapage

Dans cette configuration la tête de la vis se trouve toujours à l'extérieur de la plaque. Il existe deux configurations en fonction de l'orientation du pli autour de la vis. Ainsi, si la vis est insérée entre deux plis orientés à 90° par rapport à l'axe de la vis, les fibres de carbone vont se loger facilement dans le filetage. Par contre, si le pli autour de la vis est orienté dans le sens de l'axe de la vis, soit à 0°, les fibres vont s'onduler autour du filetage sans pouvoir se loger à l'intérieur et créant ainsi des poches de résine pure.

Les éprouvettes fabriquées font une épaisseur totale de 3mm et la vis est située au milieu de la séquence de drapage. Dans le cas de vis entouré de plis à 0°, la séquence est [(0°/90°)₃ 0°₅]s. Dans le cas contraire, elle est égale à [(0°/90°)₃ 0°₃ 90°₂]s

La fabrication des éprouvettes commence par le drapage de la moitié inférieure de la plaque. Les vis sont alors pré-positionnées sur le pli moyen inférieur (Figure III-86, gauche). La deuxième moitié est drapée au dessus et, finalement les vis sont vissées à l'intérieur de l'empilement sur la longueur désirée qui est fixée à 8 mm (Figure III-86, droite).

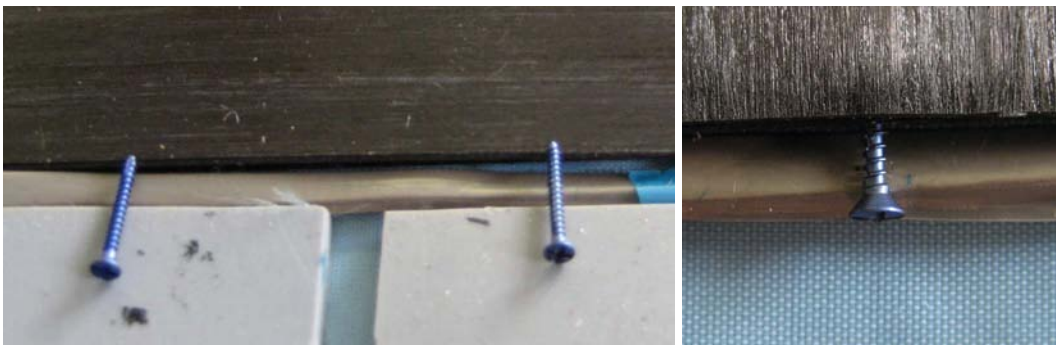


Figure III-86 : Positionnement des vis sur le pli moyen (gauche) puis vissée avant polymérisation (droite)

Finalement, les têtes de vis sont protégées par des couches de mosite et tout l'ensemble est mis à l'intérieur d'un montage qui permet d'appliquer une pression pendant la cuisson. Il s'agit d'un montage de compression conçu spécialement pour ce type

d'éprouvettes afin de pouvoir les polymériser sous une pression de 7 bars sans avoir besoin de presse ou d'autoclave.

La Figure III-87 montre des éprouvettes après fabrication et prêtes à être testées.



Figure III-87 : Epreuves type « vis dans le voile »

Les éprouvettes fabriquées dans la configuration « vis dans le voile » sont données Tableau III-14.

Profondeur d'implantation (mm)	Orientation pli autour de vis	Matériau plaque	Séquence de drapage	Référence	Nb éprouvettes
8	0°	UD T700/M21	$[(0^{\circ}/90^{\circ})_3 0^{\circ}_5]_s$	V0	3
8	90°	UD T700/M21	$[(0^{\circ}/90^{\circ})_3 0^{\circ}_3 90^{\circ}_2]_s$	V90	3

Tableau III-14 : Type d'éprouvettes testés sous la configuration « vis dan le voile »

III.7.3 Essai d'arrachement de vis

Les essais sont réalisés avec une machine de traction INSTRON 10 kN. L'effort est appliqué via une pince qui permet de serrer les vis de petit diamètre. Il s'agit de la même pince utilisée lors des essais d'arrachement de clou noyé dans la résine § III.4.2.2. En fonction de la configuration de l'éprouvette, la plaque stratifiée est tenue de différente manière. Dans le cas de la configuration « vis dans la peau », la plaque en composite est bloquée par une plaque métallique qui l'empêche de se déplacer verticalement pendant que l'on applique l'effort sur la vis (Figure III-88).

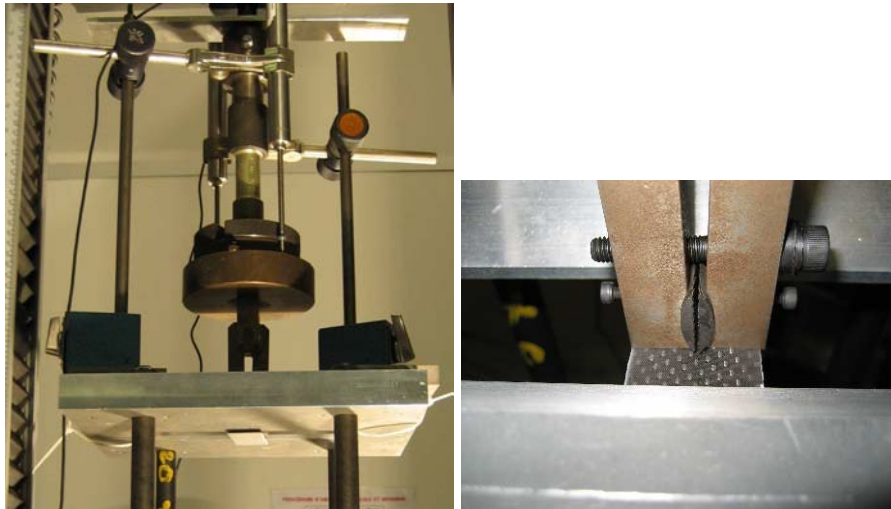


Figure III-88 : Montage d'essai d'arrachement des éprouvettes type « vis dans la peau »

Dans le cas de la configuration « vis dans le voile », la plaque où la vis est implantée est simplement serrée dans le mors de la machine d'essai (Figure III-89).

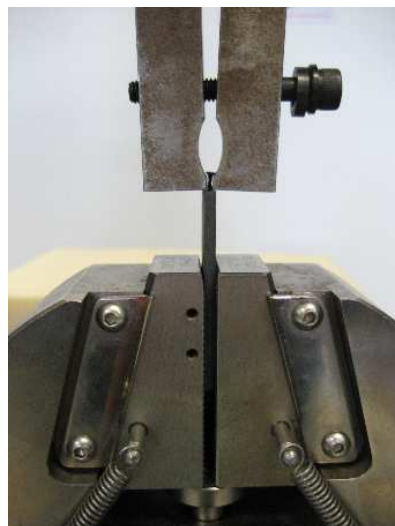


Figure III-89 : Montage d'arrachement des vis dans le voile

Lors des essais, seul l'effort appliqué est mesuré. La vitesse de déplacement est fixée à 0,2 mm/min.

III.7.4 Résultats

Les essais réalisés se sont conclus généralement par la rupture de la vis avant qu'elle ne puisse être déchaussée du stratifié. La seule exception est l'arrachement de « vis dans la peau » pour une épaisseur de 1,5 mm. Dans ce cas, la peau est cassée en flexion avant que la

vis soit arrachée ou cassée. La Figure III-90 montre une éprouvette après essai où la vis a été arrachée (gauche) et une éprouvette avec rupture en flexion de la plaque (droite).



Figure III-90 : Epreuves après essais : rupture de la vis (gauche) et rupture de la peau en flexion (droite)

La Figure III-91 montre une découpe longitudinale d'une éprouvette après essai. On remarque le filetage entre les plis du stratifié sans aucun signe de détérioration.



Figure III-91 : Découpe post-mortem d'une éprouvette type P5T. L'inclinaison de la vis dans le stratifié s'est produit pendant la fabrication de l'éprouvette

Le Tableau III-15 montre les valeurs de l'effort de rupture des éprouvettes par configuration.

Position clou	Enfoncement (mm)	Configuration	Réf	$F_{rupture}(N)$	Observations rupture
Peau	1,5	Tête dans le stratifié	P1.5T-1	531	Rupture plaque en flexion
			P1.5T-2	480	
			P1.5T-3	447	
	5	Tête hors stratifié	P5F-1	466	Rupture vis sans arrachement
			P5F-2	400	
		Tête dans le stratifié	P5T-1	533	
			P5T-2	522	
			P5T-3	411	
		Voile	8	Pli 90°	
V90-2	539				
V90-3	535				
Pli 0°	V0-1			533	
	V0-2			545	
	V0-2			543	

Tableau III-15 : Résultats des essais d'arrachement de vis

On remarque que les efforts de rupture de la configuration P1.5F avec rupture de la plaque en flexion, sont très proches de ceux des autres configurations où la ruine de la liaison est arrivée par rupture de la vis. Ainsi, on peut supposer, que si la plaque n'avait pas cassé en flexion, la vis serait cassée en traction sans arrachement.

A partir des valeurs d'effort à rupture on calcule la contrainte moyenne transisant par le noyau de la vis au moment de la rupture. On obtient les valeurs moyennes suivantes :

Configuration	σ (MPa)
P1.5F	764
P5F	680
P5T	768
V90	856
V0	859

Tableau III-16 : Contrainte moyenne de rupture sur la noyau de la vis

Les valeurs de la contrainte sont légèrement inférieures à la contrainte de rupture de l'alliage TA6V qui est de l'ordre de 900-1000 MPa [COMBRES] et [TIG 1998]. La

différence provient des concentrations de contraintes sur le filetage de la vis ou sur la partie prise entre les mors.

Les résultats précédents montrent que la liaison vis/stratifié est très solide. Les deux configurations de vis dans le sens de l'épaisseur et dans le plan du drapage se montrent toujours plus solides que la vis elle-même. Le bon comportement de la vis provient de la présence du filetage et la tenue mécanique que cela apporte.

On compare maintenant les résultats des essais sur vis avec ceux d'arrachement de clou.

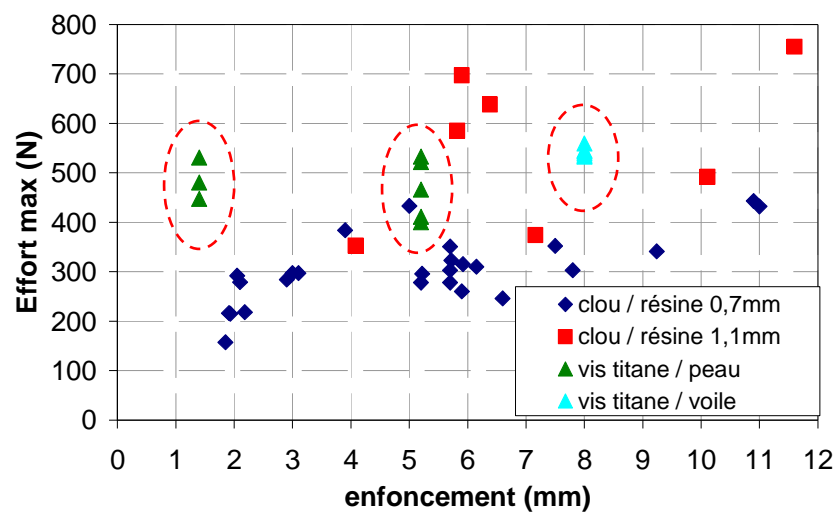


Figure III-92 : Comparaison de la tenue des assemblages vis/stratifié avec celle des essais de clou noyé dans la résine

Sur la Figure III-92, on observe que la tenue des vis est supérieure à celle des clous de diamètre 0,7 mm pour toutes les valeurs d'enfoncement. Cependant, la comparaison la plus valable est celle avec les clous de 1,1 mm car les vis ont un diamètre extérieur de 1,2 mm. On peut constater que les vis sont plus résistantes sur les longueurs d'enfoncement inférieures à 4 mm. Sur des profondeurs supérieures à 4 mm, la tenue moyenne des clous est légèrement supérieure à celle des vis. Cependant, les vis présentent une dispersion moins importante sur toutes les distances d'enfoncement. Ainsi, dans le cas d'un calcul statistique de la tenue des jonctions pour minimiser la probabilité de rupture, il est probable que les vis soient plus performantes pour toutes les longueurs d'enfoncement.

Il existe d'autres alliages de titane qui possèdent des contraintes à rupture plus élevée que celles du TA6V. En effet, l'alliage β -CEZmax par exemple atteint 1700 MPa en contrainte maximale [COMBRES]. Cela voudrait dire que, en utilisant des vis fabriquées avec

un tel alliage, on pourrait avoir une tenue maximale théorique d'environ 1000 N sur la vis, soit un gain de 30% par rapport au clou carbone de diamètre 1,1 mm.

Cette étude a montré qu'un élément de jonction avec une forte rugosité comme la vis titane présente une liaison avec le composite plus résistante que les clous carbone qui ont une rugosité moindre. Dans le cas des vis titane testées, la tenue est limitée par la contrainte à rupture du matériau. Ainsi, pour des faibles épaisseurs de stratifié, les vis en titane pourront améliorer la tenue des assemblages de manière plus performante que les clous, comme par exemple, sur les arrêts de raidisseurs en T ou en oméga des panneaux raidis. Il est aussi possible d'étudier des géométries de vis optimales par rapport à la tenue de la résine et l'effort maximal supportable par la vis.

III.8 CONCLUSIONS

Dans ce chapitre, la liaison cloutée à été étudiée en partant de son niveau le plus élémentaire. D'abord, la caractérisation du clou en traction a montré un comportement légèrement non linéaire dû probablement à sa forme torsadée. Un montage de caractérisation du clou en cisaillement permet d'identifier un comportement linéaire sous cette sollicitation. La tenue du clou en traction et en cisaillement a pu être mesurée ce qui permettra plus tard de modéliser les assemblages cloutés.

Au niveau non spécifique, l'étude du comportement en arrachement du clou noyé dans la résine a montré une saturation de la tenue pour des longueurs de collage supérieures à 7 mm environ. La tenue semble donc être pilotée par des contraintes en cisaillement à l'interface clou/résine comme dans les assemblages par collage. Un modèle analytique permet de retrouver ce comportement en traçant une ligne de tendance au travers de la dispersion des résultats expérimentaux.

Les essais d'arrachement de clou implantés dans le stratifié ont montré un scénario de rupture très proche de celui des clous noyés dans la résine. La différence la plus importante se trouve dans la manière de déchausser. Les clous noyés dans la résine déchaussent brutalement et complètement à l'effort maximal tandis que pour les clous implantés dans le stratifié, on observe une première fissuration de l'interface clou/stratifié suivie d'une propagation avant d'atteindre la charge maximale. Le premier effort de fissuration des clous dans le stratifié est comparable à la tenue maximale des clous noyés dans la résine pour toutes les longueurs de collage testées et donc, ce premier effort de fissuration peut être identifié par l'étude du clou noyé dans la résine.

Finalement, dans le cadre d'une étude exploratoire, une liaison par vis en titane insérée directement dans des plaques stratifiées s'est avérée très solide, seulement limitée par la contrainte à rupture du titane, montrant ainsi l'importance de la géométrie de l'élément de liaison. Ce dernier type d'assemblage ou de renforcement pourrait connaître des applications pour des stratifiés de faible épaisseur.

IV ETUDE EXPERIMENTALE DES ASSEMBLAGES CLOUTES

IV.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre, l'analyse expérimentale sur des assemblages cloutés est présentée. Il s'agit d'une étude sur le comportement de jonctions cloutées soumises à des sollicitations quasi-statiques.

La première partie présente les différents types de jonctions testées. La liste des configurations étudiées comprend aussi des assemblages non cloutés qui permettront de mettre en évidence l'influence du cloutage. Les observations détaillées de la structure initiale de chaque type d'assemblage auront une importance majeure au moment d'expliquer certains phénomènes rencontrés lors des essais.

Finalement, les résultats des essais en arrachement, cisaillement et dépliage sont présentés. Les résultats sont regroupés par sollicitation et par type d'assemblage ce qui permettra de réaliser des comparaisons et d'analyser l'influence des paramètres de conception.

IV.2 PRESENTATION DES EPROUVETTES

IV.2.1 Contexte

L'un des objectifs du projet ALCAS (Advanced Low Cost Aircraft Structure) est la fabrication d'un caisson de voilure d'avion type « avion d'affaires » utilisant des nouveaux matériaux et des techniques de fabrication innovantes permettant de baisser les coûts. Le caisson de voilure sera fabriqué à échelle réduite mais avec tous les principaux détails afin de valider la démarche. Le caisson de voilure est composé principalement par deux longerons, plusieurs nervures perpendiculaires aux longerons et par des panneaux supérieur et inférieur qui ferment la structure.

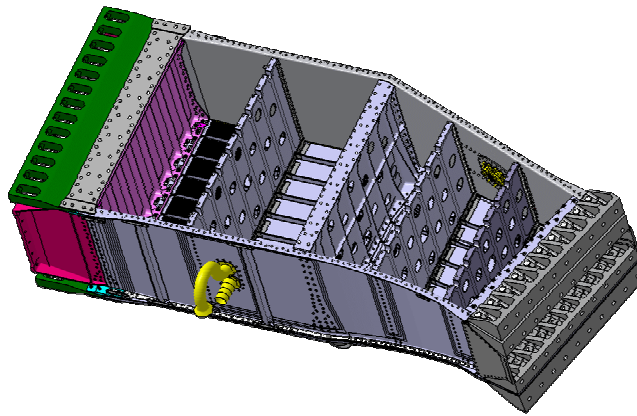


Figure IV-1: Caisson de voilure

A partir de cette définition de base, différents concepts de caisson de voilure sont étudiés, et en particulier, différents types de jonctions entre les composants. Parmi les technologies susceptibles d'être utilisées sur la liaison pied de nervure/panneau, on trouve le cloutage. Les structures assemblées par cloutage peuvent être fabriquées à partir d'une seule injection (one-shoot) car les clous sont insérés avant la phase de polymérisation de la résine. Cette caractéristique rend le cloutage très attractif du point de vue de la production puisque la fabrication de grandes sous-structures est généralement préférable à la fabrication et l'assemblage de petites pièces.

Dans l'optique de mieux comprendre le comportement des assemblages cloutés et de mesurer leur performances afin de pouvoir dimensionner ce type de jonctions, une campagne expérimentale est réalisée. La campagne comprend des essais statiques sous trois sollicitations différentes : arrachement, cisaillement et flexion. Pour chaque sollicitation, les valeurs

d'effort limite et d'effort maximum des différentes configurations sont comparés car ce sont deux paramètres fondamentaux dans le dimensionnement des structures aéronautiques. L'effort limite correspond à la charge la plus élevée que peut supporter une structure sans apparition de dommages. L'effort maximum ou effort ultime correspond au niveau de charge le plus élevé que peut supporter la structure indépendamment de l'apparition ou non de dommages.

IV.2.2 Fabrication des éprouvettes

Les éprouvettes étudiées dans ce travail de thèse ont été fabriquées par EADS Innovation Works et Dassault Aviation. On décrit ici brièvement la méthode de fabrication avant de présenter le travail expérimental.

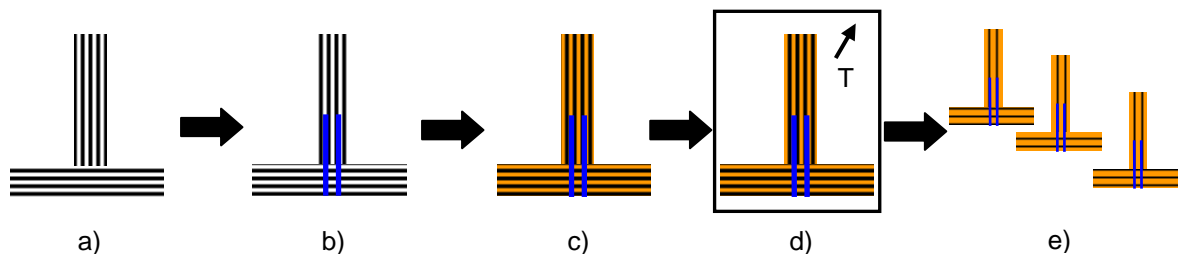


Figure IV-2 : Etapes de fabrication des assemblages cloutés : a) drapage des préformes sèches, b) insertion des clous avec une aiguille creuse, c) injection de la résine par RTM, d) polymérisation en autoclave et e) découpe pour obtention des éprouvettes

La fabrication commence par le drapage et le positionnement des deux sous ensembles : le pied de nervure et le panneau. Le drapage est réalisé à partir de plis en fibres de carbone sèche (Figure IV-2, a). Ensuite la préforme sèche est cloutée à l'aide d'un automate équipé d'une aiguille creuse qui permet d'introduire des clous de jusqu'à 40 mm de longueur [LEFEBURE 2006] (Figure IV-2, b). Le cloutage est réalisé suivant un patron en quinconce de telle sorte que les clous traversent la peau et s'introduisent dans la partie verticale du pied de nervure. Une fois que la préforme cloutée, elle est placée dans un moule pour procéder à l'injection de résine par RTM. La résine Cytec 977-20 est injectée (Figure IV-2, c) et ensuite polymérisée (Figure IV-2, d). Après démoulage, l'assemblage, fabriqué sous forme de barres de 360 mm de long, est découpé pour obtenir les éprouvettes de 30 mm de largeur (Figure IV-2, e).

La Figure IV-3 montre la machine de cloutage et un assemblage en T clouté après démoulage.



Figure IV-3 : Machine de cloutage (gauche) et barre de jonction en T clouté (droite) [LEFEBURE 2006]

IV.2.3 Configurations

Les pièces testées sont des éprouvettes représentatives des assemblages cloutés entre le pied de nervure et la peau ou panneau. Elles peuvent être aussi représentatives de liaison raidisseur/peau.

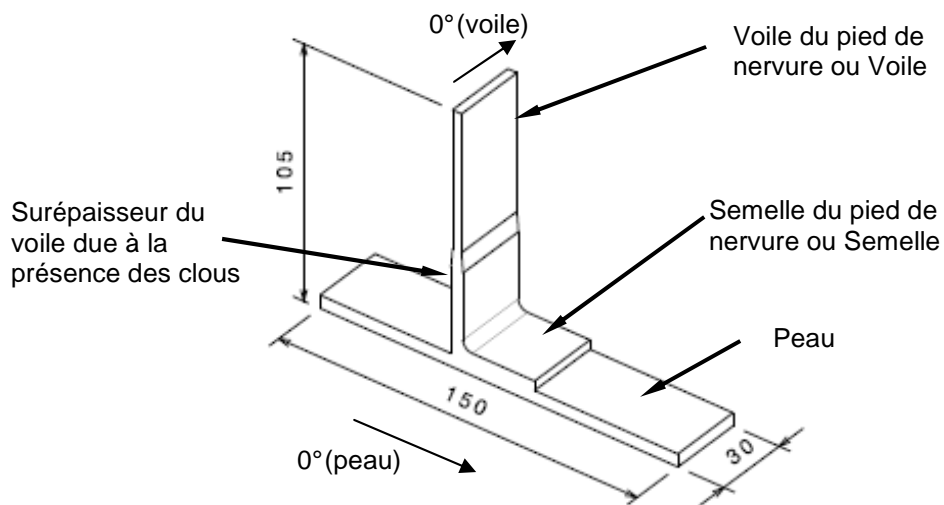


Figure IV-4 : Schéma avec les dimensions d'une éprouvette et la nomenclature des différentes parties

La Figure IV-4 montre la forme et les dimensions ainsi que la terminologie des différentes parties d'une éprouvette cloutée. Le voile est lié à la peau par des clous en fibre de carbone. Il existe des configurations non cloutées qui serviront de référence. Dans certains cas, comme celui de la Figure IV-4, il existe un rabat du voile sur la peau qui augmente la surface de liaison et qui forme la semelle. L'assemblage est ainsi dit « en L » (Figure IV-5, gauche). Dans le cas contraire on parlera d'assemblage « en T » (Figure IV-5, droite).

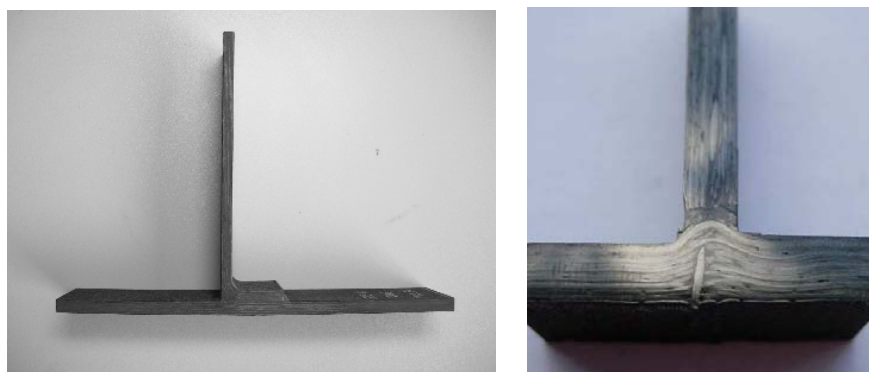


Figure IV-5 : Epreuve d'assemblage en L (gauche) et en T (droite)

La peau est fabriquée à partir de plis unidirectionnels Uniwave PRIFORM IMS 200. La séquence de drapage de la peau est la suivante : $[90^\circ/45^\circ/0^\circ_2/-45^\circ/90^\circ/-45^\circ/0^\circ_2/45^\circ/0^\circ/-45^\circ/0^\circ/45^\circ]_s$ où les plis à 0° sont orientés parallèlement à la longueur de l'éprouvette (voir Figure IV-4) sauf pour une configuration de L non clouté où la séquence est tournée de 90° . L'épaisseur nominale de la peau est de 5,32 mm. Le pied de nervure est fabriqué à partir de tissu NCF PRIFORM HTS 450. Ce tissu est composé de trois couches unidirectionnelles orientées à $[90^\circ/45^\circ/-45^\circ]$ liées par un fil qui sert au maintien en position des plis. Les fibres des plis à 90° du pied de nervure sont parallèles à la hauteur de l'éprouvette (voir Figure IV-4). Le drapage du pied de nervure est symétrique donc la séquence totale est : $[(90^\circ/45^\circ/-45^\circ)_n]_s$. Le nombre de couches de tissu NCF varie en fonction de la configuration car l'épaisseur du voile n'est pas toujours la même.

Un total de sept configurations ont été analysées. Parmi elles, on trouve cinq configurations cloutées et deux non cloutées. Les configurations présentent des différences au niveau de la forme de l'éprouvette (en T ou en L), la présence de clous, la longueur des clous (15 ou 40mm), l'épaisseur du voile et donc le nombre des clous ainsi que l'orientation relative des plis à l'interface peau/pied de nervure.

Le tableau suivant montre les configurations testées avec la description du type d'assemblage :

Référence	Description	Rabat	L clou (mm)	Nb clous	Epaisseur voile (mm)
<i>a1-th2</i>	L non clouté	Oui			3.8
<i>a2-th2</i>	L non clouté, drapage de la peau tourné de 90° par rapport à <i>a1-th2</i>	Oui			3.8
<i>b1-th2</i>	L clouté, clous 40 mm	Oui	40	18 (3 lignes)	3.8
<i>b2-th2</i>	L clouté, clous 15mm	Oui	15	18 (3 lignes)	3.8
<i>f1-th2</i>	T clouté, clous 40mm	Non	40	18 (3 lignes)	3.8
<i>f1-th3</i>	T clouté, clous 40mm, 4 lignes	Non	40	24 (4 lignes)	4.75
<i>f3-th2</i>	T clouté, clou 15mm	Non	15	18 (3 lignes)	3.8

Tableau IV-1 : Configurations des jonctions testées

Le diamètre des clous est dans tous les cas de 0.7 mm. La géométrie du motif de cloutage est présentée sur la Figure IV-6.



Figure IV-6 : Géométrie du motif de cloutage avec trois lignes (gauche) et vue de la surface extérieure de la peau d'une jonction cloutée où on devine le quinconce (droite)

Le nombre des clous par éprouvette donné Tableau IV-1 correspond au nombre théorique. Dans la pratique, du fait que les éprouvettes sont obtenues à partir de barres, on peut trouver des clous au niveau de la section de découpe et donc des éprouvettes avec un nombre inférieur de clous.

Les paragraphes suivants sont consacrés à détailler les différentes configurations initiales des éprouvettes car certains détails auront une importance significative sur la réponse mécanique des éprouvettes.

IV.2.3.1 L non clouté, interface 0°/90°

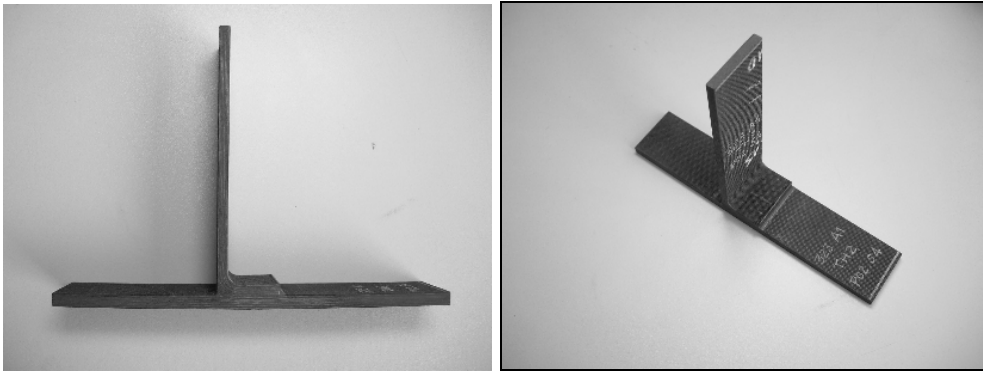


Figure IV-7 : Eprouvettes du type L non clouté de référence (a1-th2)

Il s'agit de la configuration non cloutée de référence. Elle présente une semelle de 24 mm de long. La partie extérieure du coude du pied de nervure est remplie par une tresse en fibre de carbone parallèle à la largeur de l'éprouvette autour de laquelle on trouve une zone riche en résine (Figure IV-8, droite). La tresse est présente sur toutes les configurations en L.

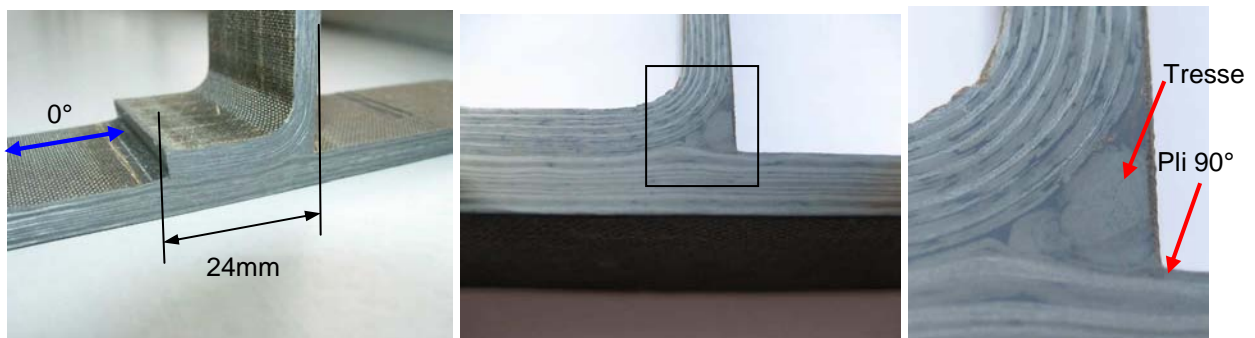


Figure IV-8 : Détail du rabat (gauche) et de la tresse entourée de résine (centre et droite)

Sur la Figure IV-8 on observe aussi une légère ondulation des plis supérieurs de la peau. On remarque que les fibres du pli supérieur de la peau (90°) sont orientées dans le sens de la largeur de l'éprouvette et donc parallèles aux fibres de la tresse.

IV.2.3.2 L non clouté, interface 0°/0°

Cette configuration présente une séquence de drapage de la peau tournée de 90° par rapport à celle de la configuration non clouté de référence (a1-th2). L'interface entre le pli supérieur de la peau et le pli extérieur du pied de nervure est donc 0°/0°. Les éprouvettes de

cette configuration présentent une ondulation considérable des plis supérieurs de la peau (Figure IV-9 gauche et centre).



Figure IV-9 : Détail de l'ondulation des plis de la peau et de la fissure à l'interface peau/pied de nervure

Une analyse au microscope de la zone autour de la tresse montre la présence de fissures à l'interface peau/pied de nervure (Figure IV-9). La fissure mesure 3 mm environ sur la section analysée. Elle apparaît très probablement à cause des contraintes thermiques lors du refroidissement de la pièce après polymérisation. Cette problématique sera objet d'une étude spécifique lors de la modélisation des éprouvettes. Toutefois, toutes les éprouvettes de cette configuration ne présentent pas de telles fissures.

IV.2.3.3 L clouté, clous 40 mm

C'est une configuration d'éprouvettes en L cloutés avec clous de 40 mm de long. La zone du voile sur laquelle les clous sont insérés présente une épaisseur de 5.6mm, plus importante que les 3,8 mm de la zone non cloutée. Les éprouvettes présentent 3 lignes de cloutage soit un total de 18 clous. Au niveau de l'interface peau/pied de nervure, on observe une ondulation importante des plis de la peau (Figure IV-10, gauche). Les plis supérieurs de la peau à 90° et 45° sont parfois rompus au niveau du cloutage sur la partie supérieure de l'ondulation (Figure IV-11, bas). De même, certaines éprouvettes présentent une fissure au niveau de l'interface, elle est visible sur quelques millimètres au dessus de la peau (Figure IV-10, droite).

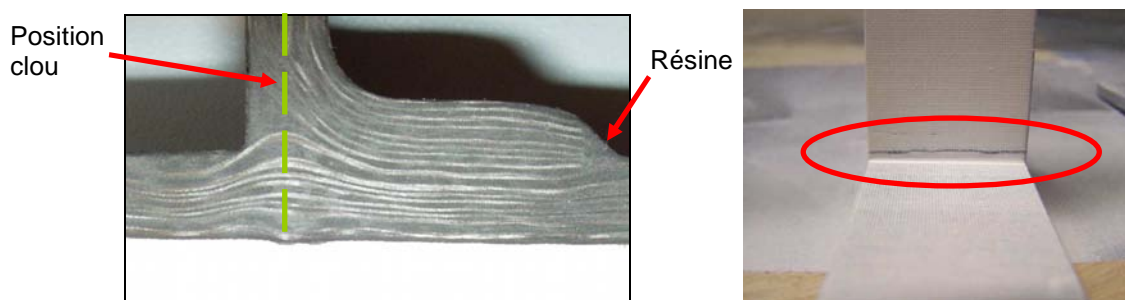


Figure IV-10 : Ondulation des plis de la peau (gauche) et fissure sur la partie postérieure du voile (droite) des éprouvettes en L cloutés avec clous 40 mm

On remarque aussi que la semelle du L se termine par une zone riche en résine de forme triangulaire.

IV.2.3.4 L clouté, clous 15 mm

Il s'agit de L cloutés avec des clous de 15mm de longueur disposés sur trois lignes de cloutage. On observe aussi des ondulations des plis de la peau et la présence de fissures au niveau de la tresse (Figure IV-11).

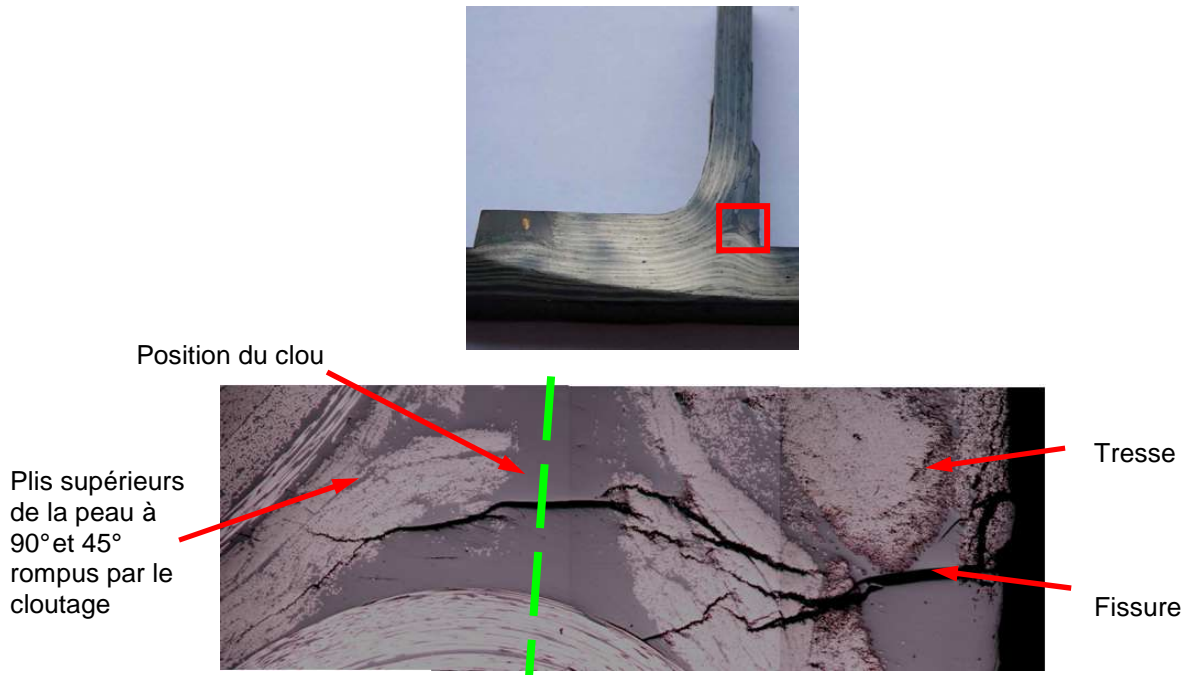


Figure IV-11 : Microstructure de l'interface peau/pied de nervure des éprouvettes en L avec clous de 15 mm (b2-th2): présence de fissures, ondulation des plis de la peau et rupture de certains de ces plis. La même microstructure est observée sur la configuration en L avec clous de 40 mm (b1-th2).

Les clous sur ce type d'éprouvettes présentent une légère inclinaison. L'inclinaison, liée à une longueur de seulement 15mm des clous, implique que certains des clous ne sont pas bien insérés dans le voile mais à cheval entre le pli extérieur du voile et la tresse (Figure IV-12).

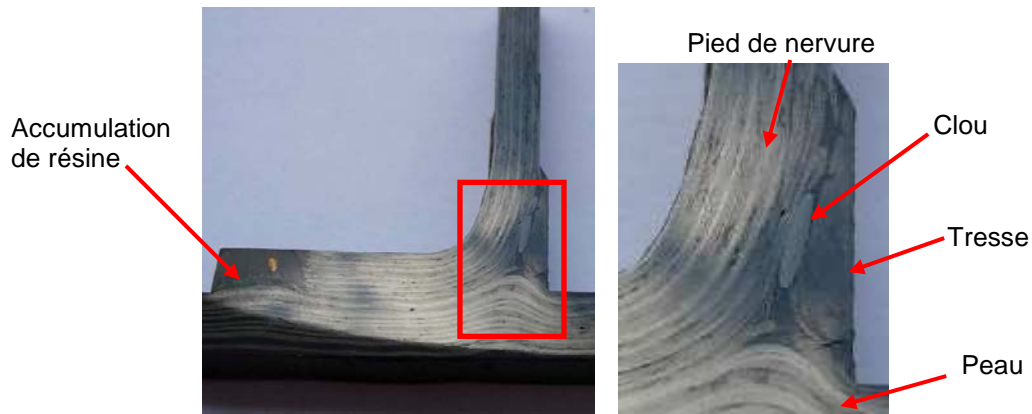


Figure IV-12 : Détail du clou de 15mm sur une éprouvette en L

Enfin, la semelle, de 25mm de longueur, présente une zone en résine pure sur la partie la plus éloignée du voile (Figure IV-12, gauche).

IV.2.3.5 T clouté, clous 40 mm sur trois lignes

Il s'agit d'un assemblage en T sans retour à la peau. Les clous ont une longueur de 40mm et ils sont placés sur trois lignes de cloutage pour un total de 18 clous par éprouvette.

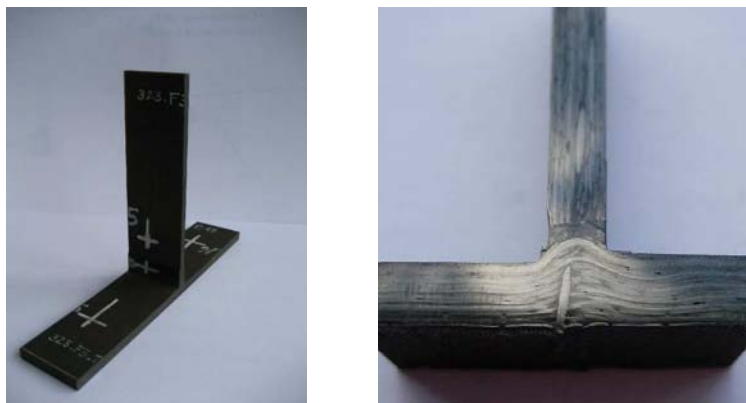


Figure IV-13 : Eprouvette en T avec clous de 40 mm sur trois lignes (gauche) et détail de la liaison peau/voile sans semelle (droite)

Comme sur les configurations précédentes, le cloutage produit des perturbations sur les plis de la peau : ondulation et rupture des plis supérieurs. On observe aussi des fissures à l'interface (Figure IV-14).

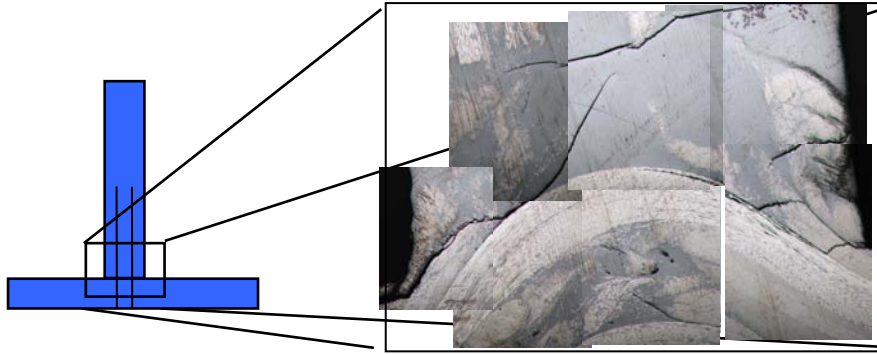


Figure IV-14 : Détail de la microstructure de l'interface avec l'ondulation des plis et la présence de fissures

Les clous insérés dans les éprouvettes présentent une légère inclinaison par rapport à l'axe du voile. Ils sont inclinés de 10° environ dans le plan de la largeur de l'éprouvette (Figure IV-15) et d'environ 5° dans le sens de l'épaisseur du voile.

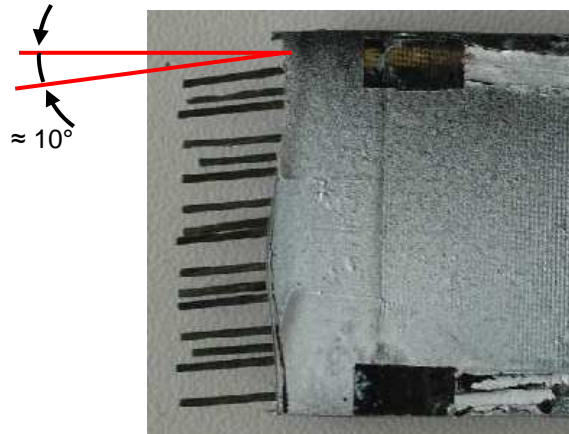


Figure IV-15 : Désalignement des clous par rapport à l'axe du voile sur éprouvettes en T clous de 40 mm

IV.2.3.6 T clouté, clous 40 mm sur quatre lignes

Configuration avec les mêmes caractéristiques que la précédente mais avec quatre lignes de cloutage et donc une épaisseur de voile plus importante. La fabrication des éprouvettes a connu des problèmes d'injection de la résine au niveau du voile et ce qui a généré des zones sèches autour des clous (Figure IV-16).

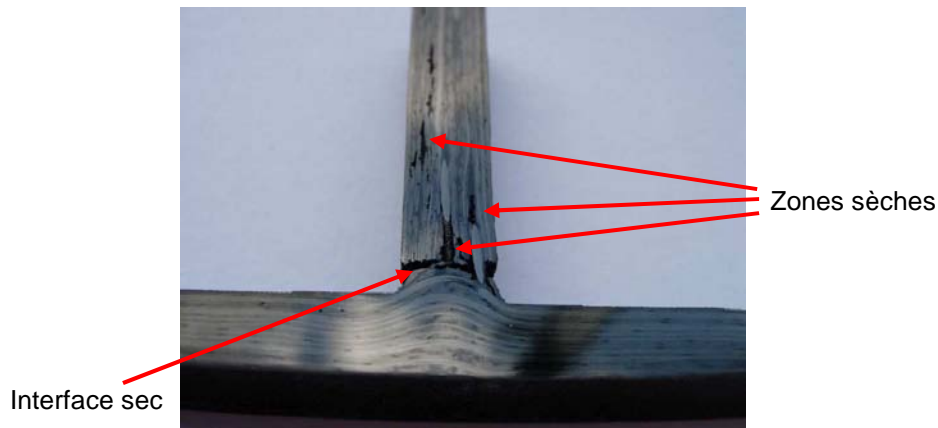


Figure IV-16 : Section d'une éprouvette type f1-th3

IV.2.3.7 T clouté, clous 15 mm

Configuration sans rabat en forme de T assemblée par des clous de 15mm de long. Les mêmes remarques que sur la configuration en T avec clous de 40 mm sont faites : ondulation des plis de la peau au niveau du cloutage et apparition de fissures à l'interface.

IV.2.3.8 Conclusion sur la morphologie des éprouvettes

Les observations précédentes ont montré la présence quasi systématique de fissures à l'interface peau/voile ainsi que l'ondulation des plis de la peau. D'autres détails de chaque configuration ont été mis en évidence. Ces observations vont permettre de mieux comprendre le comportement mécanique des assemblages ainsi que d'orienter la modélisation.

IV.3 ESSAIS D'ARRACHEMENT (PULL-OUT)

IV.3.1 Description de l'essai

L'essai d'arrachement ou de pull-out sur les assemblages peau/pied de nervure consiste à appliquer un effort sur le pied de nervure de façon à l'arracher de la peau. Le principe de l'essai est schématisé sur la Figure IV-17.

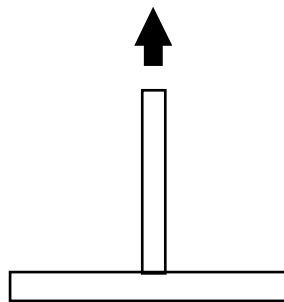


Figure IV-17 : Principe d'essai d'arrachement

La peau des éprouvettes est bloquée verticalement. Deux types de conditions aux limites sur la peau ont été utilisées : peau encastrée (utilisé par défaut dans l'industrie) et peau en appuis simples.

Le montage de peau encastrée est présenté sur la Figure IV-18.

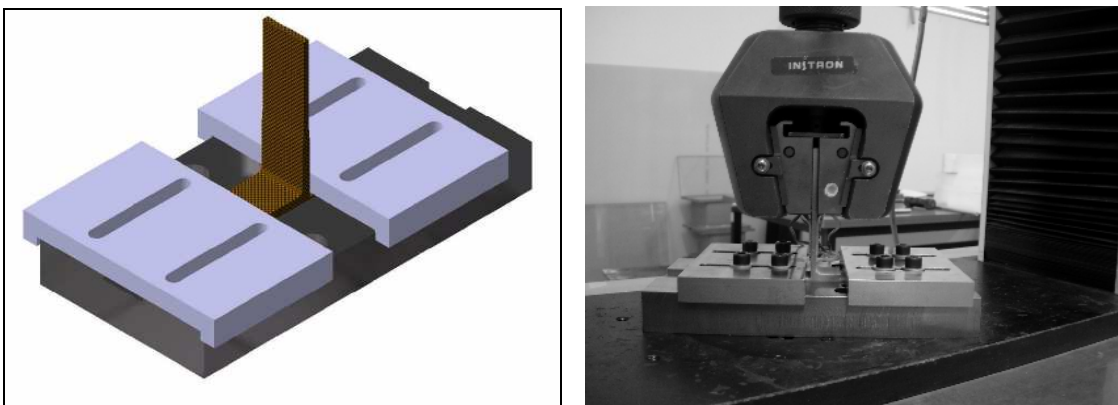


Figure IV-18 : Vue CAO du montage encastré (gauche) et image d'un essai sur ce montage (droite)

Dans ce cas, la peau des éprouvettes est placée dans la rainure du montage de support. La pièce du support est fixée directement au bâti de la machine d'essai. Deux plaques de serrage viennent bloquer la peau contre la pièce du support et permettent de former deux encastements. La distance des encastements est fixée à 10 mm par rapport au voile.

L'introduction de l'effort est réalisée par les mors de la machine d'essai. Ils serrent le voile de l'éprouvette à une hauteur suffisante pour ne pas appuyer directement sur la zone cloutée. La manière d'introduire l'effort sur le voile est la même pour le montage peau encastree et pour le cas appuis simples.

Les conditions aux limites pour le cas peau encastree présentent l'avantage de mieux répartir les efforts sur la surface de l'interface et permettent un niveau d'effort équivalent sur chaque clou. Par contre, du fait de l'hyperstaticité du montage, les défauts géométriques des éprouvettes peuvent introduire des contraintes au moment de la mise en place. Ces contraintes de montage apparaissent notamment à l'interface peau/pied de nervure ce qui peut perturber les résultats des essais.

Afin d'éviter l'apparition des contraintes à la mise en place, des essais d'arrachement en appuis simples ont été réalisés. Dans ce cas, les déplacements verticaux de la peau sont bloqués par deux appuis cylindriques situés de chaque côté du voile. Le montage est présenté sur la Figure IV-19.

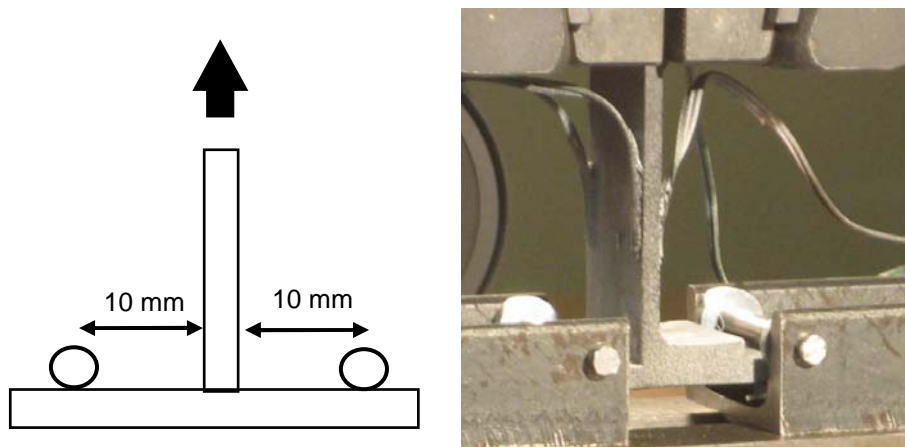


Figure IV-19 : Essai d'arrachement en appuis simples : schéma (gauche) et vue de l'essai (droite)

Dans ce cas, dû à la flexion plus importante de la peau, les efforts sur les clous sont moins homogènes. Cependant, le déroulement de l'essai est mieux maîtrisé grâce à la simplification de la phase de mise en place.

Le tableau ci-dessous montre le type de montage utilisé pour chaque configuration d'éprouvette.

Configuration	Montage d'essais
L non clouté, interface 0°/90°	encastré
L non clouté, interface 0°/0°	appuis simples
L clouté, clous 40 mm	encastré
L clouté, clous 15 mm	appuis simples
T clouté, clous 40 mm 3 lignes	encastré
T clouté, clous 40 mm 4 lignes	appuis simples
T clouté, clous 15 mm	encastré

Tableau IV-2 : Type de montage d'arrachement pour chacune des configurations

Trois éprouvettes par configuration ont été testées. Les essais sont réalisés sur une machine standard Instron 100kN à une vitesse de 0,2 mm/min.

IV.3.1.1 Instrumentation

Le déplacement des mors est mesuré à l'aide des capteurs LVDT placés directement sur les mors. Les éprouvettes sont peintes sur les côtés avec un motif en moucheti et elles sont photographiées toutes les secondes pendant la durée de l'essai (Figure IV-21). A partir des images enregistrées, un calcul de corrélation d'image est effectué avec le logiciel Correli pour calculer le déplacement de l'éprouvette. Les éprouvettes sont aussi instrumentées avec quatre jauges extensométriques placées sur la partie basse du voile comme le montre la Figure IV-20. Enfin, l'effort est mesuré par la cellule de charge de la machine d'essai.

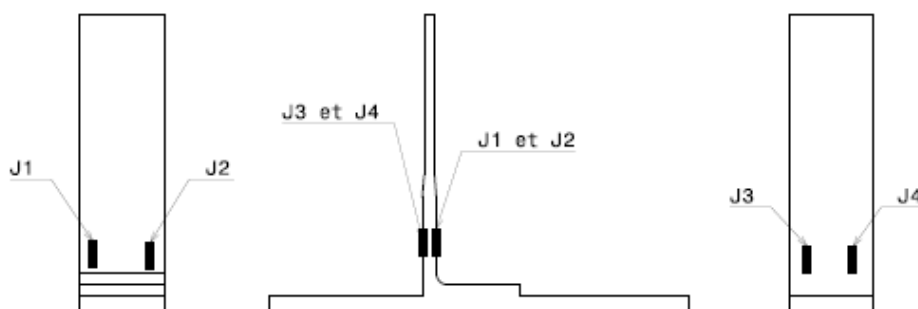


Figure IV-20 : Position des jauges sur l'éprouvette en L



Figure IV-21 : Positionnement des caméras autour du montage en appuis simples

IV.3.2 Résultats

Les résultats des essais d'arrachement sont présentés pour chacune des configurations avant de présenter une synthèse globale.

IV.3.2.1 L non clouté, interface 0°/90°

La Figure IV-22 montre les courbes des essais d'arrachement sur les éprouvettes en L non cloutées.

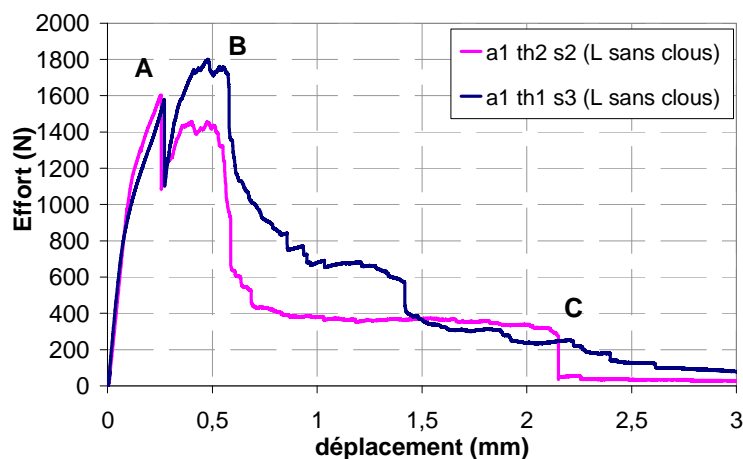


Figure IV-22 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement du voile. Essais d'arrachement sur éprouvettes en L non clouté

Un comportement quasi linéaire est observé jusqu'à un effort de 1600 N environ. A ce niveau d'effort, une fissure apparaît à l'interface du pli supérieur de la peau (90°) et de la tresse (Figure IV-23). L'apparition de la fissure produit une chute brutale de l'effort (point A).

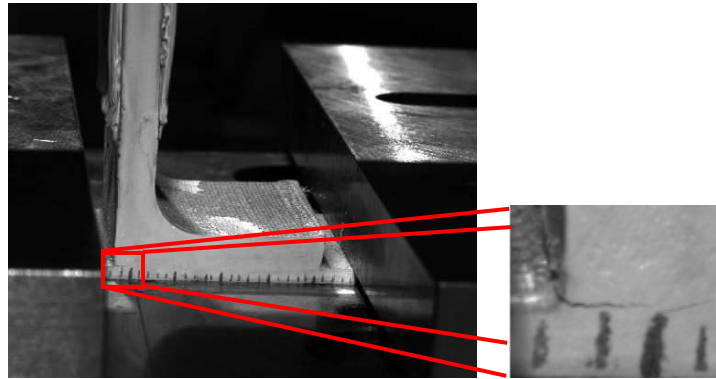


Figure IV-23 : Détail de l'apparition d'une fissure sur les éprouvettes en L non cloutées. Point A

Ensuite, la fissure se propage et on constate une remontée irrégulière de l'effort. Quand la fissure atteint 10 ou 12 mm de longueur, l'effort s'effondre (point B, Figure IV-24 gauche) et la propagation dévient instable jusqu'à la séparation totale du pied de nervure (Point C, Figure IV-24 droite).

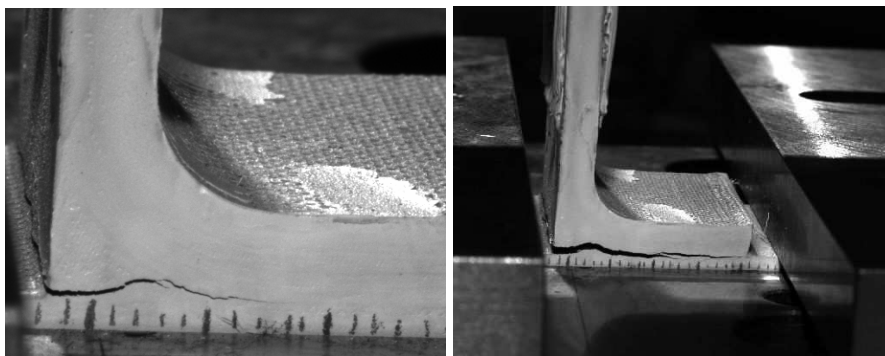


Figure IV-24 : Fissure propagée avant chute d'effort, B (gauche) et fin de l'essai, C (droite)

Le Tableau IV-3 résume les valeurs des pics d'effort des trois éprouvettes.

Essai	F premier pic (N) (Point A)	F deuxième pic (N) (Point B)
essai 1	1450	
essai 2	1600	1460
essai 3	1580	1790
Moyenne	1543 ± 62	1625 ± 16

Tableau IV-3 : Valeurs des pics d'effort éprouvettes en L non cloutées

Au niveau des mesures des jauges extensométriques on observe des déformations importantes depuis le début de l'essai (Figure IV-25). Ces déformations se produisent au moment de la mise en place de l'éprouvette. Lors de l'application de la charge, on observe une augmentation homogène des déformations en traction jusqu'à l'apparition de la fissure.

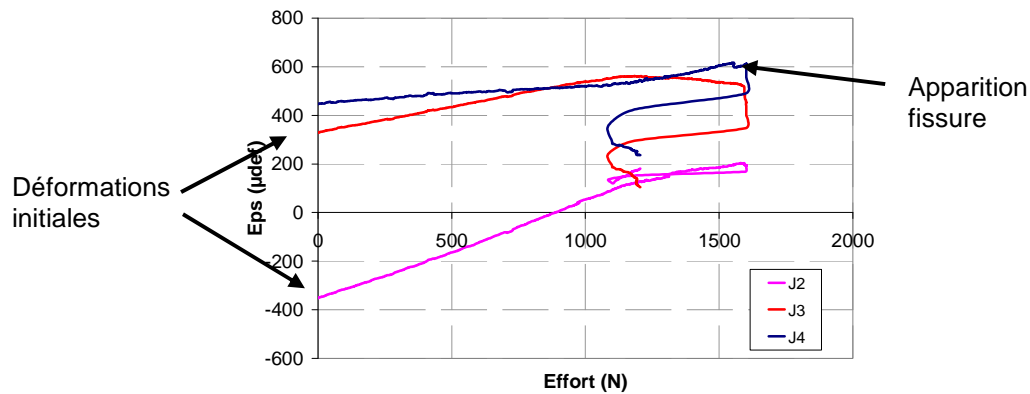


Figure IV-25 : Déformations en fonction de l'effort appliqué. Premier partie de l'essai jusqu'à l'apparition de la fissure. Eprouvettes en L non cloutées

IV.3.2.2 L non clouté, interface 0°/0°

Les courbes effort/déplacement sont présentées sur la Figure IV-26. On rappelle que les essais d'arrachement sur les échantillons en L non cloutés avec interface 0°/0° sont réalisés sur le montage en appuis simples.

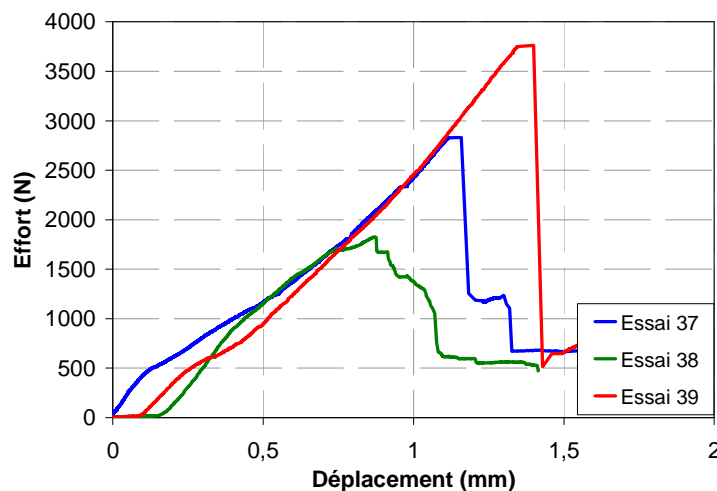


Figure IV-26 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement. Eprouvettes en L non cloutées, interface 0°/0°

On observe sur les courbes ci-dessous une phase de mise en place suivie d'une augmentation régulière de l'effort appliqué jusqu'à la rupture brutale de la pièce. Le niveau d'effort à rupture est très différent entre les trois échantillons avec une rupture de plus en plus brutale à mesure qu'il augmente. Cet écart s'explique après une analyse du scénario de rupture. En effet, grâce aux mesures de corrélation d'image, on observe sur l'essai 38, correspondant à l'effort de rupture le plus faible, la présence d'une fissure à l'interface peau/pied de nervure à un effort de 200 N environ (cf Figure IV-27). La fissure se propage

tandis que l'effort continue à augmenter jusqu'à arriver à une taille critique de 7 mm où l'effort diminue rapidement et la fissure continue à avancer. La position de la fissure est identique à celle observée sur l'éprouvette analysée au microscope au dessus du pli supérieur de la peau à 0° (§IV.2) donc il est très probable qu'elle soit présente avant le début de l'essai.

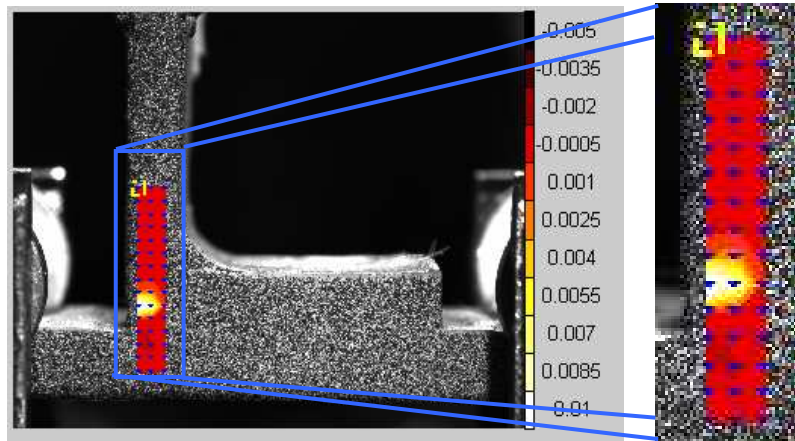


Figure IV-27 : Calcul de déplacement par corrélation d'image (Correli) sur l'éprouvette de l'essai 38 à un effort de 208N. Les couleurs claires correspondent à une déformation importante de la grille de calcul.

Au contraire, sur l'éprouvette de l'essai 39 correspondant à l'effort à rupture le plus élevé, la rupture se produit brutalement sans observation préalable de fissures. La rupture se produit par fissuration interlaminaire entre les deux plis supérieurs de la peau orientés à 0° et 45° (cf. Figure IV-28) et non à l'interface entre la peau/pied de nervure.

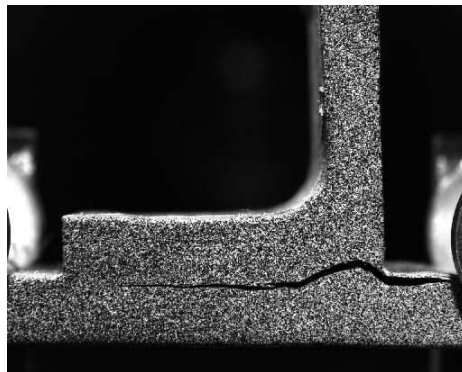


Figure IV-28 : Fissuration entre le pli 45° et le pli 0° de la peau sur l'éprouvette de l'essai 39

Enfin, la rupture sur l'éprouvette de l'essai 37 arrive par fissuration brutale comme sur l'éprouvette de l'essai 39. Cependant, la position de la fissure n'est pas la même sur toute la largeur : elle apparaît entre les deux derniers plis de la peau sur les deux tiers de la largeur de l'éprouvette (comme l'essai 39) et à l'interface peau/pied de nervure sur le tiers restant (comme l'essai 38). Ainsi, il est très probable que l'interface peau/pied de nervure soit fissurée avant l'essai seulement sur un tiers de la largeur. Le fait de ne pas observer

l'ouverture d'une telle fissure pendant la montée de l'effort fait penser que la fissure était non débouchante.

Le Tableau IV-4 résume les valeurs de tenue des trois essais.

Essai	Effort à rupture (N)
essai 37	2832
essai 38	1828
essai 39	3760
Moyenne	2806 ± 789

Tableau IV-4 : Valeurs de tenue en arrachement des éprouvettes en L non cloutées avec le pli supérieur de la peau à 0°

Les valeurs de tenue montrent l'influence de la présence de fissures sur les éprouvettes car la tenue peut diminuer de 51% dans le cas des éprouvettes pré fissurées (essai 38).

IV.3.2.3 L clouté, clous 40 mm

Les courbes des essais d'arrachement des pièces en L cloutées type *b1-th2* sont présentées Figure IV-29.

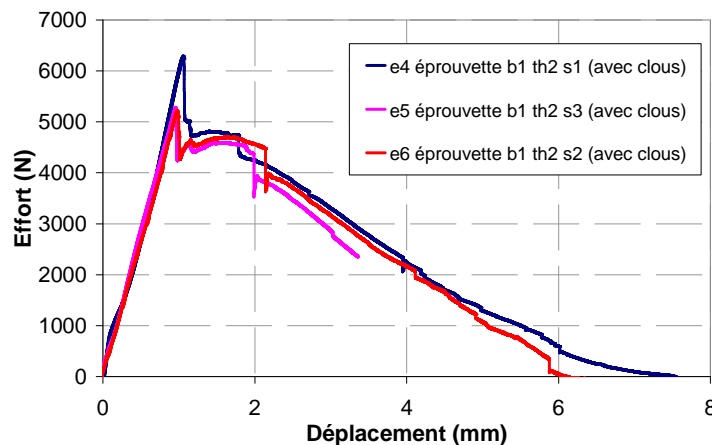


Figure IV-29 : Evolution de l'effort avec le déplacement lors des essais d'arrachement sur L clouté avec clous de 40 mm

Le comportement en arrachement des éprouvettes en L cloutées présente une rupture brutale à un effort moyen de 5598 N. La rupture correspond au déchaussement des clous de la peau et à la fissuration de l'interface peau/pied de nervure (Figure IV-30). Après le déchaussement, il existe une tenue résiduelle due à la friction entre les clous et le stratifié de la peau qui diminue au fur et à mesure que les clous glissent.

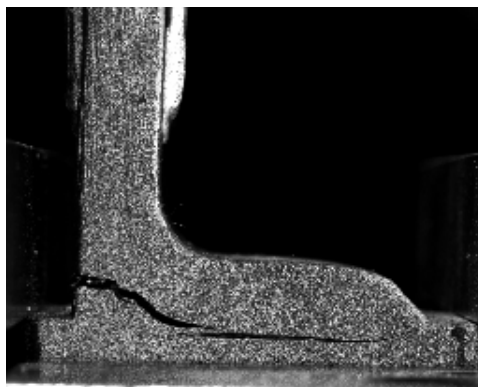


Figure IV-30 : Fissuration de l'interface peau/semelle des éprouvettes en L avec clous de 40 mm. Effort de 4700 N et déplacement de 1.7mm

Une observation détaillée de l'interface montre la propagation d'une fissure sur sa partie extérieure avant la chute de l'effort (cf. Figure IV-31). La présence de fissures à cette position sur les éprouvettes avait été détectée avant l'essai (cf. Figure IV-10). Elle se situe au niveau de la tresse à la hauteur de l'ondulation du pli supérieur de la peau (cf. Figure IV-31).

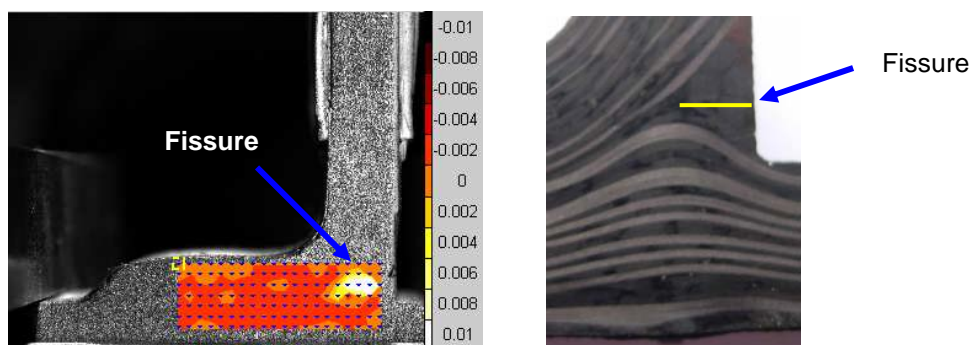


Figure IV-31 : Déformations verticales sur la semelle, présence d'une fissure à l'interface à F=2800N (gauche) et position de la fissure sur l'éprouvette (droite).

On constate que la fissure peut atteindre des longueurs de l'ordre de 7 mm avant la ruine de la structure. Sachant que l'épaisseur du voile est de 5,8 mm, cela voudrait dire que les clous reprennent la quasi-totalité de la charge appliquée sur le voile.

Eprouvette / réf essai	F_{max} (N)	F_{max} / clou (N)
b1-th2-p08-s1 / essai 4	6292	350
b1-th2-p08-s3 / essai 5	5281	293
b1-th2-p08-s2 / essai 6	5220	290
Moyenne	5598 ± 463	311 ± 25

Tableau IV-5 : Tenue des éprouvettes en L cloutées avec clous de 40 mm

IV.3.2.4 L clouté, clous 15 mm

La réponse en arrachement des jonctions en L renforcées avec des clous de 15 mm est présentée Figure IV-32.

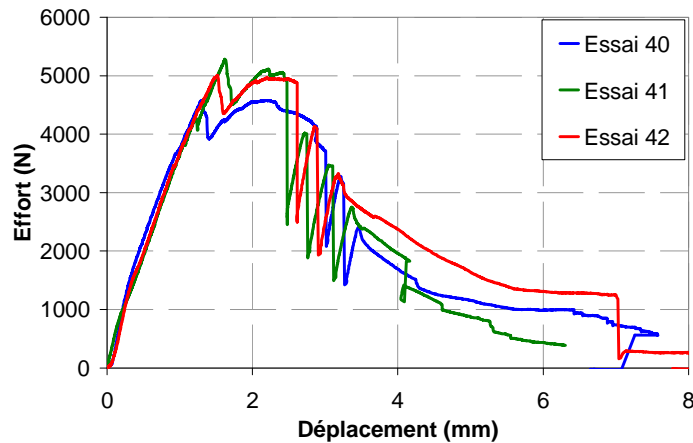


Figure IV-32 : Courbes effort/déplacement suite aux essais d'arrachement sur assemblages en L cloutés avec clous de 15 mm

On observe de nouveau une montée quasi linéaire jusqu'à la rupture de la pièce accompagnée d'une chute d'effort. Comme dans le cas des éprouvettes en L cloutées avec clous de 40 mm, la rupture se produit par la fissuration de l'interface et le déchaussement des clous de la peau. Ensuite, l'effort diminue progressivement à mesure que les clous déchaussent. Exceptionnellement, on trouve des clous déchaussés du voile, probablement dû au fait qu'ils ne sont pas bien insérés dans le voile (cf. Figure IV-12).

La présence de fissures avant l'essai et leur propagation pendant la montée d'effort initiale a été observée sur les éprouvettes en L cloutés avec clous de 15 mm (cf. Figure IV-11 et Figure IV-33). La position de la fissure est identique à celle des L cloutés avec clous de 40 mm.

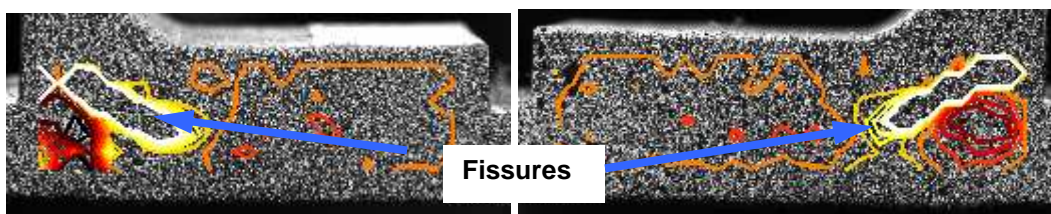


Figure IV-33 : Présence de fissures sur les deux côtés d'une éprouvette type b2-th2 avant la 1^{er} chute de l'effort

Les valeurs numériques de tenue sont présentées Tableau IV-6.

Eprouvette / réf essai	F _{max} (N)	F _{max} / clou (N)
b2-th2-p11-p1 / essai 40	4576	269
b2-th2-p11-p2 / essai 41	5281	293
b2-th2-p11-p3 / essai 42	5008	278
Moyenne	4955 ± 355	280 ± 12

Tableau IV-6 : Tenue des éprouvettes en L cloutées avec clous 15 mm arrachement

IV.3.2.5 T clouté, clous 40 mm

La Figure IV-34 montre la réponse à l'arrachement des T cloutés avec clous de 40 mm.

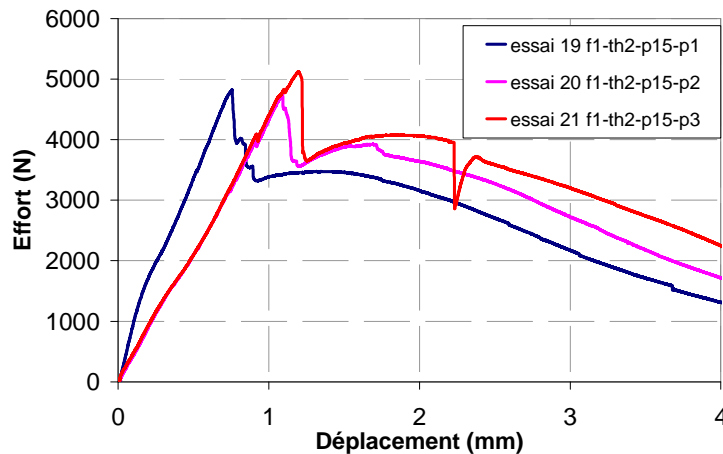


Figure IV-34 : Evolution de l'effort avec le déplacement. Essais arrachement sur éprouvettes en T avec trois lignes de clous de 40 mm

Dans ce cas, la rupture se produit par déchaussement des clous de la peau à un effort moyen de 4860 N. La différence de raideur entre l'essai 19 et les deux autres essais provient du fait que les plaques de serrage du montage en encastrement ont été moins serrées pour les deux derniers essais afin de minimiser les contraintes produites pendant la mise en place de l'éprouvette. D'après les réponses des trois essais, le niveau d'encastrement de la peau n'a pas une forte influence sur la tenue finale.

Ci-dessous un tableau résume les valeurs de tenue finale :

Eprouvette / réf essai	F _{max} (N)	F _{max} / clou (N)
f1-th2-p15-p1 / essai 19	4820	268
f1-th2-p15-p2 / essai 20	4740	279
f1-th2-p15-p3 / essai 21	5020	279
Moyenne	4860 ± 144	275 ± 6

Tableau IV-7 : Valeurs de tenue en arrachement des assemblage en T cloutés avec trois lignes de clous de 40 mm

IV.3.2.6 T clouté, clous 40 mm sur quatre lignes

Les assemblages en T cloutés avec quatre lignes de clous de 40 mm ont un comportement légèrement différent de celui des éprouvettes en T avec trois lignes de clous.

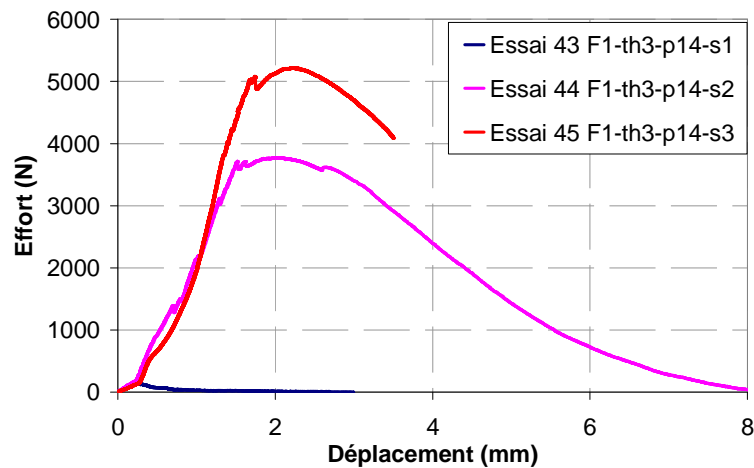


Figure IV-35 : Courbes effort/déplacements des éprouvettes en T avec quatre lignes de cloutage

Sur ces éprouvettes, on observe une montée en effort irrégulière avec une phase initiale de mise en place. Ensuite, les clous commencent à déchausser et une légère chute d'effort suivie d'un plateau apparaît. Finalement, l'effort diminue quand les clous déchaussent. On remarque l'absence de tenue de l'essai 43 due à la rupture des clous avant l'essai. Cette rupture a dû se produire lors de la découpe, des manipulations et du transport de l'éprouvette.

Eprouvette / réf essai	F_{max} (N)	F_{max} / clou (N)
f1-th3-p14-s1 / essai 43	XXX	XXX
f1-th3-p14-s2 / essai 44	3772	209
f1-th3-p14-s3 / essai 45	5220	237
Moyenne	4496 ± 1024	223 ± 20

Tableau IV-8 : Valeurs de tenue en arrachement des assemblage en T cloutés sur quatre lignes

IV.3.2.7 T clouté, clous 15 mm

Le comportement des jonctions en T cloutées avec des clous de 15mm de longueur est présenté Figure IV-36.

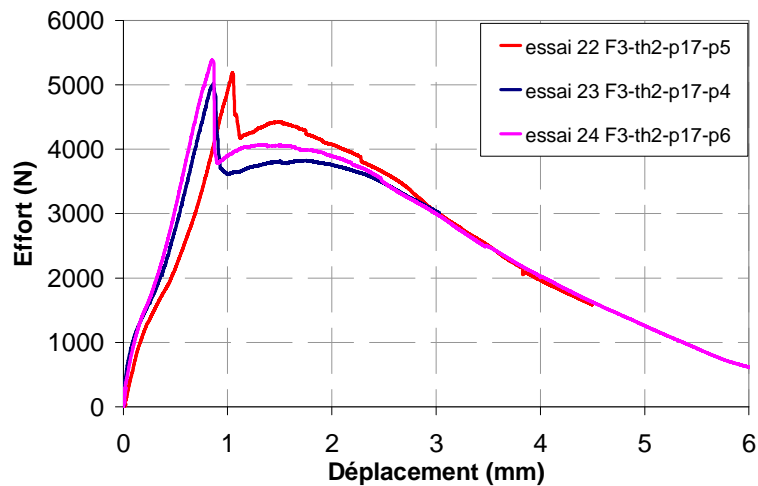


Figure IV-36 : Courbes effort/déplacement des essais d'arrachement sur jonction en T cloutés avec clous de 15 mm

La réponse en arrachement est très similaire à la configuration en T avec des clous de 40mm : déchaussement brutal des clous de la peau puis tenue résiduelle qui diminue à mesure que les clous sortent.

Eprouvette / réf essai	F_{max} (N)	F_{max} / clou (N)
f3-th2-p17-p5 / essai 22	5190	288
f3-th2-p17-p4 / essai 23	5030	314
f3-th2-p17-p6 / essai 24	5390	317
Moyenne	5203 ± 180	306 ± 16

Tableau IV-9 : Valeurs de tenue en arrachement des éprouvettes en T cloutés avec clous de 15 mm

IV.3.2.8 Comparaison entre configurations et conclusions partielles

La figure suivante présente une comparaison de la tenue en arrachement des différentes configurations.

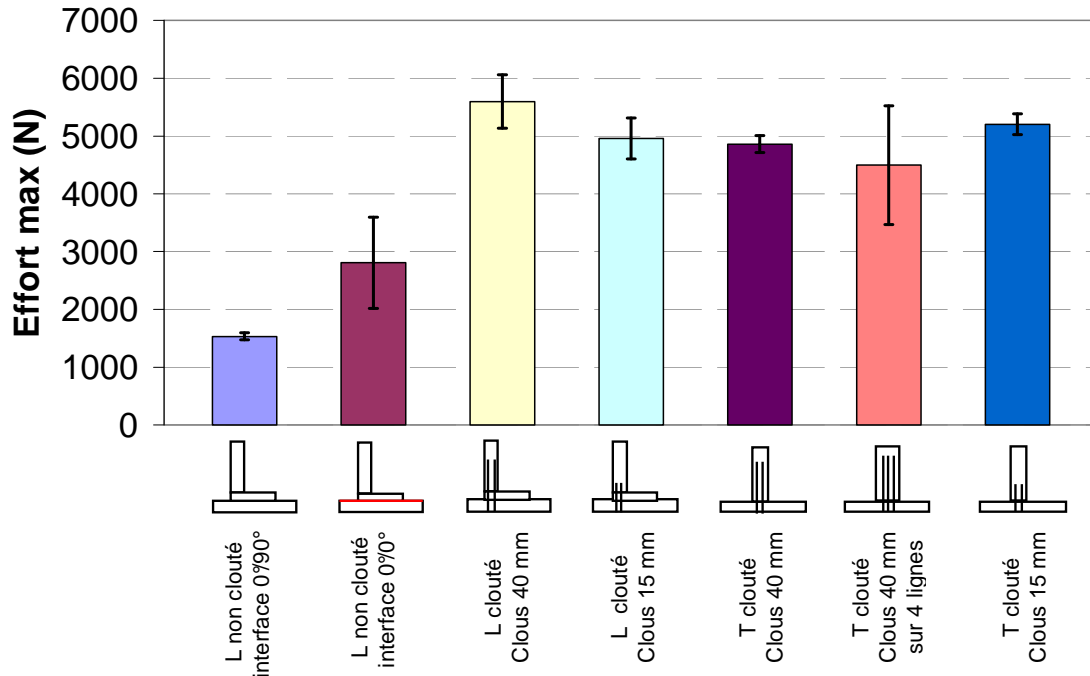


Figure IV-37 : Valeurs de tenue moyenne en arrachement des assemblages cloutés et non cloutés

A partir des résultats obtenus et des observations sur le scénario de rupture on analyse l'influence des paramètres définissant les configurations testées.

Par rapport aux configurations non cloutés, on observe une tenue plus importante des assemblages avec interface 0°/0° (*a2-th2*) avec une augmentation moyenne de la tenue de 81%. L'augmentation de la tenue peut être encore plus importante si l'on évite la présence de fissures sur ce type d'assemblages. Cependant, la comparaison précédente doit être prise avec précaution car les montages d'essais sont légèrement différents : encastré pour la configuration en L de référence (interface 0°/90°) et en appuis simples pour la configuration avec interface 0°/0°. Afin de valider une telle comparaison, des essais d'arrachement en appuis simples sur les éprouvettes en L non clouté avec séquence de la peau de référence devrait être réalisés.

L'influence du cloutage est mise en évidence lors de la comparaison entre jonction en L avec et sans clous. Ainsi, on observe une augmentation de la tenue de 263% sur les assemblages cloutés par rapport aux non cloutés de référence. Cependant, la présence quasi-

systematique de fissures sur les éprouvettes cloutées pose des problèmes au niveau certification.

Par rapport à l'influence de la longueur des clous sur les assemblages en L, les valeurs de tenue des éprouvettes avec clous de 15 mm sont très proches de celles des jonctions avec clous de 40 mm. Elles sont légèrement inférieures (-11%) et en tenue totale et en tenue par clou. L'écart peut s'expliquer par deux raisons : les éprouvettes en L avec des petits clous sont testées en appuis simples tandis que les pièces avec clous de 40 mm sont testés en encastrement. Les appuis simples provoquent une distribution moins uniforme des efforts sur les clous, donc l'effort de déchaussement des clous les plus sollicités serait atteint plutôt qu'en conditions encastrees. Par ailleurs, certains clous des éprouvettes type *b2-th2* (clous 15mm) ne sont pas bien insérés entre les plis du voile mais entre le voile et la tresse sur la partie extérieure du coude (Figure IV-12). Ainsi, le transfert d'efforts entre le voile et les clous est probablement moins performant que sur les éprouvettes avec clous de 40 mm où les clous sont mieux placés entre les plis du voile.

Sur les éprouvettes en T cloutées on peut analyser l'influence du nombre des clous par éprouvette en comparant la configuration avec dix-huit clous sur 3 lignes de cloutage avec celle avec vingt-quatre clous sur 4 lignes de cloutage. Le comportement est légèrement différent entre les deux configuration car on observe une rupture moins brutale sur la configuration avec 4 lignes de cloutage que sur celle avec 3 lignes. On observe aussi que l'effort à rupture est du même niveau pour les deux configurations sachant que l'une d'entre elles présente une ligne de clous en plus. Les différences de comportement et de tenue par clou sont très probablement dues aux problèmes d'injection sur la configuration avec quatre lignes car le manque de résine (cf. Figure IV-16) rend la liaison entre le clou et le stratifié moins résistante.

La longueur des clous sur les T cloutés ne semble pas avoir une forte influence sur le comportement en arrachement. Ainsi, la réponse des T cloutés avec clous de 15 et 40 mm est globalement la même avec un scénario de rupture identique: déchaussement brutal des clous de la peau. Toutefois, on observe une tenue légèrement supérieure des éprouvettes avec clous de 15mm. L'écart, de l'ordre de 8%, peut faire partie de la dispersion mais il peut y avoir aussi une influence de l'inclinaison des clous. En effet, les clous des éprouvettes avec clous de 40 mm sont plus inclinés que ceux des éprouvettes avec clous de 15 mm (Figure IV-38), notamment dans le sens de l'épaisseur du voile.



Figure IV-38 : Eprouvettes en T clous 40 mm (gauche) et clous 15 mm (droite) après essais d'arrachement

La figure suivante montre les valeurs de tenue par clou des cinq types de jonctions cloutées :

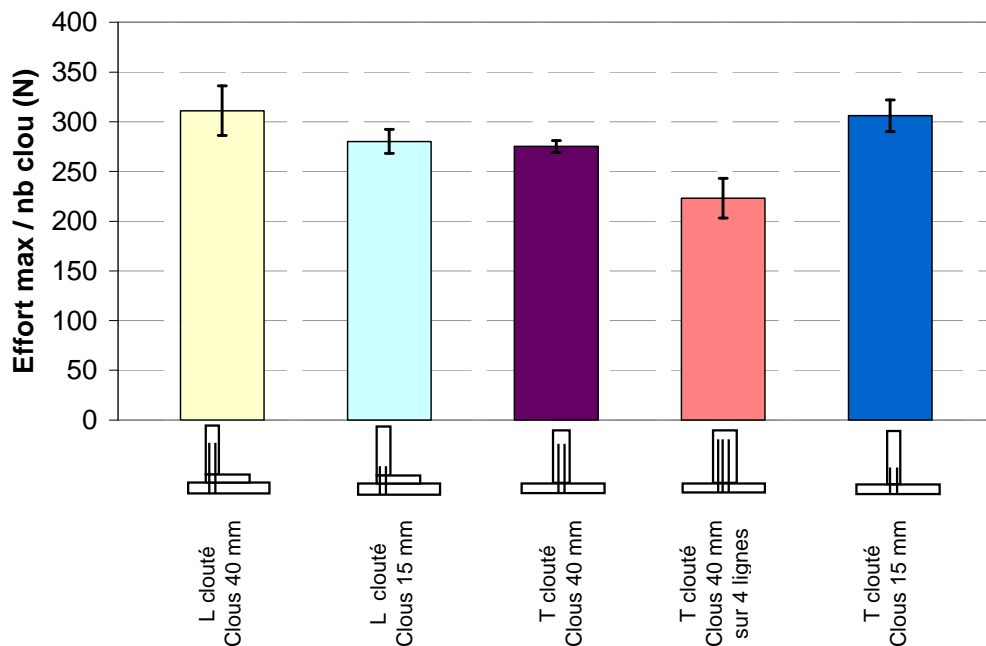


Figure IV-39 : Tenue moyenne par clou des jonctions cloutées

On observe que l'effort par clou à la rupture est plus ou moins constant pour toutes les configurations avec une valeur autour des 300 N ou légèrement inférieure. La configuration en T avec quatre lignes de cloutage présente une exception avec des valeurs particulièrement faibles très probablement dues aux zones non imprégnées autour des clous (cf. Figure IV-16). Cela voudrait dire que les clous reprennent la quasi-totalité de l'effort appliqué indépendamment de la présence ou non de rabat. Par ailleurs, du fait que le mode de rupture est dans tous les cas le déchaussement des clous de la peau, l'utilisation de clous plus ou moins longs ne semble pas influencer la tenue. Toutefois, on a vu que les clous de 15 mm sur les jonctions en L ne sont pas bien insérés entre les plis du voile, ce qui pourrait être à l'origine d'une légère baisse de la tenue de la pièce. Les valeurs de tenue moyenne par clou sont du même ordre de grandeur que ceux retrouvés lors des essais d'arrachement sur clou

seul noyé dans la résine. En effet, pour une longueur de collage de 7 mm équivalent à l'épaisseur de la peau avec l'ondulation des plis, on trouve une tenue à l'arrachement de 336 N. Cela voudrait dire que le comportement du clou en traction dans les assemblages cloutés est proche de celui du clou seul noyé dans la résine et valide ainsi l'étude réalisée dans le chapitre précédent.

IV.4 ESSAIS DE CISAILLEMENT

IV.4.1 Description de l'essai

L'essai de cisaillement sur les assemblages peau/pied de nervure consiste à introduire un effort de cisaillement dans le sens de la largeur à l'interface de la jonction. Le principe est schématisé sur la Figure IV-40.

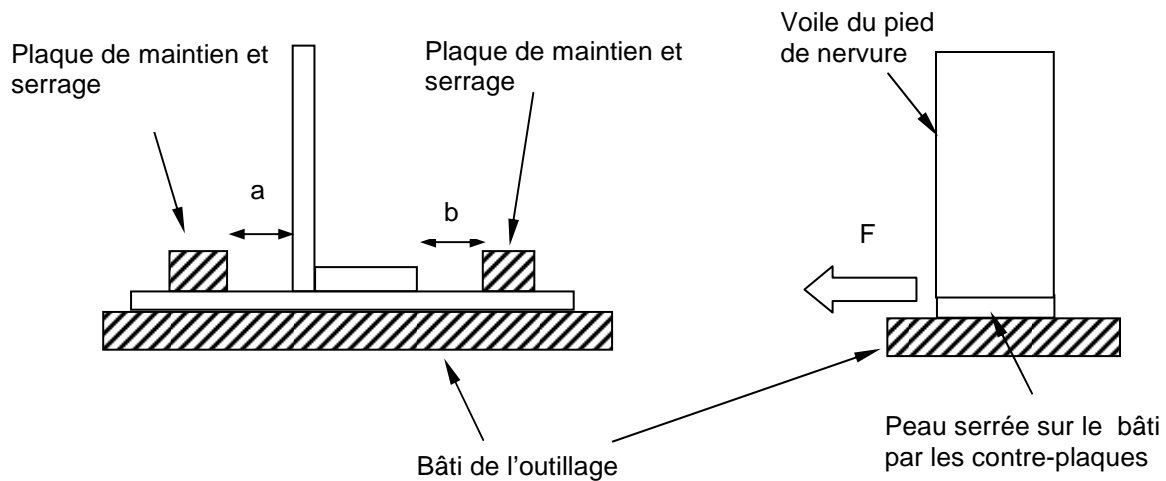


Figure IV-40 : Principe d'essai de cisaillement. Vue de profil (gauche) et vue de face (droite)

Afin de minimiser l'introduction d'un moment de flexion à l'interface, les efforts sont introduits à l'aide d'une bride rotulée. La bride serre le voile à une hauteur de 50mm de façon à ne pas appuyer directement sur la zone cloutée de certaines éprouvettes. L'effort est exercé au niveau de la ligne théorique de l'interface (cf. Figure IV-41).

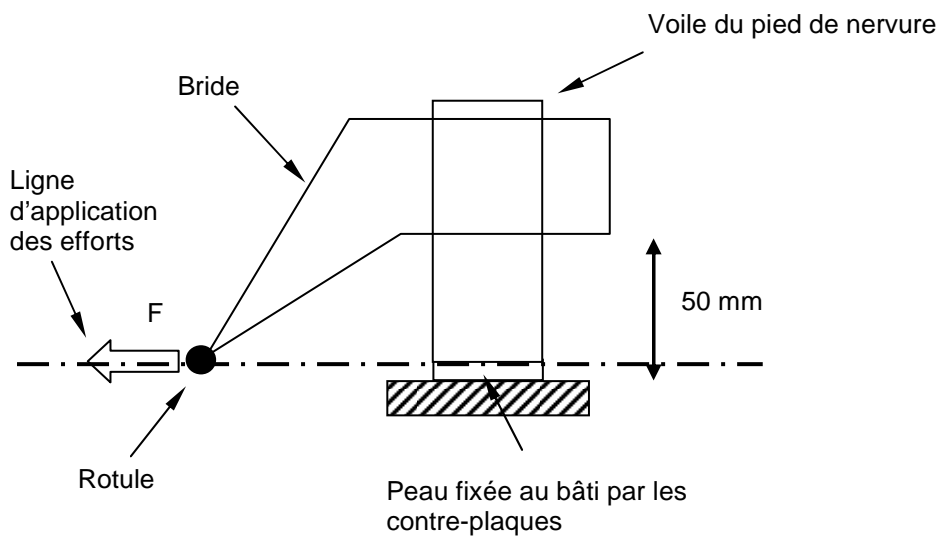


Figure IV-41 : Schéma de l'outillage des essai de cisaillement (vue de face)

Le système de fixation du revêtement au bâti est celui utilisé lors des essais d'arrachement (§ IV.3.1). Ce montage est fixé sur un bâti secondaire vertical car l'axe d'application d'effort de la machine est vertical.

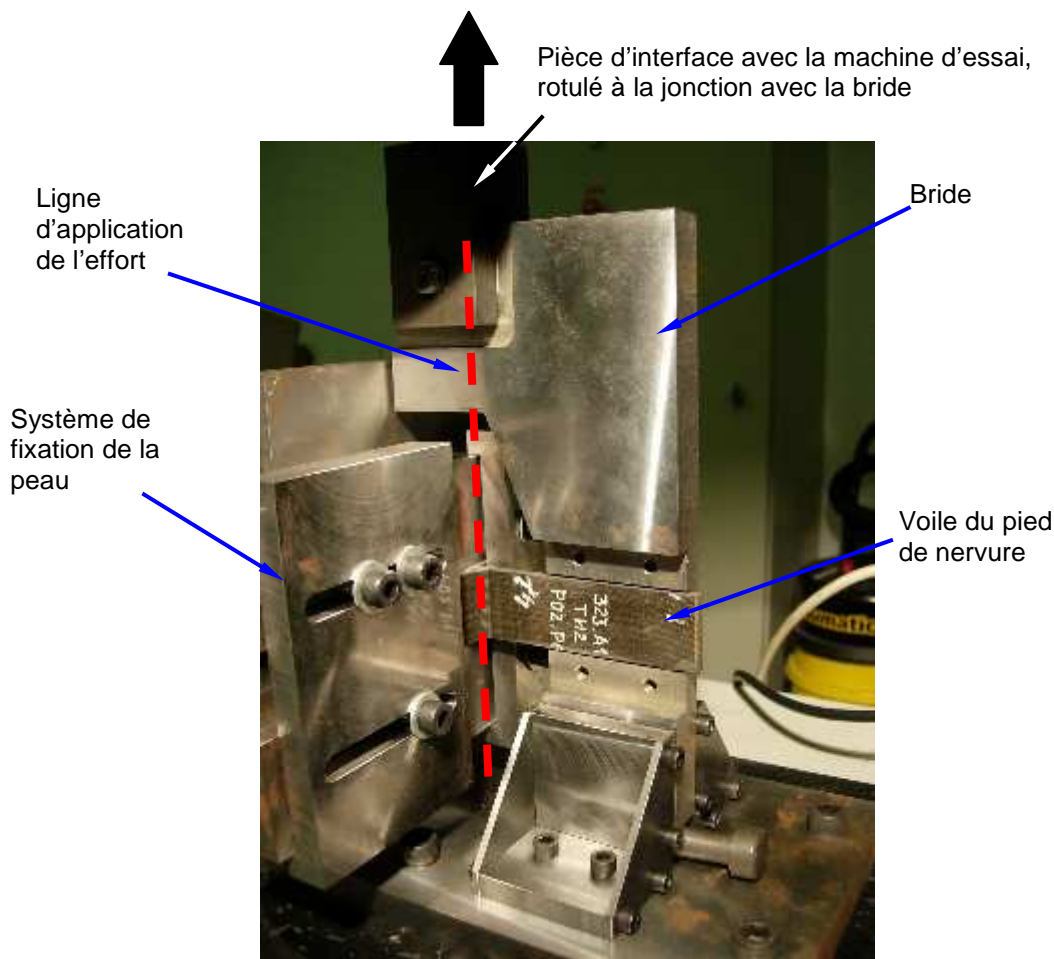


Figure IV-42 : Mise en place de l'éprouvette sur l'outillage

Les essais sont réalisés sur une machine de traction standard Instron 100kN à une vitesse de déplacement de 0,4 mm/min. On trouvera en annexe la conception détaillée de ce montage de cisaillement.

Malgré l'utilisation de la liaison rotulée et le positionnement soigneux de l'interface de l'éprouvette sur l'axe de la machine d'essai, un moment de flexion parasite peut apparaître. Ce moment de flexion est dû aux défauts d'alignement de l'éprouvette mais aussi au fait que l'éprouvette se déforme pendant l'essai et que l'interface se désaligne avec l'axe d'introduction des efforts. En conséquence, la zone de l'éprouvette la plus éloignée de la rotule est soumise à des contraintes de tractions tandis que la zone la plus proche de la rotule voit des sollicitations de compression qui viennent s'ajouter à l'effort de cisaillement (cf. Figure IV-43).

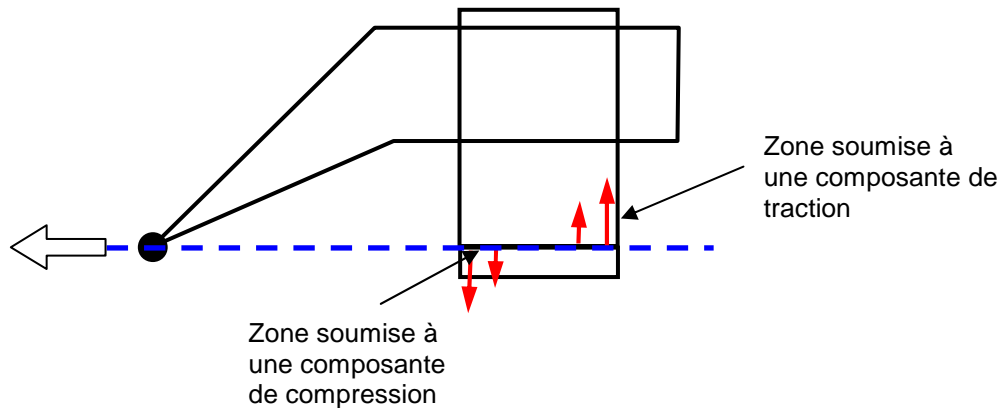


Figure IV-43 : Schéma du moment de flexion parasite et des zones en traction et en compression

IV.4.1.1 Instrumentation

Pendant l'essai les paramètres suivants sont enregistrés :

- Force appliquée
- Déplacement de l'axe de la machine
- Déplacement de la bride par deux capteurs LVDT

Le voile du pied de nervure est filmé pendant l'essai afin de réaliser des calculs de déplacement par la technique de corrélation d'image. L'interface peau/pied de nervure est aussi filmé par une camera CDD pour retrouver le mode de ruine des éprouvettes.

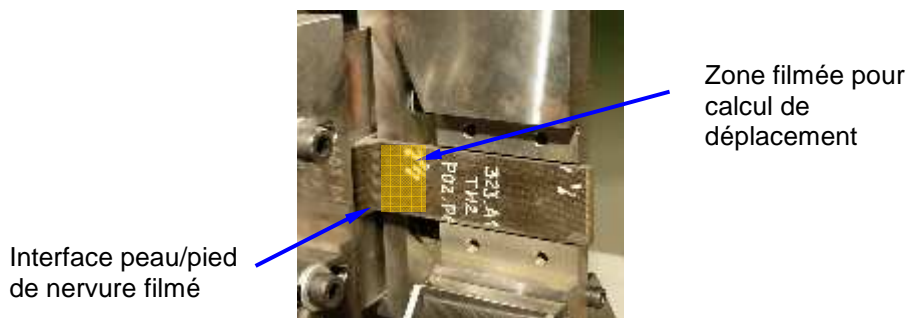


Figure IV-44 : Zones filmées lors des essai de cisaillement

IV.4.2 Résultats

Les résultats des essais de cisaillement sont présentés par familles de configurations : assemblage en L d'abord et ensuite assemblage en T.

IV.4.2.1 Configurations en L

Le comportement en cisaillement des configurations en L présente des fortes similitudes. La courbe effort/déplacement présentée sur la Figure IV-45 permet d'expliquer ce comportement général.

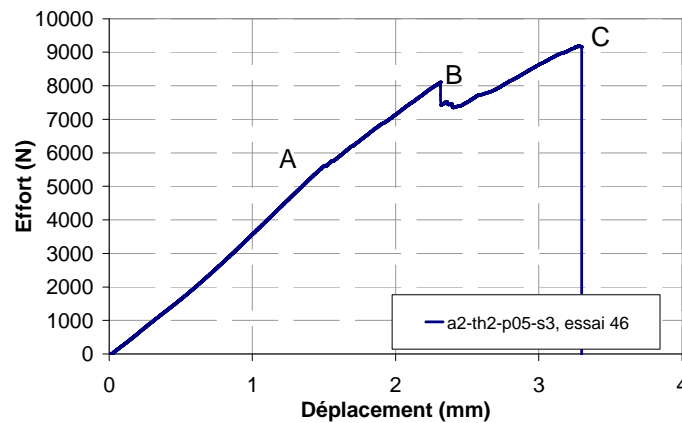


Figure IV-45 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement sur un essai de cisaillement.

Sur la courbe de la Figure IV-45 on observe une première phase linéaire jusqu'au point A. Elle peut être précédée d'une mise en place avec une montée initiale de l'effort moins régulière. Pendant la phase linéaire, l'éprouvette reste intègre sans aucune fissuration. Ensuite, on observe une inflexion de l'effort provoquée par l'apparition de délaminages sur la zone de l'éprouvette soumise à de la traction (Figure IV-45, point A). Le niveau d'effort et la zone précise de l'apparition de fissures dépend du type d'assemblage testé et, dans certains cas, elle peut varier dans une même configuration. Ensuite, la fissure se propage alors que l'effort appliqué continue à augmenter (zone A-C). Pendant cette phase, des chutes d'effort liées à une propagation rapide des fissures (point B) peuvent être enregistrées. Finalement, la rupture arrive par décohérence totale du pied de nervure de la peau (point C) (Figure IV-46).

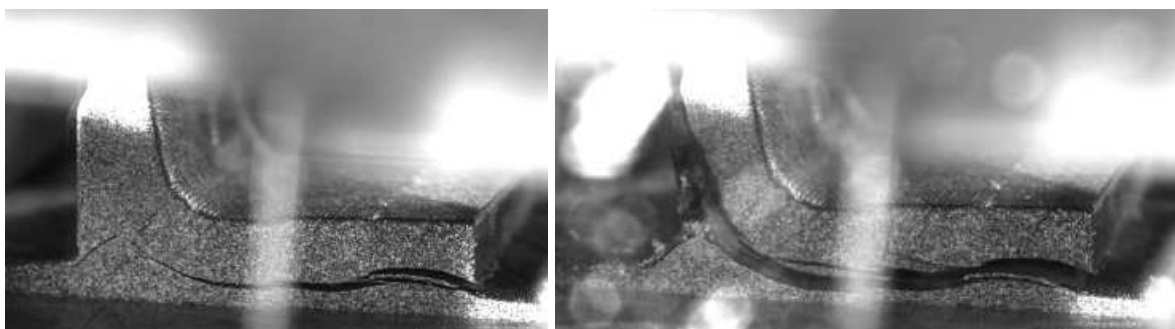


Figure IV-46 : Gauche : éprouvette en L cloutée (clous 15 mm) fissurée avant rupture finale (point C), la fissure ne traverse pas toute la largeur. Droite : même éprouvette après rupture totale



Figure IV-47 : Eprouvette en L non clouté (interface 0°/90°) après essai

IV.4.2.1.1 Zones de fissuration

Il a été remarqué que la zone d'apparition de fissures au moment de la première inflexion de l'effort dépend du type d'assemblage. On détaille dans la suite les particularités de chaque configuration :

- **L non clouté, interface 0°/90°.** Les éprouvettes de cette configuration ont été filmées sur la zone soumise à compression (zone plus proche de la rotule) sans observer des fissures avant la rupture finale. Des observations visuelles durant l'essai sur la zone soumise à traction ont permis de détecter des fissures entre la semelle et la peau sans pouvoir déterminer exactement la zone d'amorçage.
- **L non clouté, interface 0°/0°.** Sur les trois éprouvettes testées, deux présentent une fissuration initiale entre les des plis à l'intérieur de la peau sur la zone en traction qui se propage avant la rupture finale (Figure IV-48, haut). Cette fissure apparaît entre les plis 21 et 22 de la peau, c'est-à-dire, six plis en dessous de l'interface peau/pied de nervure (cf. Figure IV-53). Toutefois, la séparation du pied de nervure se produit à l'interface peau/semelle entre les deux plis supérieurs de la peau à 45° et 0° et non au niveau des fissures apparues précédemment. La fissure sur la troisième éprouvette apparaît directement à l'interface peau/semelle au niveau où la rupture a lieu (Figure IV-48, bas). Cette différence de comportement peut-être liée à la présence préalable de fissures sur la zone de la tresse (Figure IV-9). Dans ce dernier cas, la tenue de la pièce diminue fortement par rapport aux deux premières éprouvettes.

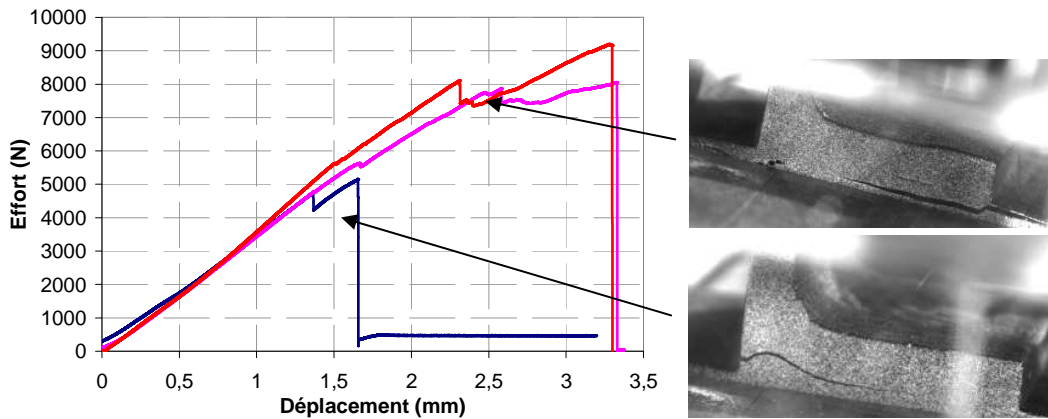


Figure IV-48 : Différence de comportement et de niveau de tenue des éprouvettes en L non cloutés avec pli supérieur de la peau à 0° : 1^{er} fissure à l'intérieur de la peau (photo en haut) et fissure initiale à l'interface peau/semelle (photo en bas)

- **L clouté, clous 40 mm.** L'initiation des fissurations se produit en extrémité de la semelle sous la zone riche en résine présente sur ce type d'éprouvettes. La fissure se propage entre les trois plis supérieurs de la peau (0°, 45° et 90°) jusqu'à la rupture totale de la pièce.

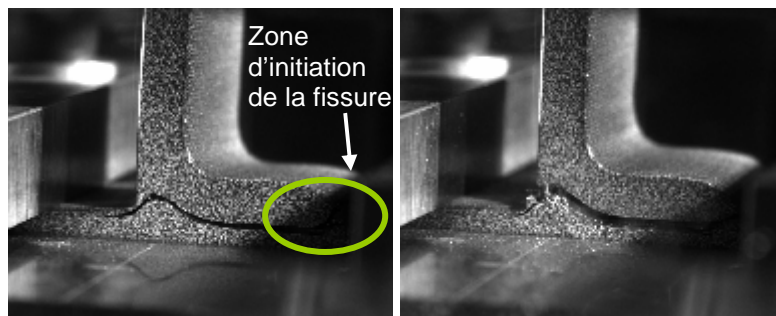


Figure IV-49 : Epreuve type b1-th2 avant (gauche) et après (droite) rupture finale

- **L clouté, clous 15 mm.** La zone d'initiation de la fissure varie en fonction de l'éprouvettes (Figure IV-50) sans modifier pour autant leur comportement (Figure IV-51). Dans tous les cas, la fissure se propage entre les trois plis supérieurs de la peau à 0°, 45° et 90° et elle provoque la séparation finale du pied de nervure de la peau.

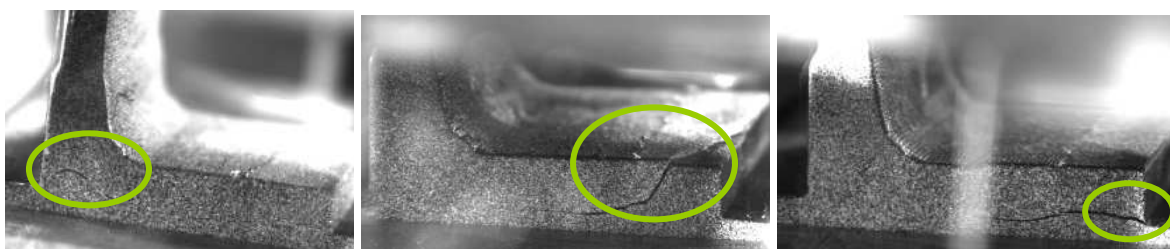


Figure IV-50 : Trois zones d'initiation de la fissure sur les trois éprouvettes en L cloutés avec clous 15 mm

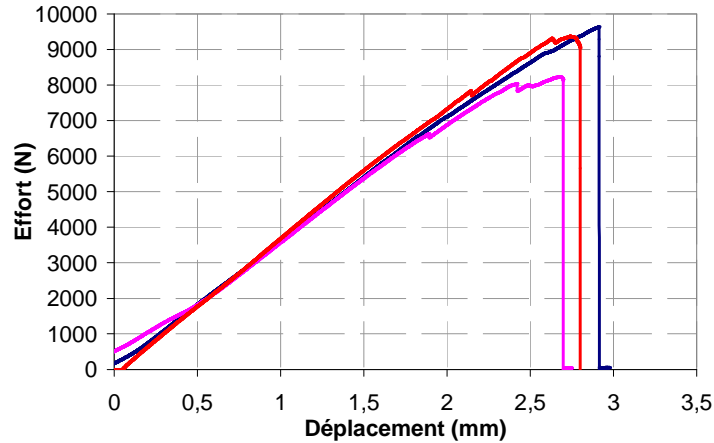


Figure IV-51 : Courbes effort/déplacement suite aux essais de cisaillement sur éprouvettes en L clouté avec clous 15 mm

IV.4.2.1.2 Surface de rupture

On a vu que la surface de rupture entre la peau et le pied de nervure ne se situe pas exactement à l'interface entre ces deux éléments mais légèrement à l'intérieur du drapage de la peau. La position de la surface de rupture sur le drapage de la peau dépend de la position du pli à 0° le plus proche de l'interface avec le pied de la nervure. Ainsi, pour les configurations avec la séquence de la peau de référence, elle se situe à cheval entre les trois plis supérieures de la peau à 0° , 45° et 90° où le motif de la Figure IV-52 se répète globalement sur toutes les éprouvettes.

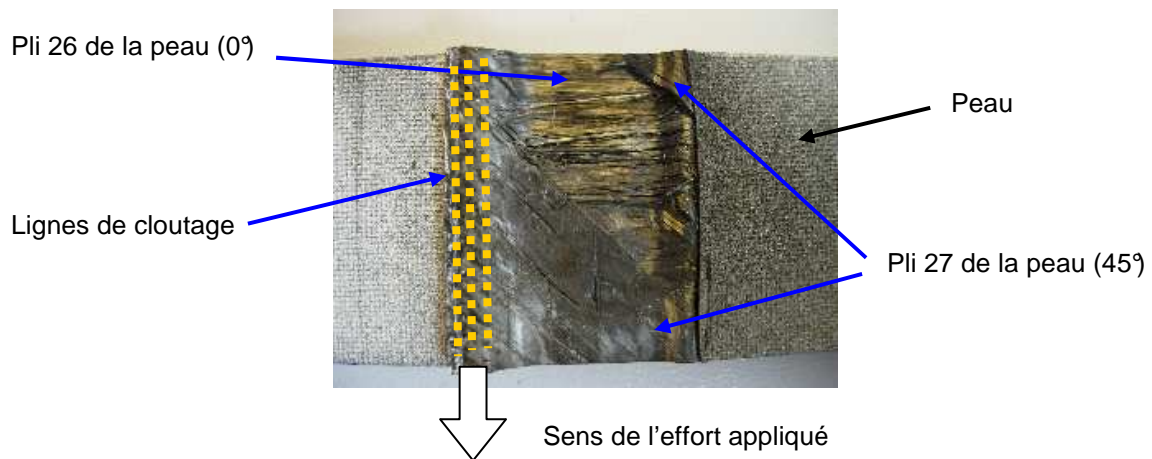


Figure IV-52 : Surface de rupture côté peau. Eprouvette en L clouté avec clous 40mm

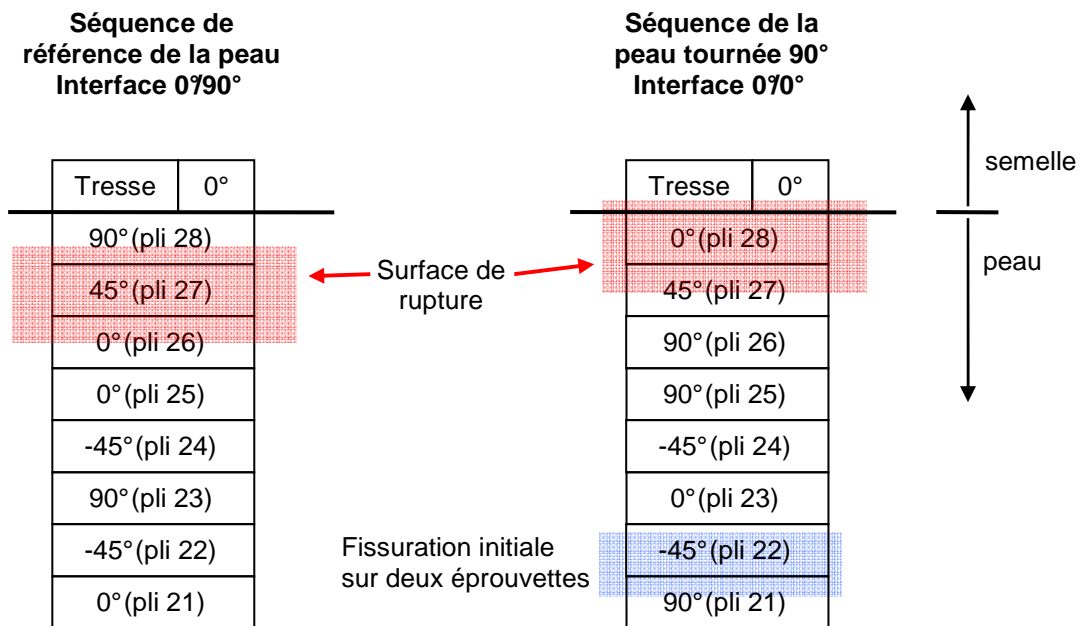


Figure IV-53 : Schéma des surfaces de fissuration et de rupture lors des essais de cisaillement sur L

Sur les éprouvettes qui présentent un interface peau/voile à 0°/0°, la surface de rupture se situe au niveau du pli supérieur de la peau orienté à 0° sans se propager aux plis inférieurs.

IV.4.2.1.3 Comportement des clous

L'analyse post-mortem des éprouvettes cloutées montre une rupture des clous en cisaillement. Certains éprouvettes ont été découpées dans le sens de la largeur de la peau au niveau des lignes de cloutage. Sur ces découpes, les clous apparaissent déchaussés sur la plupart de la section, seul le clou situé au plus près de la zone de compression n'est pas déchaussé.

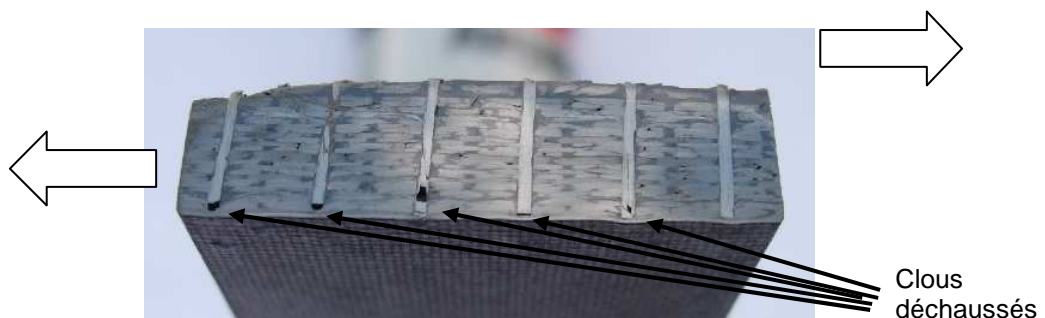


Figure IV-54 : Découpe sur une ligne de cloutage de la peau. Epreuve en L clouté avec clous de 40 mm après cisaillement

A partir de ces observations, on peut supposer que les clous travaillent en sollicitation mixte avec une composante de traction qui les déchausse de la peau avant de casser définitivement en cisaillement.

En terme d'influence de la longueur de clou, le comportement global des éprouvettes avec clous de 40 et 15 mm est similaire (cf. Figure IV-55).

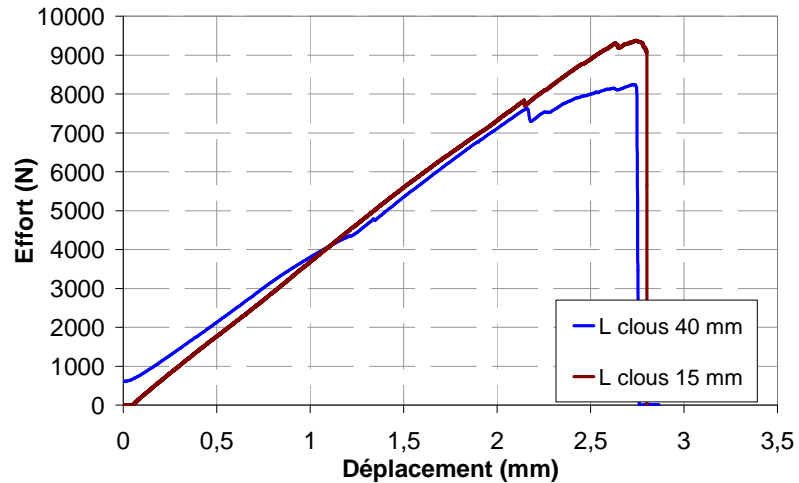


Figure IV-55 : Réponses en cisaillement des éprouvettes cloutées en L avec clous de 40 et 15 mm

IV.4.2.1.4 Comparaison des charges critiques

La Figure IV-56 montre la tenue en termes de charges critiques (effort de fissuration initial et charge maximale) des quatre configurations en L.

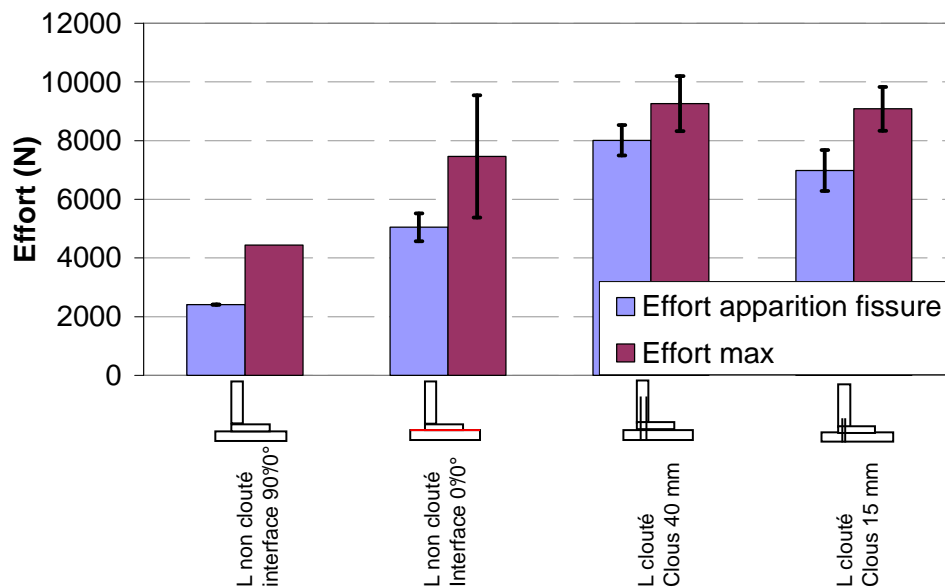


Figure IV-56 : Effort de fissuration et valeur de tenue en cisaillement des configurations avec rabat

Tout d'abord, on observe une tenue nettement plus basse de la configuration non clouté avec séquence de la peau non tournée par rapport aux autres types d'assemblages. De son côté, la configuration non clouté avec interface $0^{\circ}/0^{\circ}$ montre une tenue maximale qui peut atteindre les valeurs des configurations cloutées mais la préexistence de fissures à l'interface peau/semelle provoque une diminution de la tenue moyenne. Comme dans le cas de l'arrachement, la présence des fissures sur ce type d'assemblage implique une chute importante des performances (§IV.3.2.2). Les éprouvettes cloutées présentent une augmentation significative du niveau d'effort maximum mais aussi de l'effort d'initiation de la fissuration par rapport aux configurations non cloutées, spécialement dans le cas des clous de 40 mm de long. Enfin, la longueur des clous ne semble pas avoir une forte influence sur la tenue en cisaillement des assemblages.

IV.4.2.2 Configurations en T

On présente dans cette section les résultats des essais de cisaillement sur les configurations avec clous de 40 et 15 mm sur trois lignes. Les essais sur la configuration de quatre lignes de clous ont montré une trop faible tenue des éprouvettes, très probablement dû aux défauts d'injection ils ne seront donc pas présentés.

La Figure IV-57 montre une courbe typique des essais de cisaillement sur jonction cloutée en T.

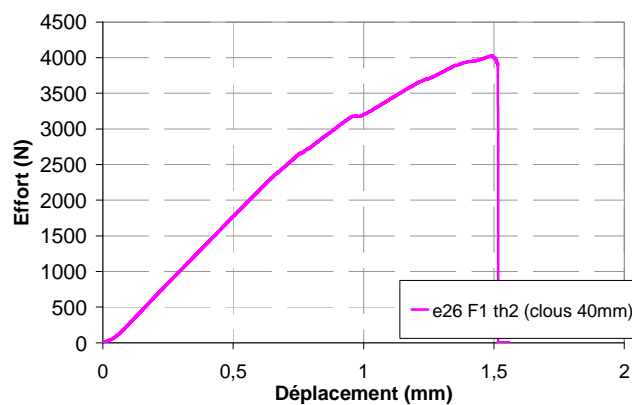


Figure IV-57 : Courbe typique des essais de cisaillement sur assemblage en T clouté

On observe un comportement avec une première phase linéaire jusqu'à un point d'inflexion où la raideur diminue légèrement avant d'arriver à la rupture brutale en cisaillement de la jonction. L'observation des images de la zone filmée (zone soumise à traction) montre l'apparition de fissures due à cette composante de traction mais leur présence

n'est pas toujours synonyme de perte de raideur. La rupture des éprouvettes se produit à l'interface peau/voile (cf. Figure IV-58).



Figure IV-58 : Epreuve type f3-th2 après essai de cisaillement (gauche) et détail de l'interface (droite)

L'analyse post-mortem des éprouvettes montre une rupture en cisaillement des clous. Toutefois, de la même manière que sur les éprouvettes cloutées en L, l'analyse micrographique des coupes transversales des zones cloutées montre les clous légèrement déchaussés de la peau. Le déchaussement plus ou moins prononcé et plus ou moins étendu sur les lignes de cloutage et va dépendre du type de configuration et du sens d'introduction de l'effort.

IV.4.2.2.1 Influence de l'inclinaison et de la longueur des clous

La Figure IV-59 montre les courbes effort/déplacement des configurations avec clous de 40 et 15 mm de long.

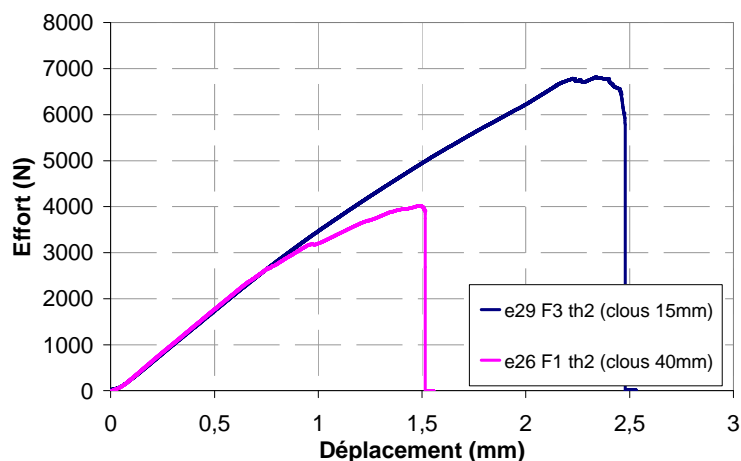


Figure IV-59 : Comparaison des courbes effort/déplacement des configurations en T

On observe une différence importante au niveau de la tenue de ces deux configurations où les éprouvettes cloutées avec clous de 15mm sont en moyenne 71% plus résistantes que

celles assemblées par clous de 40mm. On remarque aussi l'absence de changement brusque de la pente avant la rupture l'éprouvette avec clous de 15 mm. Dans les deux cas, le scénario de rupture est un léger déchaussement de certains clous de la peau suivi de la rupture brutale de l'interface en cisaillement. Donc la différence de longueurs des clous n'explique pas a priori une telle différence de comportement. L'écart en terme de tenue est probablement dû à l'orientation relative des clous par rapport à l'introduction de l'effort. En effet, il a été montré que les clous des éprouvettes en T présentent une inclinaison dans le sens de la largeur de l'éprouvettes de l'ordre de 10° (cf. Figure IV-15). Lors des essais de cisaillement, les éprouvettes avec clous de 15 mm sont positionnées de façon à avoir les clous orientés avec le sens d'application de l'effort tandis que les éprouvettes avec clous de 40 mm présentent les clous inclinés en opposition par rapport au sens d'application de l'effort (Figure IV-60).

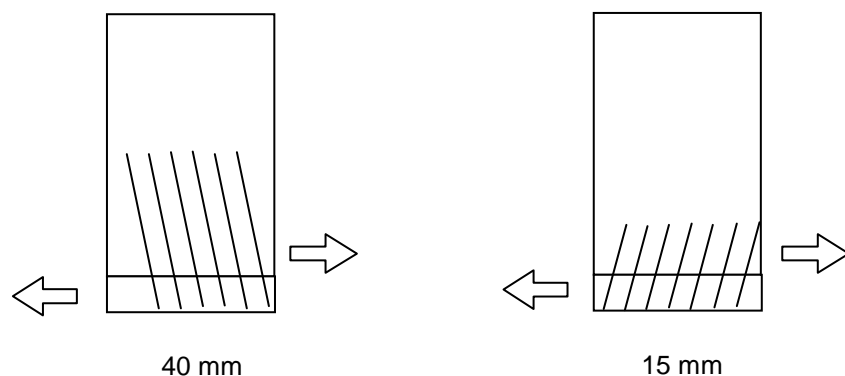


Figure IV-60 : Schéma de l'orientation relative de l'inclinaison des clous et de l'application de l'effort de cisaillement sur les éprouvettes en T avec clous de 40 et 15 mm

La différence d'orientation des clous par rapport à la sollicitation implique une composante en traction plus importante sur les clous des éprouvettes avec clous de 15 mm que sur ceux des éprouvettes avec clous longs et cela semble avoir une influence bénéfique en terme de tenue maximale de la pièce.

Afin de valider l'hypothèse précédente, un essai de cisaillement sur des éprouvettes en T est réalisé en inversant l'orientation relative des clous par rapport au sens d'application de l'effort. Les résultats sont présentés sur la figure ci-dessous.

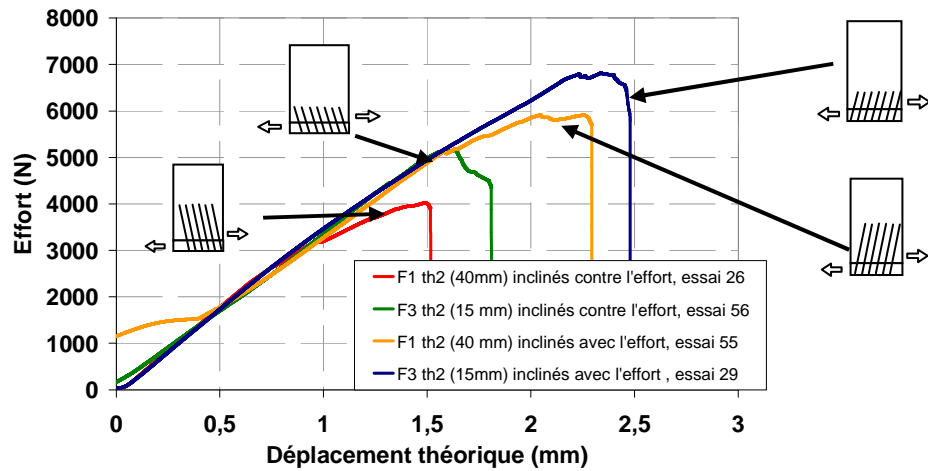


Figure IV-61 : Influence de l'inclinaison et de la longueur des clous sur la réponse en cisaillement des T cloutés

Les courbes de la Figure IV-61 montrent une tenue plus importante des éprouvettes dont les clous sont orientés avec le sens de l'effort appliqué. L'hypothèse semble donc être vérifiée. Toutefois, on observe toujours une meilleure performance des éprouvettes assemblées par des petits clous que par de longs clous. Cette différence peut être due au fait que les éprouvettes avec clous de 40 mm présentent aussi une inclinaison des clous dans le sens de l'épaisseur du voile (cf. Figure IV-38), cela pourrait introduire des sollicitations plus complexes sur le clou au niveau de l'interface peau/voile

Au bilan, les valeurs de tenue en cisaillement pour toutes les configurations testées sont présentées Figure IV-62.

Tenue (N)	F1 th2 (clous 40mm)	F3 th2 (clous 15mm)
Clous « en opposition » effort	3988 ± 341	5168
Clous « sens » effort	5920	6745 ± 80

Tableau IV-10 : Valeurs de tenue en cisaillement des assemblages en T cloutés

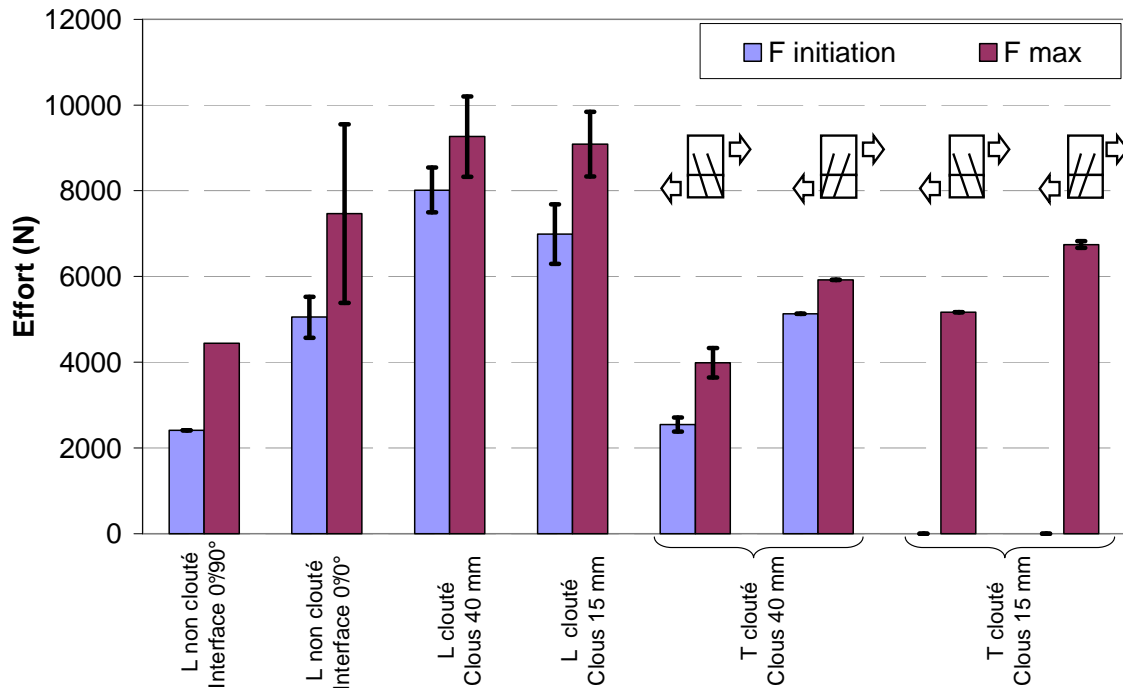


Figure IV-62 : Comparaison des tenues en cisaillement des assemblages cloutés et non cloutés

La comparaison de la Figure IV-62 montre la meilleure performance des assemblages cloutés en L. Ensuite, les configurations en T montrent des tenues variables en fonction de la longueur du clou et de l'inclinaison qui sont du même ordre de grandeur que celles des jonctions avec rabat non cloutées. Ainsi, le cloutage pourrait éventuellement remplacer la solution en L, mais l'addition de L plus clous sera à priori toujours plus résistante.

IV.5 ESSAIS DE FLEXION

IV.5.1 Description de l'essai

L'essai de flexion réalisé, appelé aussi essai de dépliage, consiste à solliciter le voile du pied de la nervure en flexion suivant le schéma ci-dessous.

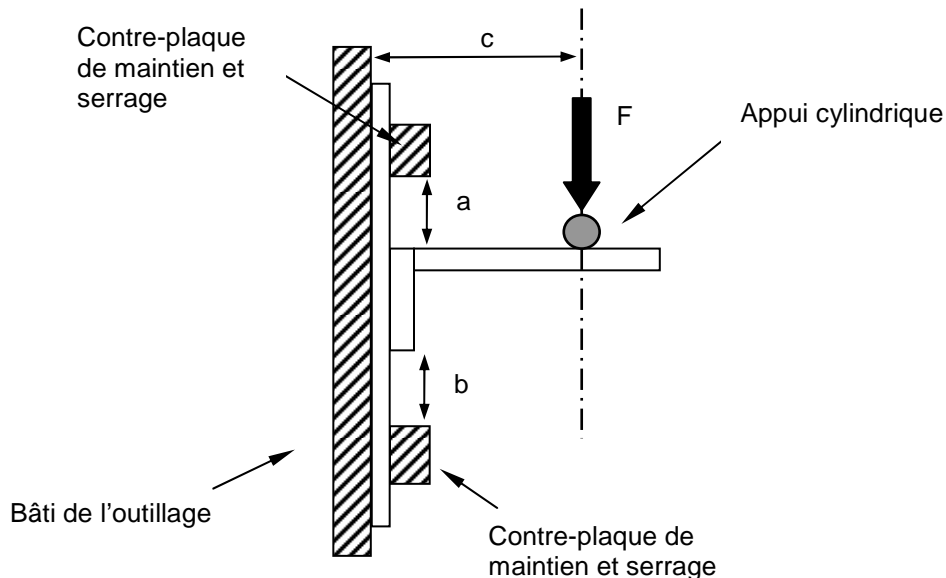


Figure IV-63 :Principe d'essai de dépliage sur configuration d'assemblage avec rabat.

Le montage de support de la peau est celui utilisé lors des essais d'arrachement avec conditions aux limites d'encastrement (§IV.3.1). Il est placé sur un bâti secondaire fixé au bâti de la machine d'essai pour permettre de positionner le voile du pied de nervure de l'éprouvette perpendiculairement à l'axe d'application d'effort. On présente une vue plus détaillée du montage en annexe. On remarque que l'application de l'effort est faite sur l'axe vertical de la machine d'essai et, par conséquent, le point d'application de l'effort change légèrement à cause de la flexion du voile pendant l'essai. Cet axe est situé à une distance de 50 mm par rapport à la surface inférieure du revêtement (distance c). Les distances a et b sont figées à 10 mm.

La Figure IV-64 montre quelques images du montage d'essai.

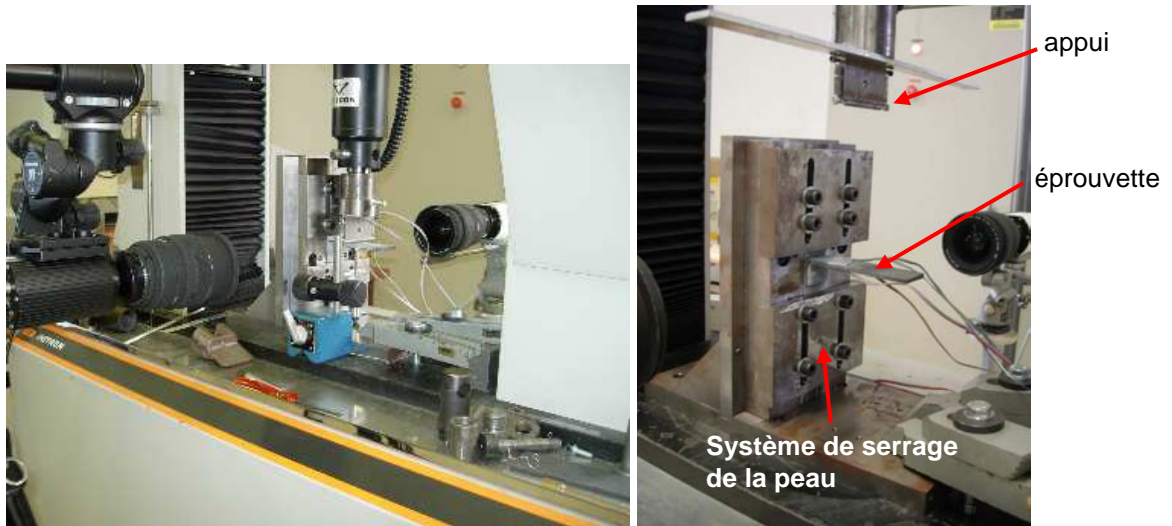


Figure IV-64 : Montage d'essai de dépliage

Les essais sont réalisés sur une machine Instron 100kN à une vitesse de déplacement de 0,5 mm/min.

IV.5.1.1 Instrumentation

Pendant l'essai, les paramètres suivants sont enregistrés :

- Force appliquée
- Déplacement du point d'appui
- Déformations locales de la base du voile par quatre jauges extensométriques

La position des jauges extensométriques est présentée sur la Figure IV-20.

Le déplacement du point d'appui est mesuré par des capteurs LVDT situés sur la partie supérieure de l'appui ou sur le point de l'éprouvette en contact avec l'appui.

Les essais sont aussi instrumentés avec deux cameras qui filment l'interface entre la peau et le pied de nervure. Un moucheti est réalisé sur les champs des éprouvettes, et le logiciel d'analyse d'image Correli est utilisé pour le traitement.

IV.5.2 Résultats

Dans cette partie, le comportement en dépliage de chaque type d'assemblage est d'abord présenté séparément pour ensuite réaliser une comparaison entre les différentes configurations.

IV.5.2.1 L non clouté, interface 0°/90°

La réponse des assemblage non cloutés en L est présenté ci-dessous :

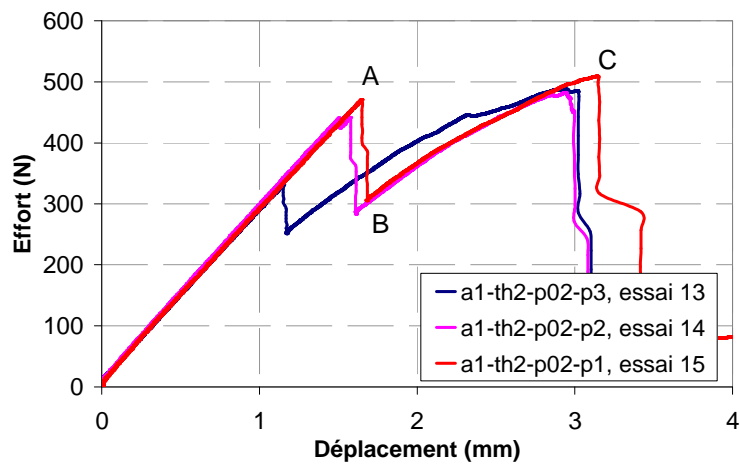


Figure IV-65 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement de l'appui des essais de dépliage sur jonctions en L non clouté

Elle est divisée en plusieurs phases :

- Déformation linéaire du voile jusqu'à l'apparition d'une fissure à l'interface peau/semelle (Point A). La fissure apparaît sur une longueur de 7 mm environ accompagnée d'une chute de l'effort (Point B) (Figure IV-66). La position exacte de la fissure est présentée Figure IV-67.
- Recharge de la structure avec une faible propagation de la fissure : 1-2 mm environ (B-C). La fissure s'arrête sur le point de tangence entre les plis de la peau et ceux du pied de nervure.
- Atteinte de l'effort maximum (point C) et propagation très rapide de la fissure sur tout l'interface ce qui produit la ruine de la structure.

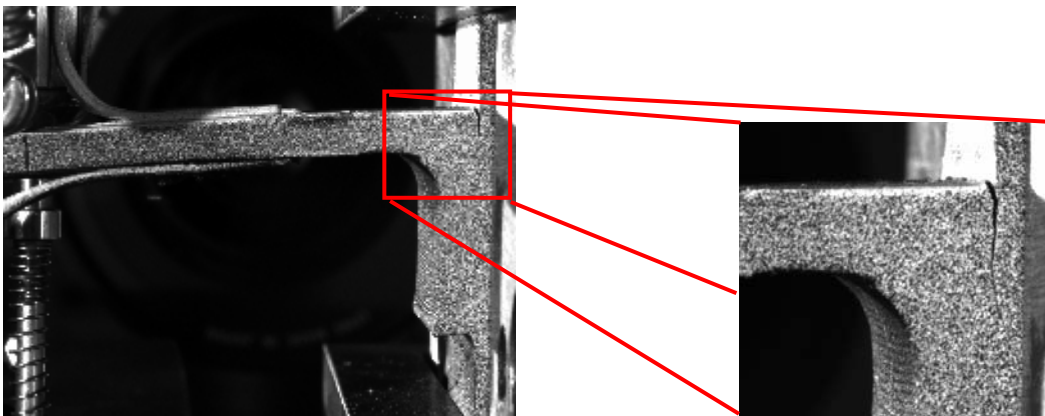


Figure IV-66 : Apparition d'une fissure à l'interface peau/pied de nervure. Point B

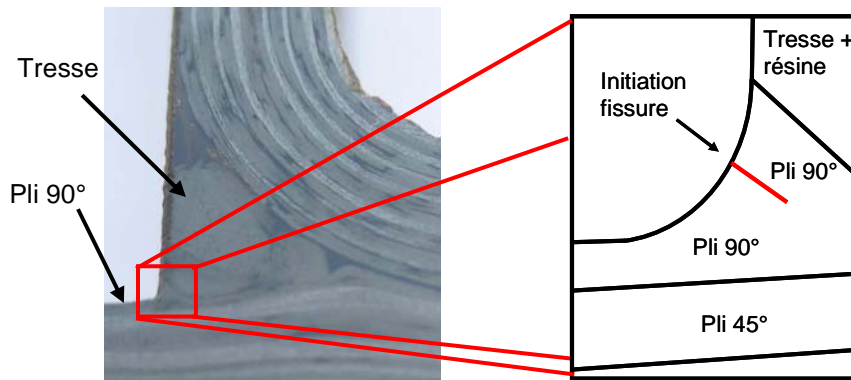


Figure IV-67 : Zone d'initiation de fissure sur les jonctions en L lors des essais de dépliage

Le Tableau IV-11 résume les valeurs des charges caractéristiques.

Eprouvette / réf essai	$F_{\text{initiation fissure}}$ (N)	F_{max} (N)
a1-th2-p02-p3 / essai 13	331	489
a1-th2-p02-p2 / essai 14	441	483
a1-th2-p02-p1 / essai 15	471	511
Moyenne	414 ± 74	494 ± 15

Tableau IV-11 : Tenue en flexion des assemblages en L non cloutés avec interface $0^\circ/90^\circ$

IV.5.2.2 L non clouté, interface $0^\circ/0^\circ$

Les assemblages non cloutés en L avec interface $0^\circ/0^\circ$ montrent un comportement linéaire jusqu'à la rupture brutale comme le montre la Figure IV-68.

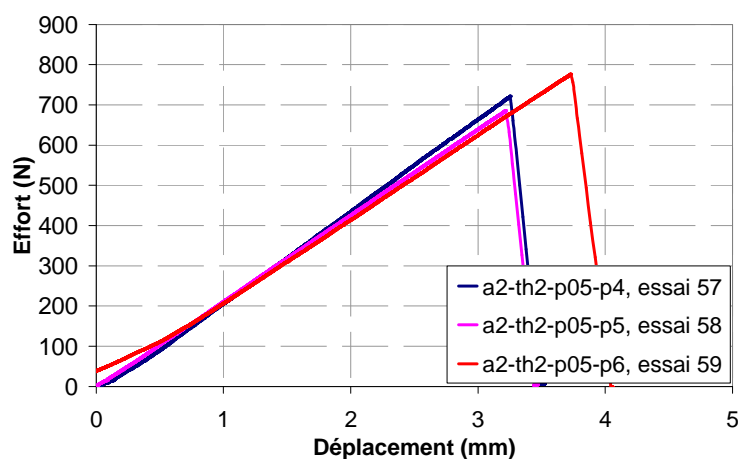


Figure IV-68 : Courbes effort/déplacement des essais de dépliage sur assemblage non clouté avec interface $0^\circ/0^\circ$

La rupture des éprouvettes se produit à l'interface entre le pli extérieur du voile et la tresse puis à l'interface peau/semelle du voile (cf. Figure IV-69). La tresse reste ainsi collée à la peau

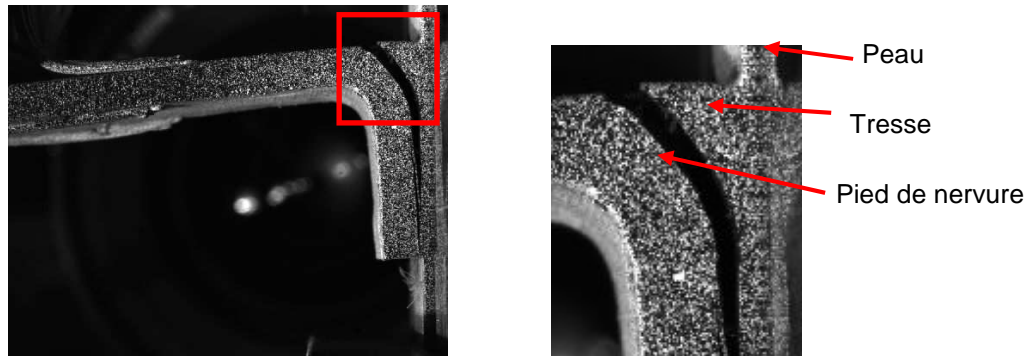


Figure IV-69 : Détail de la zone d'initiation et propagation de la fissure sur les jonctions en L non cloutées avec pli supérieur de la peau à 0° en flexion

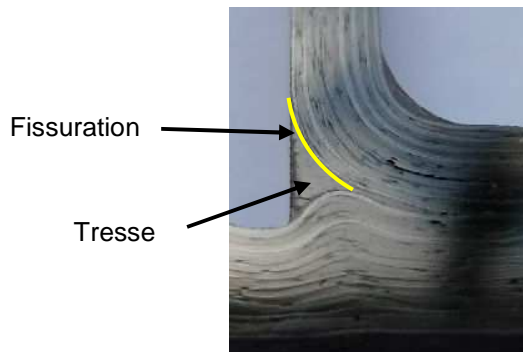


Figure IV-70 : Position de la fissuration entre le pied de nervure et la peau

Le fait de ne pas retrouver une propagation de fissure au ras du pied de nervure fait supposer que les éprouvettes testées en dépliage ne présentaient pas des fissures à cet endroit.

Compte tenu du mode de rupture brutal, l'effort limite est égal à l'effort ultime. Les valeurs de tenue montrent une dispersion très réduite.

Eprouvette / réf essai	$F_{\text{initiation fissure}} \text{ (N)}$	$F_{\text{max}} \text{ (N)}$
a2-th2-p05-p4 / essai 57	722	722
a2-th2-p05-p5 / essai 58	685	685
a2-th2-p05-p6 / essai 59	779	779
Moyenne	728 ± 46	728 ± 46

Tableau IV-12 : Valeurs de tenue en dépliage des jonctions non cloutées avec pli supérieur de la peau à 0°

IV.5.2.3 L clouté, clous 40 mm

Les courbes effort/déplacement des essais de dépliage sur la configuration en L cloutée avec clous de 40 mm sont présentées sur la Figure IV-71.

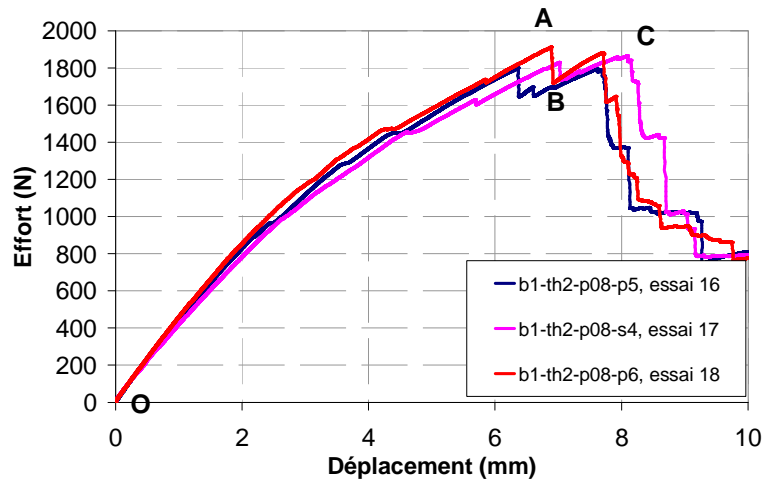


Figure IV-71 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement de l'appui. Essais de dépliage sur L 40mm

Le comportement de ce type d'éprouvettes est le suivant :

- 1- Déformation non linéaire du voile jusqu'à un effort moyen de 1848N (O-A). La fissure préexistante sur les éprouvettes (Figure IV-10) se propage jusqu'à une longueur de 8 mm environ (cf. Figure IV-72). Pendant cette phase les clous se déchaussent de la semelle. La fissure se propage en traversant la tresse et les lignes de cloutage puis elle se propage à l'interface peau/semelle.

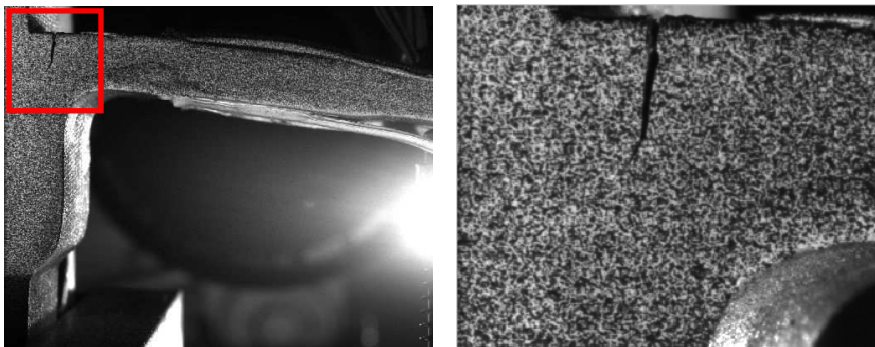


Figure IV-72 : Déformation du voile et détail de la fissure avant le point A de l'essai 17. F=1460N, dépl=4.6mm

- 2- Chute de l'effort dû au délaminage des plis du coude du pied de nervure qui sont soumis à traction (cf. Figure IV-73). Sur cette zone les plis sont affaiblis par le désalignement des fibres provoqué par la présence des clous (A-B)

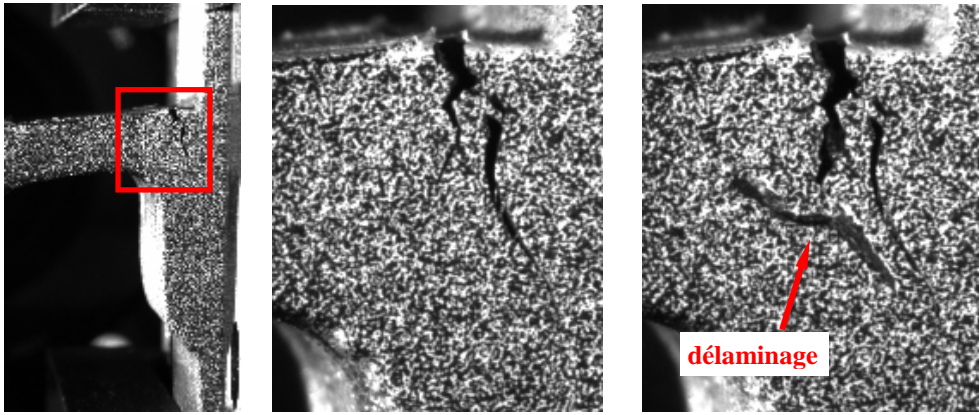


Figure IV-73 : Délaminage entre les plis du pied de nervure au niveau du coude. Photos du détail prises à 1 second d'intervalle (Points A-B)

- 3- Rupture finale par compression du coude du pied de nervure (C). Les clous, déchaussés de la peau, finissent par rompre en flexion à cause de la rotation importante de la base du voile. La rupture en compression est une conséquence du délaminage car il provoque une diminution de la raideur en flexion au niveau du coude et donc une augmentation des contraintes de compression et de traction.

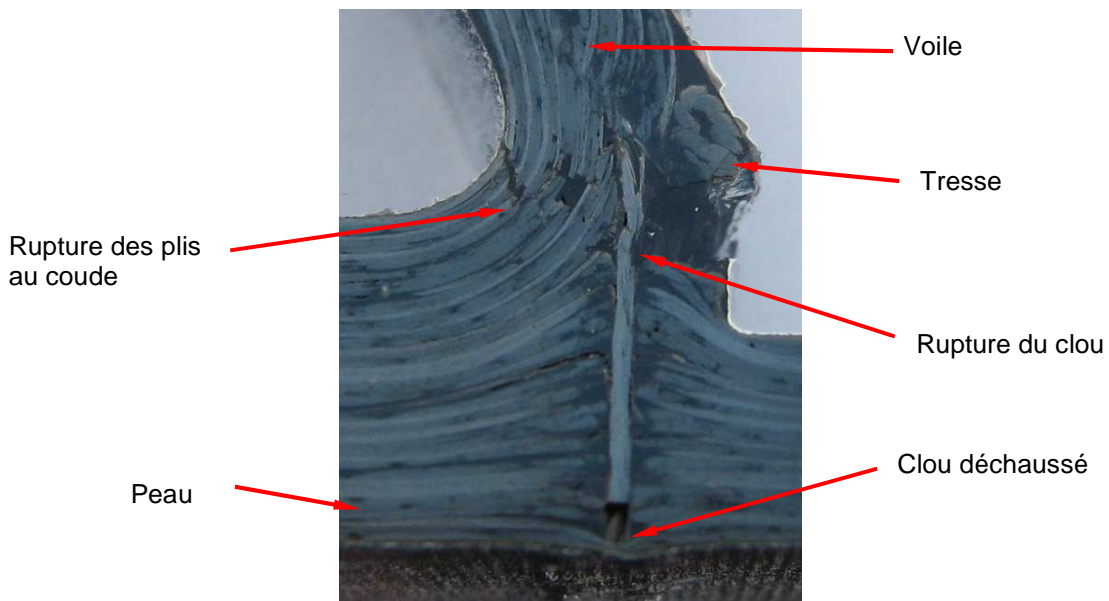


Figure IV-74 : Découpe d'une éprouvette type L clouté avec clous 40 mm post-mortem

Sur la Figure IV-74 une analyse post-mortem est possible. On observe les dommages apparus sur l'assemblage avec le déchaussement du clou et sa rupture en flexion, l'ouverture de la fissure, les délaminages et la rupture des plis au niveau du coude du voile. A partir de cette analyse et des observations pendant l'essai, on peut supposer que le clou déchausse pendant la montée en effort (points O-A) et en même temps la fissure à l'interface se propage.

Ensuite, le clou est cassé en flexion à cause de la rotation importante du voile qui impose une déformée très importante (point C).

Sur ces éprouvettes on ne peut pas vraiment parler d'effort d'apparition de fissure car elle est déjà présente sur les éprouvettes. Par ailleurs, le fait de ne pas connaître exactement le degré d'endommagement de la pièce ajouté au fait que sa raideur diminue progressivement sans montrer des chutes importantes rend difficile la tâche d'établir une valeur d'effort limite. Donc, celui-ci ne sera pas évalué pour ce type d'assemblage. Des estimations sur le degré d'endommagement des jonctions, notamment au niveau du déchaussement des clous, seront réalisées ultérieurement lors de l'étude numérique du problème. Le Tableau IV-13 présente les valeurs numériques de l'effort maximum des essais de dépliage.

Eprouvette / réf essai	F_{\max} (N)
b1-th2-p08-p5 / essai 16	1800
b1-th2-p08-s4 / essai 17	1831
b1-th2-p08-p6 / essai 18	1913
Moyenne	1848 ± 58

Tableau IV-13 : Valeur de tenue dépliage des assemblages cloutés en L avec clous de 40 mm

IV.5.2.4 L cloute, clous 15 mm

La Figure IV-75 montre la réponse en flexion des jonctions en L cloutées avec clous de 15 mm.

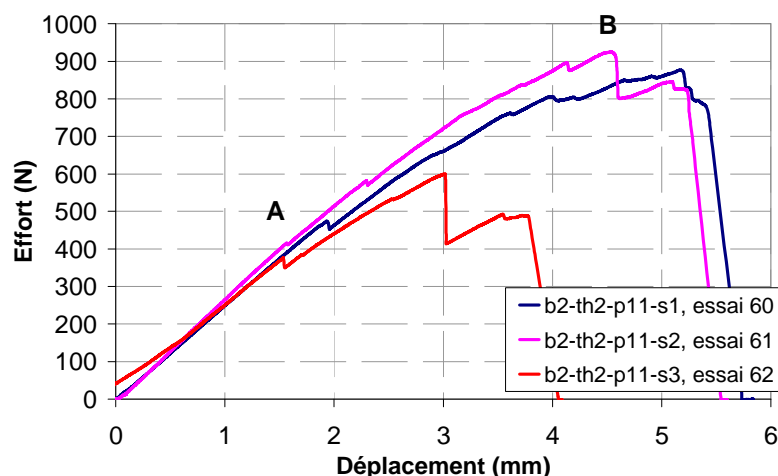


Figure IV-75 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement de l'appui lors des essais de dépliage sur jonction en L cloutée avec clous de 15 mm

On observe une première partie linéaire jusqu'à l'apparition de petites chutes d'effort à partir de 500 N environ (point A). La chute de l'effort correspond à la fissuration de la partie inférieure du voile au niveau du changement d'épaisseur dû à la présence des clous (cf. Figure IV-76, gauche et Figure IV-77, gauche). Ensuite, la raideur diminue progressivement au fur et à mesure que la fissure se propage. La fissure traverse les deux plis les plus extérieurs du voile et se propage à l'interface entre ces plis et les clous et la tresse en suivant la forme du coude du voile (cf. Figure IV-76, centre). Lorsqu'elle atteint l'interface entre les plis de la semelle et la peau, elle se propage brutalement et provoque la ruine de la structure (point B).

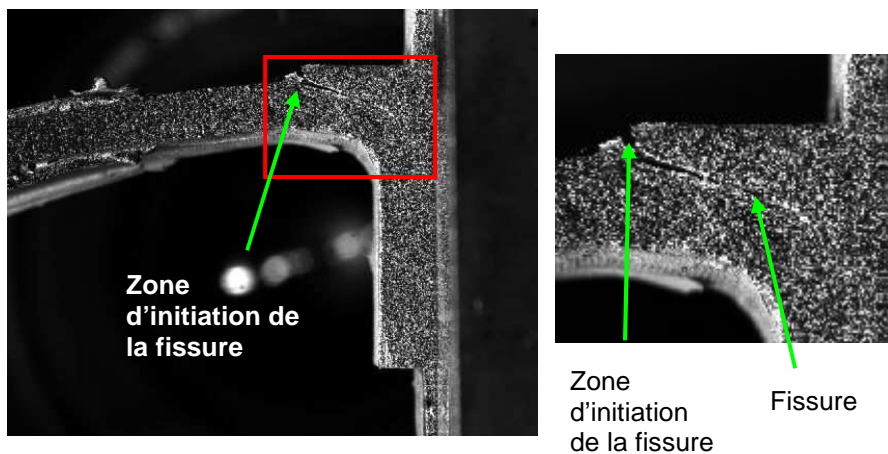


Figure IV-76 : Propagation de la fissure (point B) sur jonction en L avec clous de 15 mm.

Après la rupture totale, l'éprouvette est divisée en deux moitiés : d'un côté les plis qui constituent le pied de nervure, et d'un autre côté la peau avec tous les clous quasi intacts plus la tresse sur la partie extérieure (cf. Figure IV-77, droite).

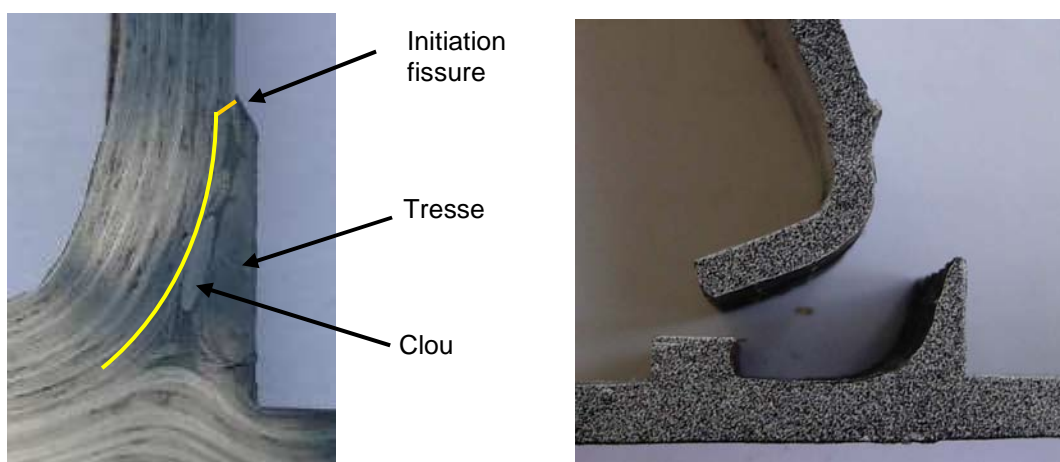


Figure IV-77 : Zone de fissuration (gauche) et éprouvette en L cloutée avec clous de 15 mm après essai de dépliage (droite)

A partir de ce mode de rupture où les clous ne sont ni déchaussés ni cassés, on conclut que dans cette configuration leur bénéfice est faible par rapport à une configuration non cloutée. Ils empêchent l'ouverture des fissures au ras du voile en rigidifiant la zone de la tresse mais il ne sont pas capables de bien reprendre les efforts du voile puisque ils ne sont pas correctement insérés entre ses plis. Le problème fondamental semble venir du cloutage car les clous sont inclinés et pénètrent très peu dans le voile.

Ci-dessous, un tableau résume des valeurs de tenue :

Eprouvette / réf essai	F _{initiation fissure} (N)	F _{max} (N)
b2-th2-p11-s1 / essai 60	474	878
b2-th2-p11-s3 / essai 61	582	926
b2-th2-p11-s2 / essai 62	376	600
Moyenne	477 ± 103	801 ± 176

Tableau IV-14 : Valeurs de tenue en dépliage des jonctions type b2-th2

IV.5.2.5 T clouté, clous 40 mm

Le comportement en flexion des assemblages en T cloutés avec clous de 40 mm est présenté sur la Figure IV-78.

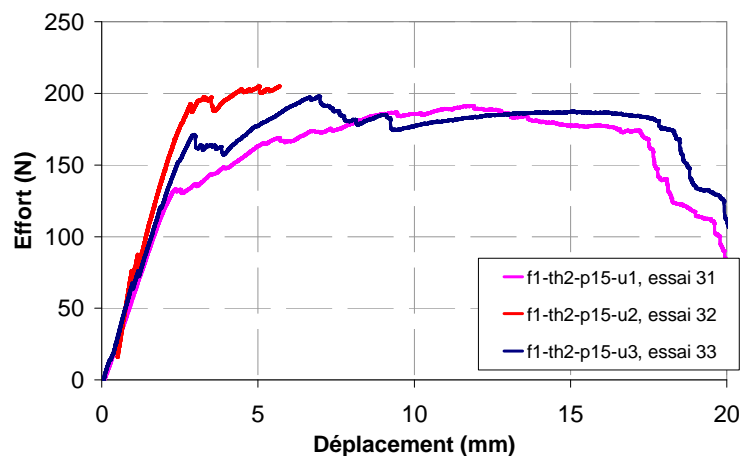


Figure IV-78 : Evolution de l'effort en fonction du déplacement. Essais de flexion sur assemblage en T clous 40 mm

On observe une première phase où l'effort augmente linéairement avec le déplacement. Cette phase se termine à un effort de 165 N en moyenne où, vraisemblablement, les clous soumis à traction déchaussent de la peau et un plateau apparaît sur la courbe. Le plateau s'étale jusqu'à des valeurs de déplacement de l'ordre de 17 mm. A ce moment, l'angle de rotation à la base du voile est trop important et les clous cassent en flexion à l'interface

peau/voile entraînant la perte de tenue. On remarque que les efforts appliqués sont relativement faibles.

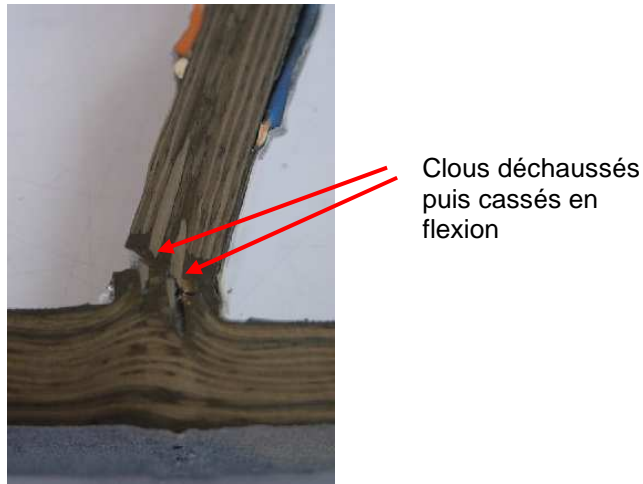


Figure IV-79 : Découpe après essai d'une éprouvette en T avec clous de 40 mm testée en flexion

Eprouvette / réf essai	$F_{\text{fin partie linéaire}} \text{ (N)}$	$F_{\text{max}} \text{ (N)}$
f1-th2-p15-u1 / essai 31	132	192
f1-th2-p15-u2 / essai 32	193	205
f1-th2-p15-u3 / essai 33	171	199
Moyenne	165 ± 31	199 ± 6

Tableau IV-15 : Valeurs de tenue en flexion des assemblages en T avec clous de 40 mm

IV.5.2.6 T clouté, clous 15 mm

Le comportement des éprouvettes en T avec clous de 15 mm (Figure IV-80) est très similaire à celui des T avec clous de 40 mm.

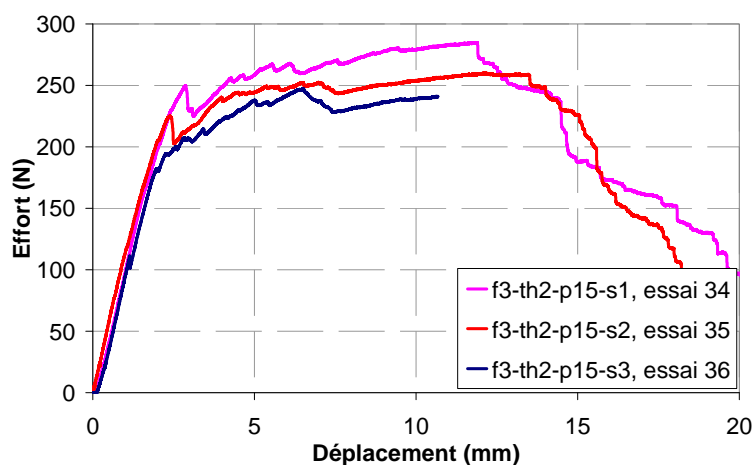


Figure IV-80 : Courbes effort/déplacement suite aux essais de dépliage sur assemblage en T avec clous de 15 mm

On observe aussi une première partie linéaire puis un plateau lorsque les clous déchaussent. Le Tableau IV-16 résume les valeurs numériques de tenue.

Eprouvette / réf essai	F _{fin partie linéaire} (N)	F _{max} (N)
f1-th2-p15-s1 / essai 34	250	286
f1-th2-p15-s2 / essai 35	225	261
f1-th2-p15-s3 / essai 36	181	248
Moyenne	218 ± 35	265 ± 19

Tableau IV-16 : Valeurs de tenue en dépliage des assemblages en T avec clous de 15 mm

IV.5.2.7 Comparaison des résultats

La Figure IV-81 montre une comparaison des valeurs de tenue en flexion des configurations testées :

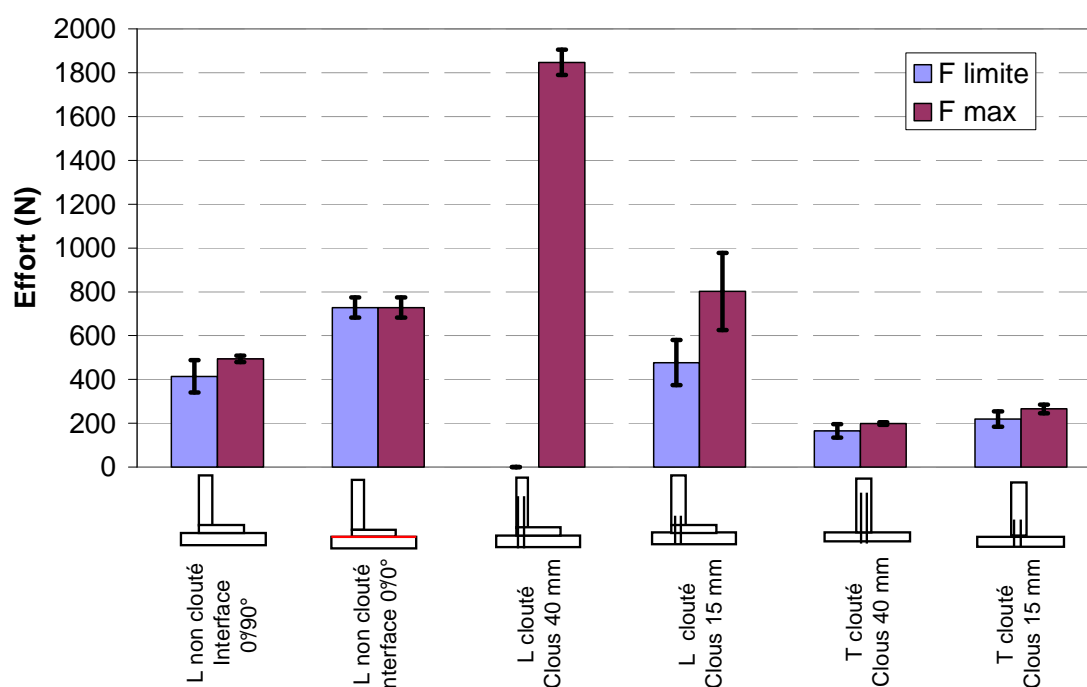


Figure IV-81 : Comparaison des valeurs de tenue en dépliage des assemblages cloutés en non cloutés

Les résultats de la figure ci-dessus ajoutés aux analyses réalisées sur chacune des configurations permettent de déterminer l'influence des paramètres étudiés définissant les assemblages.

Tout d'abord, par rapport aux configurations en L non cloutées, on observe que le fait d'avoir un dernier pli de la peau orienté à 0° augmente l'effort limite de 76% et la tenue maximale de 47%. Le pli à 0° modifie le mode de rupture puisque l'on passe d'une rupture

par fissuration puis propagation progressive à l'interface peau/semelle en dessous de la tresse (Figure III-82, gauche) sur la configuration avec le pli supérieur orienté à 90° à une rupture brutale par fissuration sur la tresse ((Figure III-82, droite) dans le cas du pli supérieur à 0° .

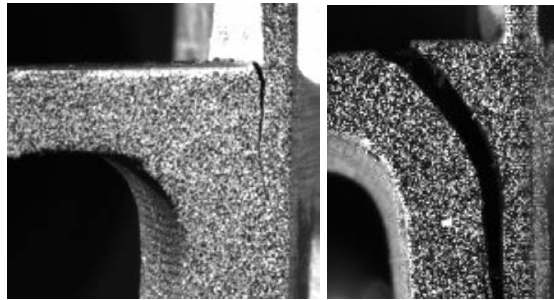


Figure IV-82 : Zone de fissuration en flexion sur les éprouvettes non cloutés avec pli supérieur de la peau à 90° (gauche) et à 0° (droite)

Par rapport à l'influence des clous, le renforcement avec clous de 40mm des jonctions en L suppose une augmentation très importante de la tenue. On a vu comment les clous reprennent l'effort de flexion sur le voile et empêchent la séparation du voile de la peau. Cependant, les jonctions en L cloutées avec clous de 15mm montrent seulement une amélioration modeste des performances en flexion par rapport à la configuration sans clous. Les clous, qui ne sont pas bien insérés dans le voile dû à leur faible longueur, n'arrêtent pas la fissuration entre le voile et la peau et modifient seulement leur chemin de propagation.

Les éprouvettes cloutées en T montrent une tenue inférieure à celle des assemblage en L car le moment de flexion est repris entièrement par les clous sur une surface moindre. Les éprouvettes en T clouté avec clous de 15mm sont légèrement plus résistantes que celles cloutées avec clous de 40 mm. L'écart est très probablement dû à des légères différences au niveau de la position des lignes de cloutage. En effet, les lignes de cloutage des éprouvettes avec clous de 15 mm sont légèrement plus écartées entre elles que celle des éprouvettes avec clous de 40mm et auront donc, une raideur et une tenue en flexion plus élevée.

IV.6 CONCLUSIONS

Les essais réalisés sur les jonctions en L et T cloutées et non cloutées ont permis d'analyser au niveau qualitatif et quantitatif leur comportement sous trois sollicitations statiques : arrachement, cisaillement et dépliage.

Les essais d'arrachement ont montré une tenue supérieure des assemblages cloutés par rapport aux non cloutés. La présence de semelle du pied de nervure augmente aussi la tenue mais de manière plus mitigée. Ainsi, les jonctions cloutées avec rabat affichent une tenue 270% supérieure à celle des jonctions non cloutées. Les clous reprennent la quasi-totalité de l'effort appliqué avant de déchausser brutalement de la peau. Sur les jonctions non cloutées, la présence du dernier pli de la peau orienté à 0° améliore significativement la résistance malgré la présence de fissures à l'interface.

Les résultats des essais en cisaillement avec une rupture brutale en cisaillement des assemblages permet de valider le montage conçu. L'utilisation de clous sur les assemblages avec rabat augmente la valeur d'effort limite et, plus modestement, la valeur d'effort maximum. L'inclinaison des clous par rapport à l'effort de cisaillement sur les jonctions en T peut être très bénéfique si ils sont orientés dans le sens de la force appliquée. Dans la majorité de cas, les clous sont sollicités partiellement en arrachement avant de casser en cisaillement.

En dépliage, une performance supérieure des jonctions en L est observée. Les clous peuvent augmenter de manière très importante la tenue à condition qu'ils soient suffisamment longs pour être bien insérés dans le voile. Les clous sont dans ce cas aussi sollicités en traction.

D'un point de vue général, on a pu observer aussi que le renforcement des assemblages avec des clous implique très fréquemment la présence de fissures à l'interface peau/voile. Elles sont très probablement dues aux contraintes thermiques produites lors de la cuisson des assemblages et cela fera l'objet d'une analyse dans le cadre de la modélisation des jonctions.

En résumé, les clous travaillent presque systématiquement en traction indépendamment de la sollicitation appliquée. Dans la plupart des cas, le clou déchausse de la peau avant que d'autres sollicitations de cisaillement ou de flexion puissent provoquer sa rupture. Cela voudrait dire que la tenue des jonctions cloutées est principalement limitée par la résistance en arrachement de la liaison clou/stratifié.

Ainsi, deux aspects restent à approfondir afin d'améliorer le comportement des assemblages cloutés : la maîtrise de la fabrication pour éviter la présence de fissures, et l'amélioration de la tenue en arrachement du clou dans le stratifié pour augmenter les performances mécaniques de l'assemblage.

V MODELISATION DES JONCTIONS CLOUTEES

V.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre on présente les différentes modélisations développées autour des problématiques rencontrées lors de l'analyse expérimentale des jonctions cloutés et non cloutées.

La première partie est consacrée à l'analyse de l'apparition de fissures sur les poches de résine à l'interface des assemblages cloutés. Ce problème est traité grâce à des calculs thermo-élastiques sur un modèle éléments finis.

La deuxième partie porte sur la modélisation des assemblages non cloutés qui servira à établir un critère de rupture en arrachement et en dépliage permettant de calculer les efforts limites sur ces structures.

Enfin, la modélisation des assemblages cloutés soumis à l'arrachement, du dépliage et du cisaillement est présentée. Les simulations réalisées permettent principalement d'estimer la tenue maximale de ces assemblages mais aussi de connaître le comportement des clous à l'intérieur des jonctions. Le comportement des clous est modélisé en s'appuyant sur les essais élémentaires présentés dans les chapitres précédents. Cette modélisation est aussi appliquée à la simulation des essais élémentaires sur clous croisés afin de valider la démarche.

V.2 CONTRAINTES D'ORIGINE THERMIQUE SUR LES ASSEMBLAGES CLOUTES

V.2.1 Rappel de la problématique

Les analyses micrographiques réalisées sur les assemblages cloutés et présentées dans le chapitre précédent ont mis en évidence la présence quasi-systématique de fissures à l'interface peau/voile. Les fissures apparaissent généralement sur des poches de résine qui se créent autour des clous. A priori, il est très probable qu'elles soient créées lors du refroidissement des pièces après le cycle de polymérisation de la résine. Ainsi, pour démontrer cette hypothèse, on étudie dans cette section l'état de contraintes suite à un changement important de température de la matière autour du clou sur un assemblage clouté.

V.2.2 Modèle

Le modèle développé représente un assemblage cloutés en « L » avec des clous de 40mm déjà présenté en §IV.2. Il s'agit de modèles élément finis où on représente le stratifié de la peau et de la nervure, les clous et l'interface avec la tresse et les poches de résine.

Les éprouvettes cloutées sont obtenues par découpe à partir d'un assemblage en forme de barre. Ainsi, lors de la fabrication et, compte tenu que le motif de cloutage est uniforme, il existe une périodicité de l'assemblage dans la direction des lignes de cloutage. Donc, les modèles représentent seulement un motif de cloutage sur lesquels des conditions de périodicité sont appliquées.

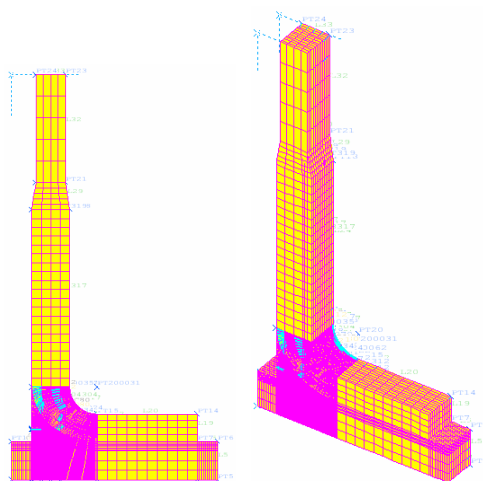


Figure V-1 : Maillage du modèle d'assemblage clouté en « L »

La Figure V-1 présente le maillage du modèle de jonction en « L » clouté. La peau et le stratifié du pied de nervure sont modélisés par des éléments volumiques qui intègrent les propriétés des plis orientés. Le voile est maillé avec quatre éléments dans l'épaisseur tandis que le maillage de la peau est raffiné avec des éléments monocouches sur le quart supérieur de l'épaisseur. L'ondulation des plis de la peau au niveau des lignes de cloutage est reproduite sur le modèle. Les clous sont modélisés par des éléments de poutre qui traversent la peau et le voile du pied de nervure. La Figure V-2 montre la position des clous sur le modèle. Les clous sont disposés suivant le motif de cloutage en quinconce. L'hypothèse de périodicité entre les deux faces du modèle perpendiculaires à l'axe Z implique que les clous situés sur ces faces présentent seulement la moitié de la section réelle du clou.

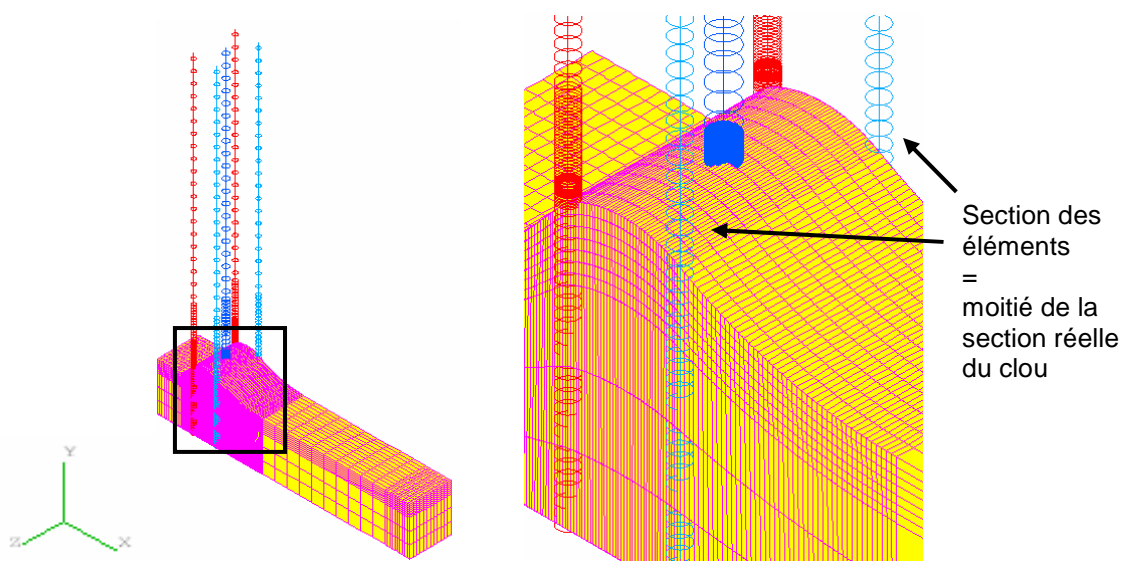


Figure V-2 : Position des clous à l'intérieur du modèle. On visualise seulement les éléments de la peau et des clous

Le maillage est réalisé de telle sorte que les nœuds des clous soient coïncidents avec les différentes parties qu'ils traversent. Sur l'arrondi de la nervure cela n'était pas possible et un collage de maillage est réalisé. Le modèle prend en compte la surépaisseur du voile sur la zone cloutée. Sur cette zone, le module de Young équivalent appliqué aux éléments du voile est dégradé dans la même proportion que l'augmentation d'épaisseur pour que la raideur du stratifié du voile reste constante.

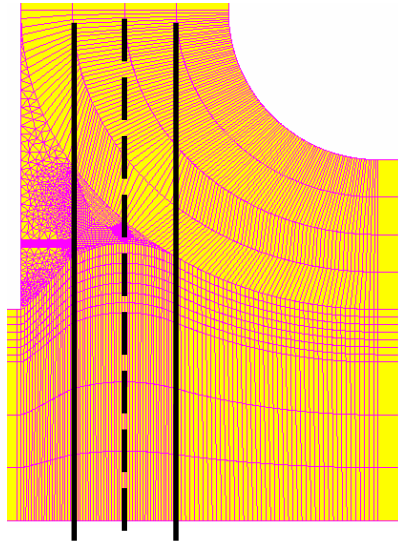


Figure V-3 : Position des lignes de cloutage sur une section du modèle. Le clou en pointillé est situé sur un plan parallèle à celui des autres deux clous (motif en quinconce)

La partie extérieure du coude du pied de nervure est composée par la tresse et des poches de résine. La Figure V-4 montre une découpe d'une éprouvette en « L » où on observe la tresse, une poche de résine intérieure sur l'ondulation de la peau et des poches extérieures.

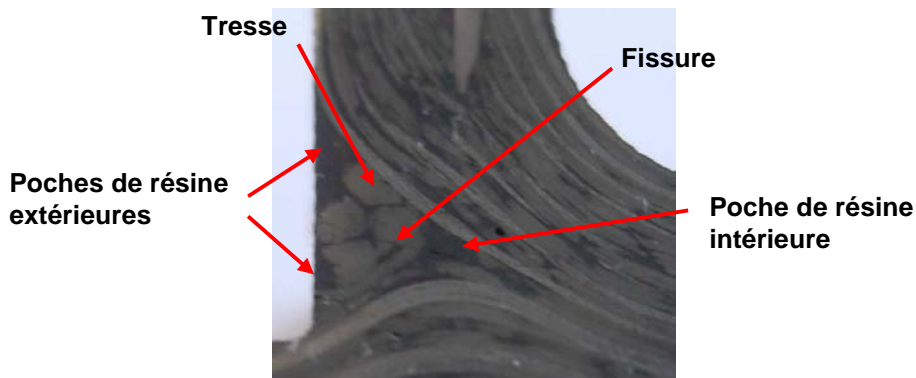


Figure V-4 : Détail de la zone de la tresse et les poches de résine sur une éprouvette cloutée en « L »

Sur le modèle, les poches de résine extérieures ne sont pas considérées, on suppose que toute la partie extérieure est occupée par la tresse et seulement la zone intérieure au-dessus de l'ondulation de la peau est occupée par la résine. La Figure V-5 montre la zone dont les éléments ont les propriétés de la résine pure. Le reste d'éléments de la partie extérieure du coude auront des propriétés mécaniques d'un matériau UD dont les fibres sont parallèles à l'axe Z.

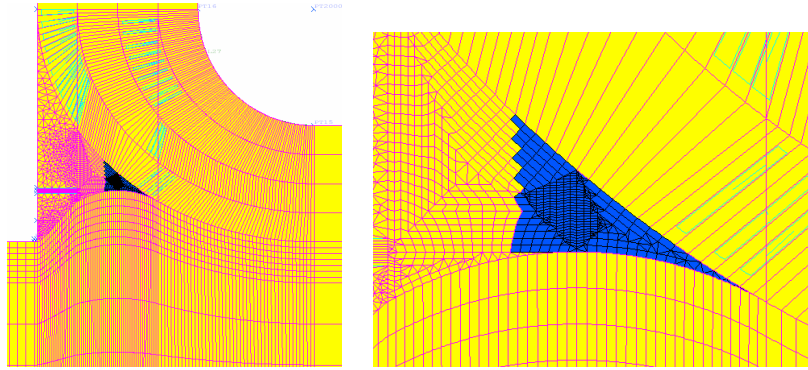


Figure V-5 : Poche de résine sur le modèle. Propriétés matériau de résine

Les propriétés matériaux de la peau et du pied de nervure sont celles données sur le Tableau V-1 et Tableau V-2. Celles de la tresse en UD sont les mêmes que celles des plis du pied de nervure. Les clous sont supposés élastiques avec un module de Young de 84000MPa et un coefficient de dilatation nul. Les propriétés de la résine sont données Tableau V-3.

E_l (MPa)	145000
$E_t = E_z$ (MPa)	9000
ν_{lt}	0.32
G_{lt} (MPa)	4050
α_l ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)	0
α_t ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)	$3 \cdot 10^{-5}$

Tableau V-1 : Propriétés matériaux des plis de la peau

E_l (MPa)	84000
$E_t = E_z$ (MPa)	6300
ν_{lt}	0.32
G_{lt} (MPa)	3800
α_l ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)	0
α_t ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)	$3 \cdot 10^{-5}$

Tableau V-2 : Propriétés matériaux des plis du pied de nervure

E (MPa)	3748
ν	0.3
G (MPa)	1443
α ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)	$5.7 \cdot 10^{-5}$

Tableau V-3 : Propriétés matériau de la résine

Concernant les conditions aux limites, on suppose que la pièce peut se déformer librement à l'intérieur du moule pendant le refroidissement.

V.2.3 Critère

Les modèles présentés précédemment sont utilisés pour calculer l'état de contraintes dans les poches de résine autour du clou lorsque l'on soumet la pièce à une variation de température de -155°C . Cette variation de température correspond au refroidissement de l'assemblage depuis une température de 180°C à la fin du cycle de polymérisation jusqu'à 25°C à température ambiante.

Le critère de Drucker-Prager est utilisé pour déterminer la rupture de la résine. Il s'agit d'un critère qui prend en compte la contrainte hydrostatique contrairement aux critères classiques comme celui de Von Mises. Fiedler et al [FIEDLER 2001] ont montré la pertinence de ce type de critère pour les résines époxy.

Le critère de Drucker-Prager s'écrit sous la forme :

$$\sigma_e^2 = \lambda \cdot (\sigma_0 - \sigma_m) \quad (\text{Eq. V-1})$$

Où σ_e est la contrainte équivalent de Von Mises et σ_m la contrainte hydrostatique données par les expressions suivantes :

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}{2}} \quad (\text{Eq. V-2})$$

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3} \quad (\text{Eq. V-3})$$

Les paramètres du critère (λ et σ_0) sont calculées à partir des essais de caractérisation de la résine en traction et en torsion (cf. §III.3)

$$\sigma_0 = \sigma_T \cdot \frac{\sigma_s^2}{3 \cdot \sigma_s^2 - \sigma_T^2} \quad (\text{Eq. V-4})$$

$$\lambda = \frac{3 \cdot (3 \cdot \sigma_s^2 - \sigma_T^2)}{\sigma_T} \quad (\text{Eq. V-5})$$

Où σ_T est la contrainte maximale à traction et σ_s la contrainte maximale en cisaillement. Dans le cas présent, on utilisera les valeurs obtenues par essai lors de la

caractérisation en traction et en torsion de la résine CYCOM 977-20 §III.3. Les valeurs numériques sont : $\sigma_T = 98\text{MPa}$ et $\sigma_S = 108\text{MPa}$. La valeur de la contrainte en cisaillement est obtenue à partir des simulations éléments finis.

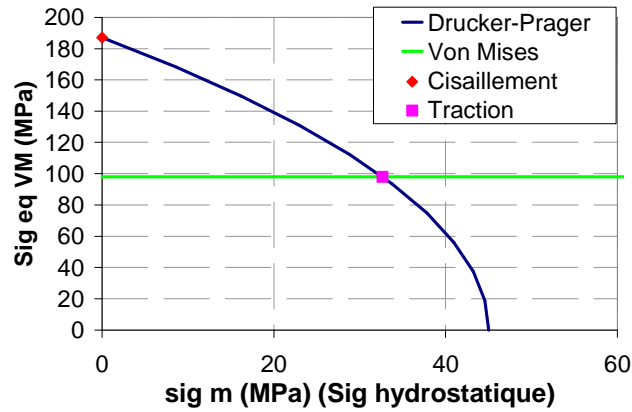
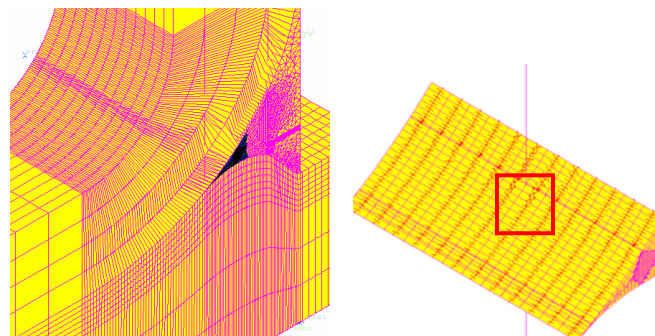


Figure V-6 : Critère de Drucker-Prager pour la résine 977-20

La Figure V-6 présente le critère de Drucker-Prager sur un diagramme contrainte équivalente Von Mises / contrainte hydrostatique. Sur le même graphique on a tracé le critère de Von Mises pour montrer la dépendance du critère Drucker-Prager avec la contrainte hydrostatique.

V.2.4 Résultats

Suite au chargement thermique, la résine autour du clou est soumise à un état de contraintes triaxial. Cela est dû au fait que la poche de résine est entourée de fibres dans les trois directions de l'espace: dernier pli de la peau, pli extérieur du pied de nervure, tresse et clou. La résine, avec un coefficient de dilatation plus important que celui des stratifiés, se contracte suite à la descente en température et, puisque les fibres sont beaucoup plus raides et ont un coefficient de dilatation nul, cela produit des contraintes dans la résine.



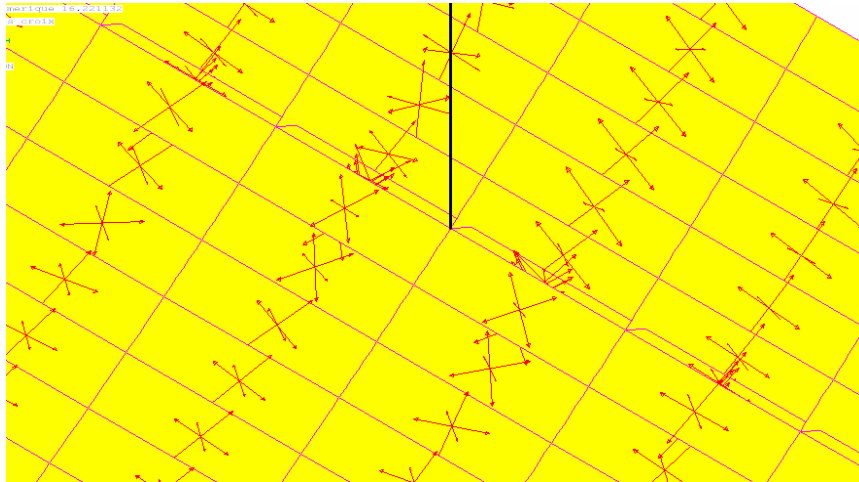


Figure V-7 : Etat de contraintes tri-axial sur la résine autour du clou

La Figure V-7 montre les directions principales des éléments de la résine autour du clou où on observe des valeurs équivalentes dans les trois directions. Sur la Figure V-8, on compare l'état de contraintes de ces éléments autour du clou avec le critère de Drucker-Prager. On observe effectivement une valeur importante de la contrainte hydrostatique. D'après ce critère, l'état de contraintes calculé devrait provoquer la rupture de la résine. Cela explique a priori la présence de fissures dans cette région des éprouvettes en « L » cloutés.

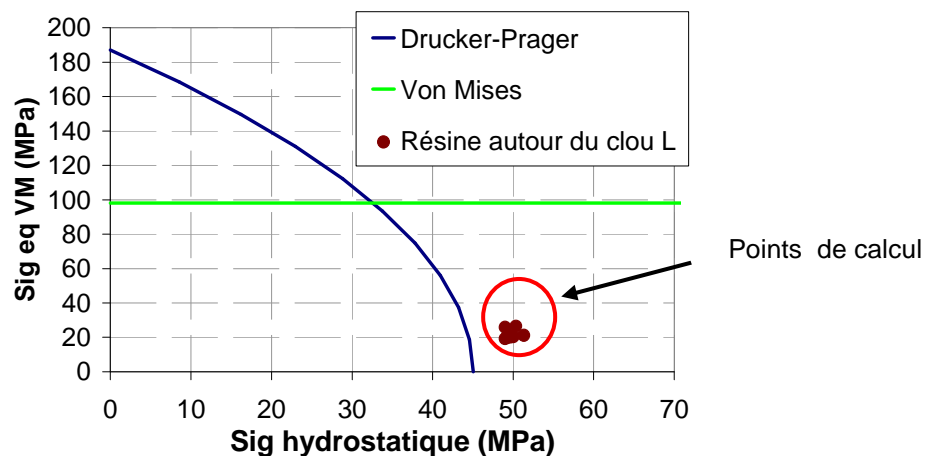


Figure V-8 : Etat de contraintes de la résine autour du clou sur en éprouvette en « L »

V.2.4.1 Conclusions partielles

Le résultat précédent montre que le refroidissement après polymérisation des assemblages cloutés crée des sollicitations triaxiales dans les poches de résine qui peuvent produire sa fissuration et qui pourrait être à l'origine des fissures observées sur les éprouvettes. Ainsi, il paraît important d'éviter la présence des poches de résine pendant la

fabrication, soit en minimisant les espaces vides dans la préforme, soit en introduisant des inserts en matériau souple aux endroits susceptibles de présenter des poches.

V.3 ASSEMBLAGE EN « L » NON CLOUTE

V.3.1 Présentation du modèle

Un modèle numérique est développé pour étudier le comportement des assemblages non cloutés en L. Il s'agit de la configuration non cloutée de référence où le pli supérieur de la peau est orienté à 90° . L'interface peau/voile est donc du type $0^\circ/90^\circ$. Les détails de ce type de configuration sont donnés au paragraphe §IV.2.3.1. On a vu dans le chapitre précédent que le mode de rupture en arrachement et en dépliage de ce type de jonction présente des similitudes notamment au niveau de la zone d'initiation des fissures. Ainsi, on cherchera à établir un critère permettant de prédire la rupture de ce type d'assemblages.

Le modèle numérique est développé à l'aide du logiciel SAMCEF. Il représente la partie des éprouvettes sollicitée lors des essais, à savoir, la région de la peau entre les appuis et la zone du pied de nervure jusqu'à la zone d'application de l'effort. Le maillage du modèle est présenté Figure V-9.

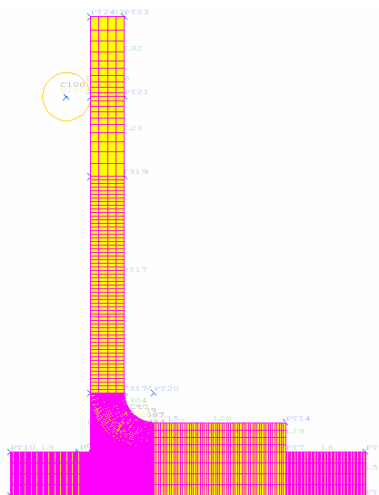


Figure V-9 : Maillage du modèle d'assemblage non clouté en « L »

Les éprouvettes et les sollicitations à étudier présentent une symétrie dans le sens de la largeur. Ainsi, on utilisera un modèle 2D sous l'hypothèse de contraintes planes. Cela va permettre de mailler très finement certaines zones tout en conservant des temps de calcul raisonnables.

Les stratifiés de la peau et du pied de nervure sont maillés avec des éléments quadrangulaires. Quatre éléments dans l'épaisseur sont utilisés sauf dans la zone de la peau en

dessous de la tresse où le maillage est plus raffiné. Le raffinement du maillage à cet endroit est justifié car il s'agit de la zone critique de l'assemblage. En effet, l'analyse post-mortem des éprouvettes testées en flexion et en arrachement a montré que les fissures qui causent la ruine de la structure sont amorcées sur la partie extérieure de l'interface peau/pied de nervure. L'analyse micrographique des éprouvettes avant essai a montré la présence d'un rayon de raccordement d'environ 0,4mm entre la surface supérieure de la peau et la surface extérieure du voile. Ce rayon est composé des fibres du pli supérieur de la peau (90°) qui remontent légèrement vers la zone où la tresse est située. La Figure V-10 montre une photo et un schéma de la zone du rayon de raccordement où les fissures apparaissent.

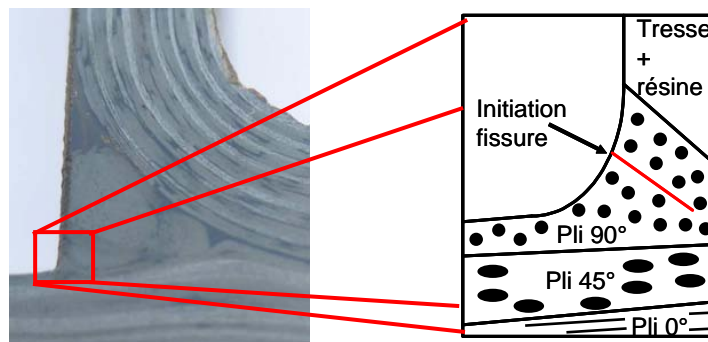


Figure V-10 : Détail de la géométrie de l'interface peau/voile est position de la zone d'amorçage de fissure

A partir des résultats de cette analyse, le modèle incorpore la microstructure de la région de l'interface comme le montre la Figure V-11.

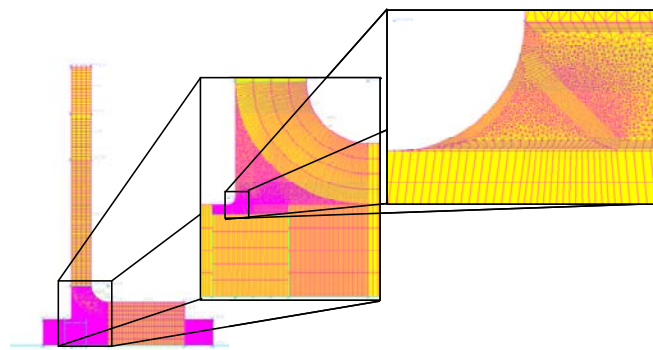


Figure V-11 : Maillage du rayon de raccordement entre la peau et le voile.

La zone du rayon de raccordement est maillée avec des éléments triangulaires. Des bandes d'éléments quadrangulaires sont utilisées près de la surface libre extérieure afin d'obtenir des distributions de contraintes plus uniformes. De même, le maillage permet de créer une fissure au niveau du rayon de raccordement pour réaliser des calculs de taux de restitution d'énergie. Sur ces bandes, la taille des éléments est de l'ordre de 0,01 mm. Cette

taille a été obtenue après des tests de convergence numérique. Ces deux derniers détails peuvent être observés sur la Figure V-12.

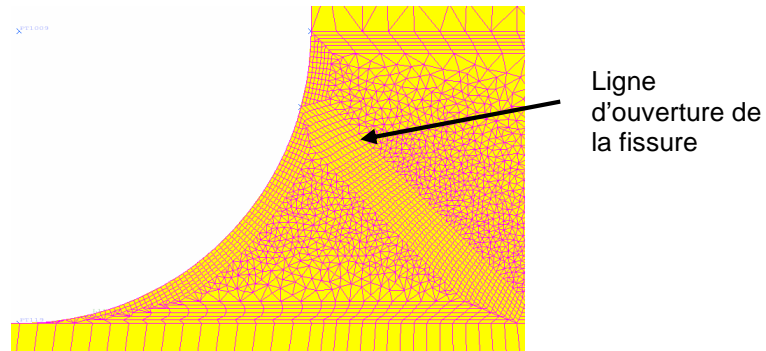


Figure V-12 : Maillage raffiné autour du rayon de raccordement

Le raccordement entre les zones maillées finement et les zones maillées plus grossièrement est assuré par une zone de transition. Dans le cas des maillages non coïncidant, un collage est réalisé

Les propriétés matériaux appliqués aux différentes zones du modèle sont données Tableau V-1 et Tableau V-2 .

Le matériau de la zone de la tresse est un matériau équivalent avec un module élastique E_t de 9000 MPa et ν_{lt} égal à 0,32.

Les conditions limites appliquées à la simulation de l'essai d'arrachement et de dépliage sont schématisées sur la Figure V-13.

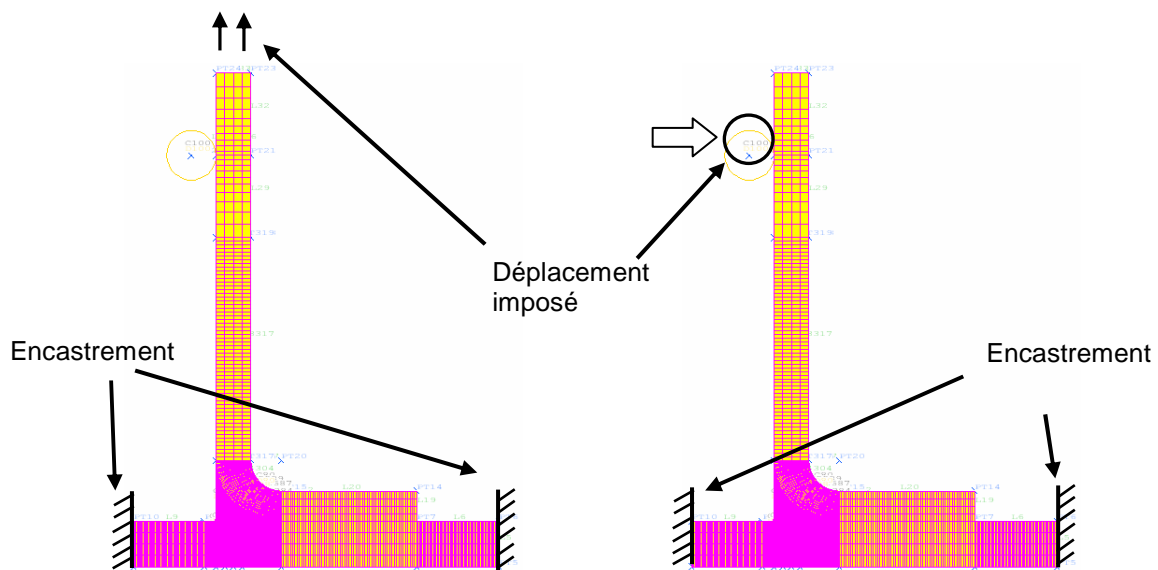


Figure V-13 : Conditions aux limites des essais d'arrachement (gauche) et de dépliage (droite)

V.3.2 Résultats

Des simulations linéaires ont été réalisées sur le modèle présenté ci-dessus afin de calculer la raideur des assemblages ainsi que l'état de contraintes de l'interface peau/voile.

Dans le cas de l'essai d'arrachement, on compare les mesures des jauges extensométriques avec les déformations calculées. La Figure V-14 montre les valeurs mesurées comparées au calcul. On avait montré dans le chapitre §IV.3 que les mesures des jauges extensométriques présentent des valeurs initiales non nulles due à l'hyperstaticité du montage. Les déformations initiales correspondent d'après les calculs à un déplacement horizontal de la partie supérieure du voile de 2,25 mm dû aux désalignements du montage et de l'éprouvette.

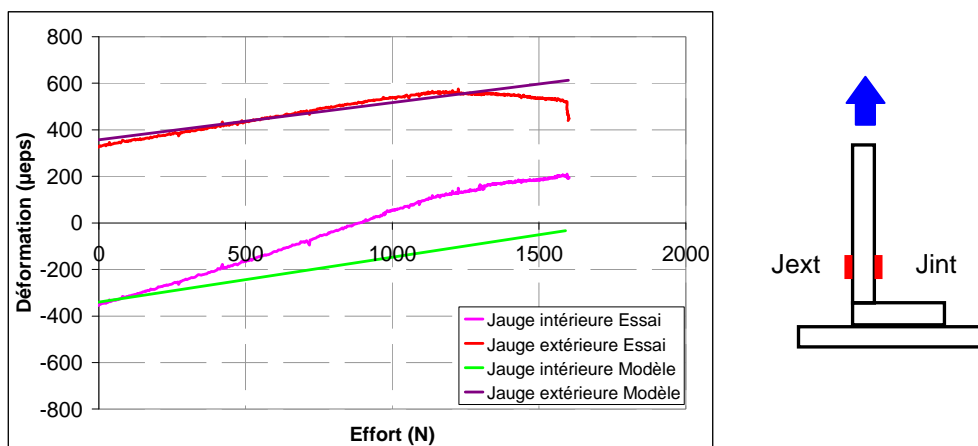


Figure V-14 : Comparaison essai/calcul de la déformation mesurée par les jauges. Essai d'arrachement sur « L » non clouté

Les déformations liées à l'effort de traction sur le voile montrent une bonne corrélation sur la jauge extérieure tandis que sur la jauge intérieure, elles sont sous-estimées.

Dans le cas de l'essai de dépliage, on compare aussi les mesures des jauges avec la simulation. La Figure V-15 montre cette comparaison où on voit une bonne corrélation entre essai et calcul pour les deux côtés du voile.

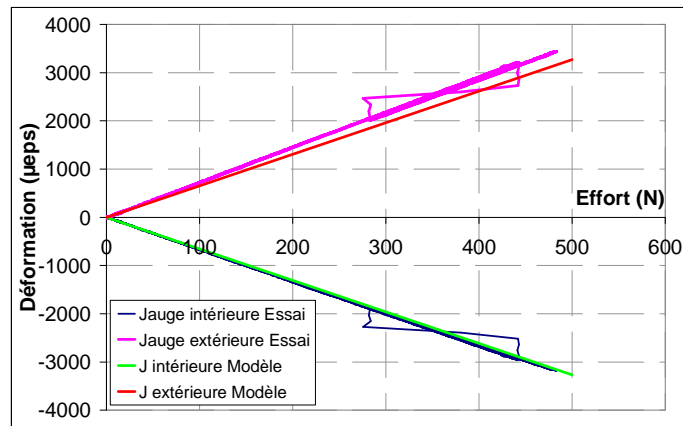


Figure V-15 : Comparaison essai/calcul des déformations des jauges. Essai de dépliage sur « L » non clouté

On compare sur la Figure V-16 l'évolution de l'effort en fonction du déplacement de l'appui pendant l'essai de dépliage. On observe aussi une bonne corrélation sur la première partie linéaire où l'éprouvette est encore intacte.

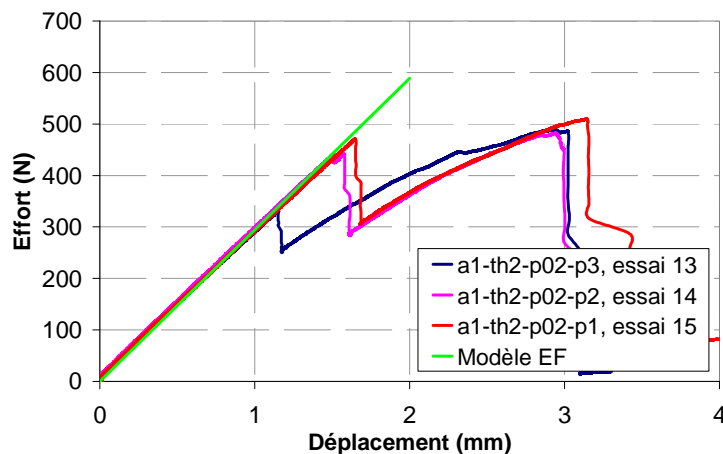


Figure V-16 : Comparaison essai/calcul de l'évolution de l'effort. Essai de dépliage sur « L » non clouté

On s'intéresse maintenant à l'état de contraintes sur le rayon de raccordement au moment de l'apparition des fissures. On rappelle que les efforts limites des éprouvettes en arrachement et dépliage sont respectivement de 1545 N et 414 N. En arrachement et en dépliage, la région du rayon de raccordement est soumise principalement à un état de contraintes de traction pure. La Figure V-17 montre les directions principales dans cette zone suite au calcul en arrachement où on observe effectivement une composante importante de traction parallèle à la ligne extérieure du rayon.

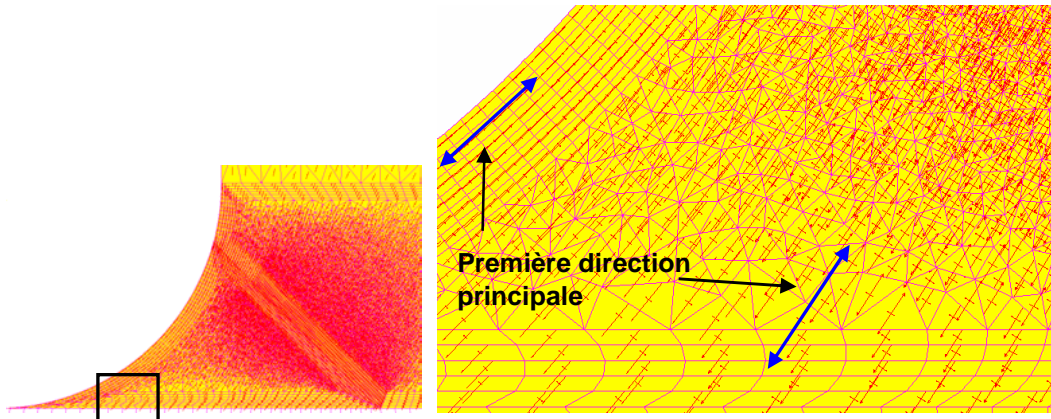


Figure V-17 : Directions principales sur le rayon de raccordement. Simulation d'essai d'arrachement

La distribution de la contrainte principale (σ_1) en arrachement est présentée sur la Figure V-18.

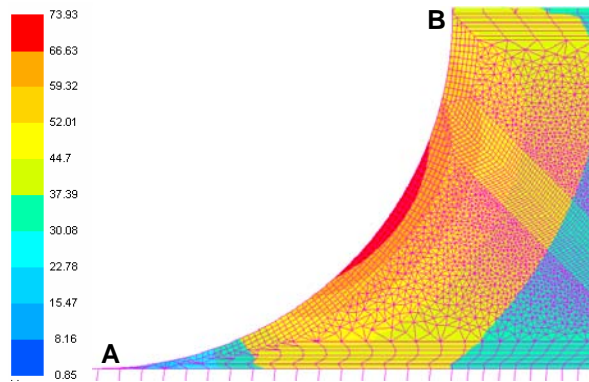


Figure V-18 : Distribution de σ_1 sur le rayon de raccordement. Essai d'arrachement, effort appliqué=1545N

La figure ci-dessus montre une concentration de contraintes sur la partie extérieure du rayon de raccordement aux alentours du point central. La distribution de contraintes lors de l'essai de dépliage présente une allure très semblable. On remarque que cette sollicitation de traction sur le rayon de raccordement est perpendiculaire aux fibres sur cette zone car le rayon est composé du pli supérieur de la peau à 90° (cf. Figure V-10). Ainsi, si l'on compare les distributions le long de la partie extérieure du rayon des deux sollicitations, on obtient les courbes de la Figure V-19. Les points A et B correspondent aux points tangents avec la peau et avec le voile respectivement (cf. Figure V-18).

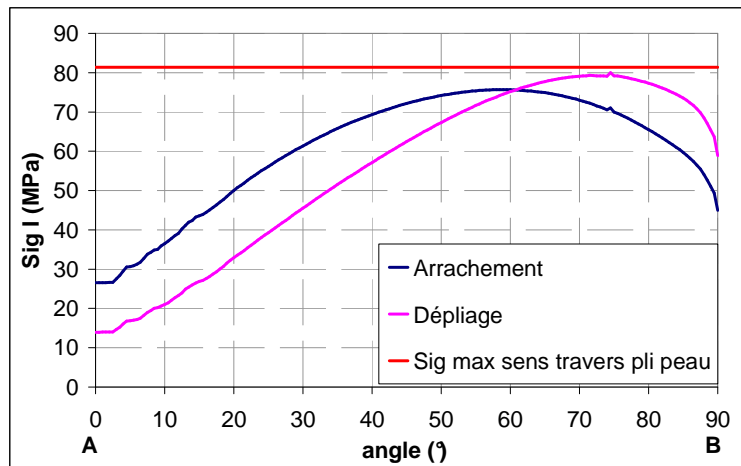


Figure V-19 : Distribution de σ_I sur le rayon de raccordement en arrachement et dépliage à l'effort de fissuration

Les valeurs maximales des contraintes sont de 76 MPa en arrachement et 80 MPa en dépliage. Elles sont très proches entre elles et très légèrement inférieures à la contrainte à rupture en sens travers du pli de la peau qui est égale à 81MPa [GILAT 2002].

Ainsi, la cause probable de la fissuration en arrachement et dépliage des éprouvettes en « L » non cloutés est la concentration de contraintes au niveau du rayon de raccordement. L'application du critère de rupture en contraintes maximales à partir des simulations réalisées aurait donnée des efforts de fissuration de 1647 N en arrachement et 419 N en dépliage, c'est qui suppose une surestimation de 7% et 1% respectivement par rapport aux valeurs mesurées en essai.

Sollicitation	Essai (N)	Calcul (N)	Erreur
Arrachement	1545	1647	+ 7 %
Dépliage	414	419	+ 1 %

Tableau V-4 : Comparaison de la charge de fissuration obtenue en essai et par simulation sur les assemblage en L non clouté

Les analyses réalisées montrent l'importance de représenter finement la géométrie locale de la pièce afin d'obtenir une bonne estimation de sa tenue.

V.4 MODELISATION DES ASSEMBLAGES CLOUTES

Ce paragraphe est consacré à la modélisation numérique des assemblages cloutés soumis à des sollicitations mécaniques d'arrachement, cisaillement et dépliage. On décrira d'abord le modèle qui simule le comportement d'un clou dans un assemblage pour ensuite présenter les différentes modélisations des jonctions en « T » ou en « L » testées auparavant.

V.4.1 Comportement du clou et sa modélisation

Les clous sont modélisés par des éléments poutre sur toute la longueur du clou de la même manière que a été fait sur le modèle utilisé pour le calcul des contraintes thermiques. Cependant, pour simuler le comportement en arrachement, cisaillement ou dépliage des assemblages, on remplace les éléments poutre à l'interface peau/pied de nervure par des éléments qui simulent le déchaussement et la rupture des clous.

Les éléments qui modélisent le déchaussement et la rupture en cisaillement du clou sont des éléments ressorts. Ces éléments lient les nœuds des clous de part et d'autre de l'interface par des forces qui sont fonction du déplacement relatif des nœuds. La Figure V-20 montre le principe.

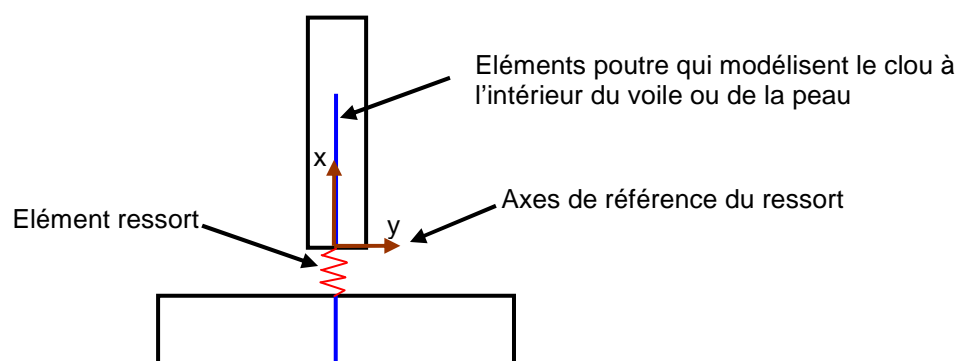


Figure V-20 : Principe de modélisation du comportement des clous à l'intérieur du modèle de jonction

Les nœuds liés par le ressort appartiennent aux éléments qui représentent les clous à l'intérieur des stratifiés. Les forces et les déplacements relatifs sont calculés sur un repère dont l'axe X est aligné avec le clou. Ainsi, la force et le déplacement sur l'axe X correspondent à l'effort et au déplacement en traction tandis que sur les axes Y et Z, on représente le comportement en cisaillement.

L'analyse expérimentale sur les jonctions cloutées (§IV) a montré que sur les assemblages testés, les clous sont sollicités principalement en traction et en cisaillement. Le comportement en arrachement et en cisaillement du clou est modélisé à partir des essais élémentaires présentés dans le chapitre §III. Ainsi, le clou implanté dans le stratifié est modélisé en traction en se basant sur les essais d'arrachement du clou noyé dans la résine. De même, le clou en cisaillement est modélisé à partir des essais élémentaires de caractérisation du clou.

Concernant le comportement en traction, il présente l'allure donnée par la Figure V-21 qui schématise la réponse en arrachement du clou noyé dans la résine.

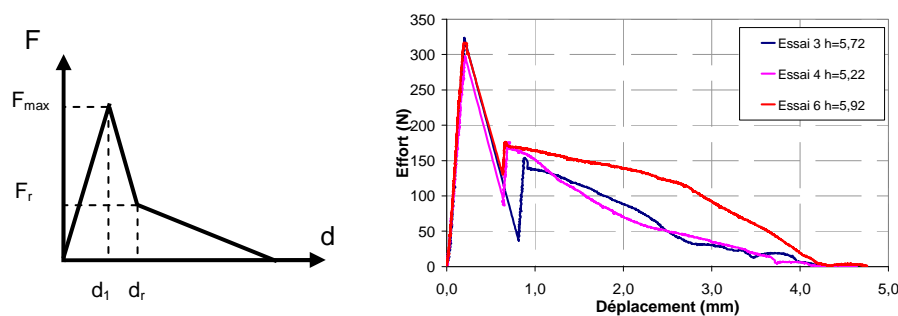


Figure V-21 : Réponse en traction du clou : modèle (gauche) et essai (droite)

La valeur de la tenue (F_{max}) est déterminée à l'aide du modèle de Zhang présenté au chapitre §III. Ce modèle permet d'estimer la tenue en arrachement du clou à partir de la longueur d'enfoncement. Il est rappelé sur la Figure V-22.

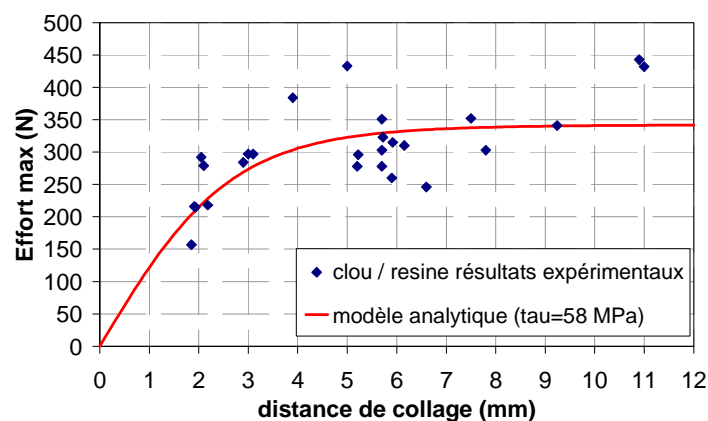


Figure V-22 : Modèle analytique pour estimer la tenue en arrachement du clou noyé dans la résine

Dans le cas présent, la longueur d'enfoncement correspond à l'épaisseur de la peau au niveau du cloutage et puisque elle est la même sur toutes les configurations testées, la tenue sera aussi la même. Ainsi, à partir d'une épaisseur de peau de 7 mm on obtient une tenue de

336N. La force de friction (F_r) est estimée à partir des valeurs d'essais à 250N. Le déplacement d_1 est fixé à $2.24 \cdot 10^{-5}$ mm compte tenu d'une raideur donnée au clou de $1,5 \cdot 10^{-7}$ N/mm. Cette valeur de raideur est issue d'une étude paramétrique qui a montré un insensibilité des résultats à partir d'une valeur de l'ordre de 10^{-6} N/mm. Le déplacement d_r est fixé arbitrairement égal à deux fois d_1 . Enfin, la distance à laquelle l'effort est égal à zéro correspond aussi à l'épaisseur de la peau.

Le comportement en cisaillement du clou est déduit des essais de cisaillement sur clou détaillés en §III.2.3 et présenté Figure V-23.

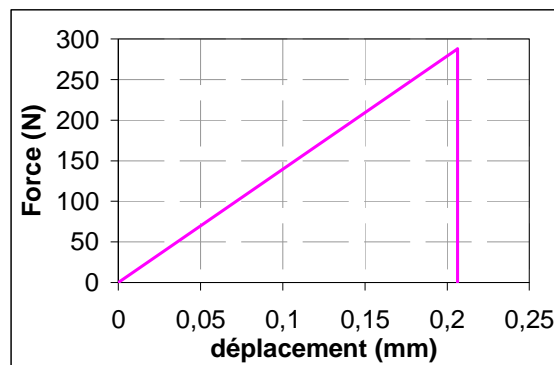


Figure V-23 : Loi de comportement du clou en cisaillement

V.4.2 Arrachement et dépliage

Des modèles d'assemblages cloutés en « L » et « T » sont développés pour simuler le comportement en arrachement et dépliage des jonctions. Dans ce type de sollicitation, les clous travaillent principalement en traction.

V.4.2.1 « L » clouté

Pour la modélisation des jonctions en « L » cloutées en arrachement et dépliage on a employé un modèle 2D du fait de la symétrie des éprouvettes et de la sollicitation. Le modèle représente les éprouvettes en « L » cloutées avec clous de 40mm (cf. Figure V-24).

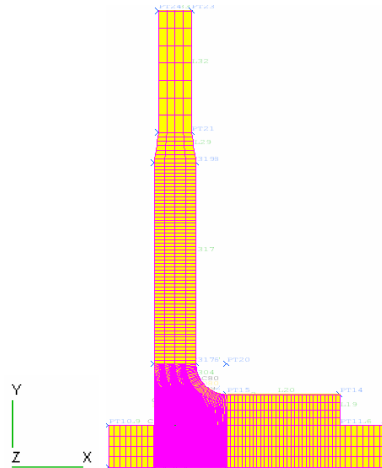


Figure V-24 : Maillage du modèle d'assemblage en « L » clouté

La peau et le pied de nervure sont modélisés avec des éléments quadrangulaires qui prennent en compte l'orientation des plis des stratifiés sous l'hypothèse de contraintes planes. Les clous sont modélisés par des éléments 1D qui ont une section équivalente à celle des clous par unité de profondeur de l'éprouvette. A l'interface peau/pied de nervure, les clous sont modélisés suivant le principe présenté dans le paragraphe précédent §V.4.1.

Les propriétés matériau appliquées aux différentes parties du modèle sont présentées sur le Tableau V-1 et le Tableau V-2.

Les conditions aux limites appliquées au modèle sont un encastrement de la peau au niveau des fixations. Pour le chargement en arrachement, un déplacement vertical sur la partie supérieure du voile est imposé. Dans le cas du dépliage, un déplacement suivant la direction X est imposé au voile.

V.4.2.1.1 Arrachement

Le modèle en arrachement a pour objectif le calcul de la tenue de la jonction. Dans cette optique, on suppose que les efforts transitent seulement par les clous et ainsi on ne modélise pas l'interface de résine entre la peau et le pied de nervure. Cette hypothèse est basée sur les résultats expérimentaux présentés en §IV.3.2 où on a vu que les jonctions en « L » cloutées supportent des efforts jusqu'à quatre fois supérieurs à ceux des jonctions non cloutées. La Figure V-25 montre la déformée du modèle où on voit clairement la modélisation proposée.

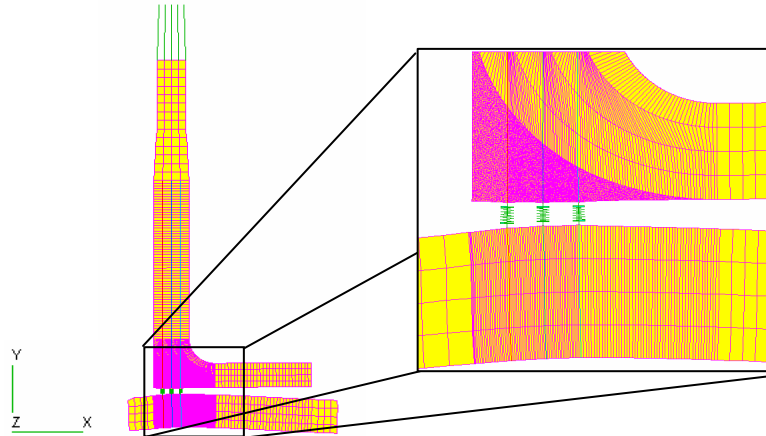


Figure V-25 : Déformée en arrachement du modèle de jonction en « L » avec détail sur l'interface

La Figure V-26 montre les courbes effort/déplacement obtenues par simulation et par essai. Malgré une raideur légèrement plus importante de la simulation, un bon accord est observé entre les deux courbes, notamment au niveau de l'effort maximum. La différence de raideur peut s'expliquer par le fait que l'encastrement de la peau lors des essais n'est pas parfait. En effet, un serrage trop important des plaques de fixation introduit sur les éprouvettes des surcontraintes à l'interface peau/voile. Afin d'éviter cette sollicitation parasite, il a été choisi d'appliquer un serrage léger.

La courbe de l'effort calculé par simulation présente une irrégularité sur la montée à 4760N. Cette irrégularité correspond au déchaussement de la ligne de cloutage la plus extérieure (valeur de X la plus faible). Ainsi, à partir de cette charge, les clous de la première ligne supportent les efforts seulement par friction. La simulation permet ainsi d'estimer le moment de déchaussement des premiers clous qui pourrait correspondre à l'effort limite de l'assemblage. On a vu sur les résultats expérimentaux que cet effort est difficile à évaluer dû à la présence de fissures sur les éprouvettes avant essai.

La tenue maximale calculée avec le modèle, de 5343 N, est seulement 5% inférieure à la tenue moyenne mesurée en essai de 5598 N. L'écart est inférieur à la dispersion expérimentale.

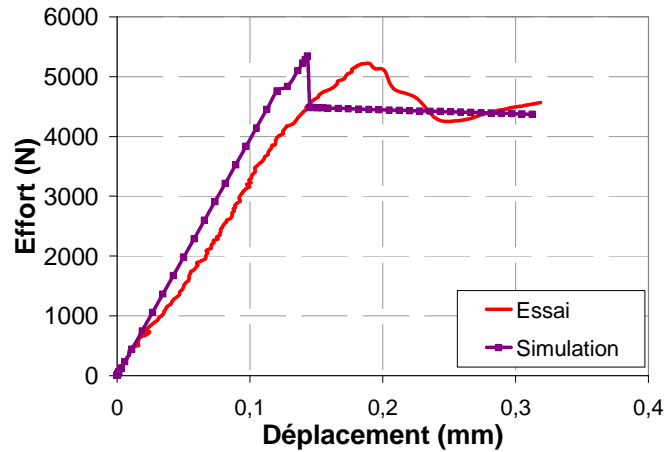


Figure V-26 : Comparaison essai/calcul de l'évolution de l'effort en fonction du déplacement lors d'un essai d'arrachement sur « L » clouté

V.4.2.1.2 Dépliage

Le modèle de « L » clouté en dépliage est quasi identique à celui utilisé pour simuler l'arrachement. La seule différence provient du fait que cette fois, l'interface entre la peau et le pied de nervure est considérée fissurée jusqu'à la fin de l'ondulation des plis de la peau. Une telle longueur de fissure est justifiée par l'analyse expérimentale du comportement où il a été observé que la rupture de l'éprouvette arrive par rupture du pied de nervure avant que la fissure à l'interface ne se propage totalement (Figure V-27).

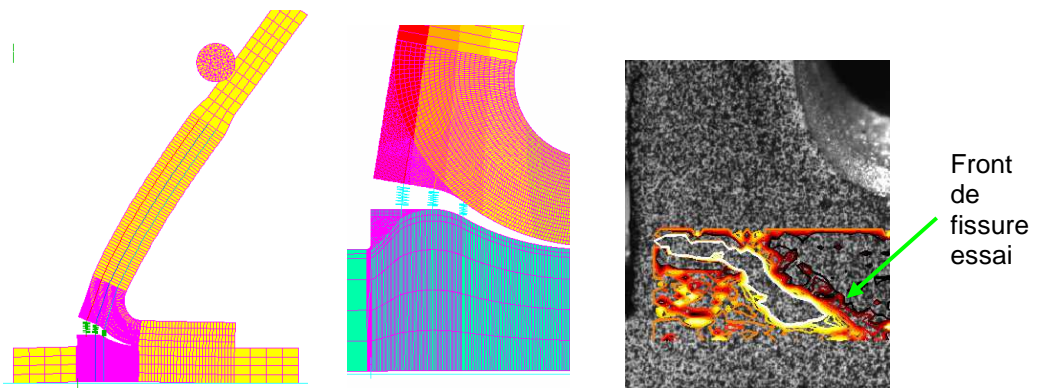


Figure V-27 : Déformée du modèle de « L » clouté en dépliage, détail de l'ouverture de fissure et comparaison avec l'ouverture de fissure mesurée en essai

La Figure V-28 montre les courbes effort/déplacement de l'essai et la simulation.

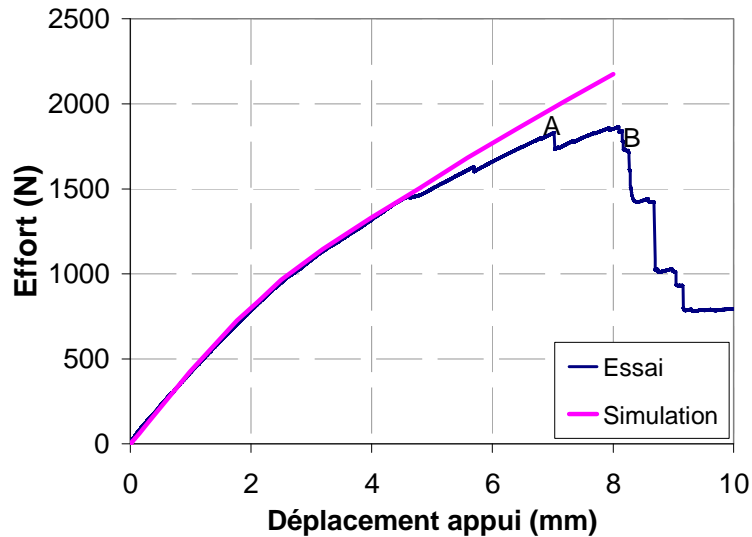


Figure V-28 : Comparaison essai/calcul du comportement en dépliage des jonctions en « L » cloutée

On observe une très bonne corrélation essai/calcul pour des efforts inférieurs à 1500N. A ce niveau d'effort, la fissure entre le pied de nervure et la semelle se propage sur quelques millimètres et fait diminuer ainsi la raideur de l'éprouvette. On observe ce phénomène sur la Figure V-29 où on compare le modèle de référence et l'essai avec un modèle où la fissure est 2 mm plus longue que le modèle de référence.

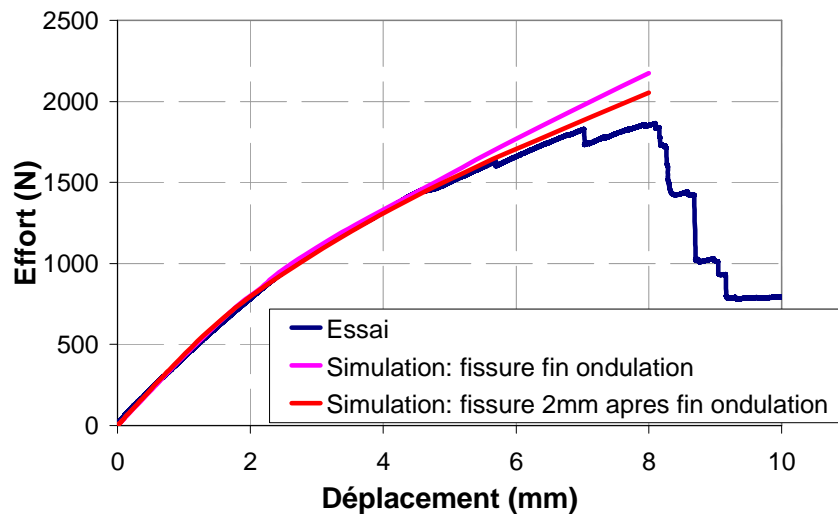


Figure V-29 : Comparasion essai/calcul du modèle de référence et d'un modèle avec une fissure 2 mm plus longue

Les chutes d'effort enregistrées en essai (points A et B, Figure V-28) ne sont pas reproduites par le modèle car elles sont dues au délaminage (A) et la rupture (B) des plis sur le coude du pied de nervure, phénomènes qui ne sont pas pris en compte pour le modèle. Le

critère de delaminage de Hashin a été appliqué au modèle. Le critère est atteint pour des valeurs d'effort appliqué de 2500N environ, loin des 1800 N retrouvés en essai. L'écart peut s'expliquer par le fait que le modèle considère une géométrie parfaite des plis du coude alors qu'en réalité ils sont perturbés par la présence des clous. Une fois que le délaminage s'est produit, la raideur en flexion diminue et, par conséquent, les contraintes axiales sur les différents plis, notamment ceux orientés à 0° , augmentent fortement. C'est ainsi que la ruine de la pièce arrive par rupture en compression des plis du coude du voile (point B).

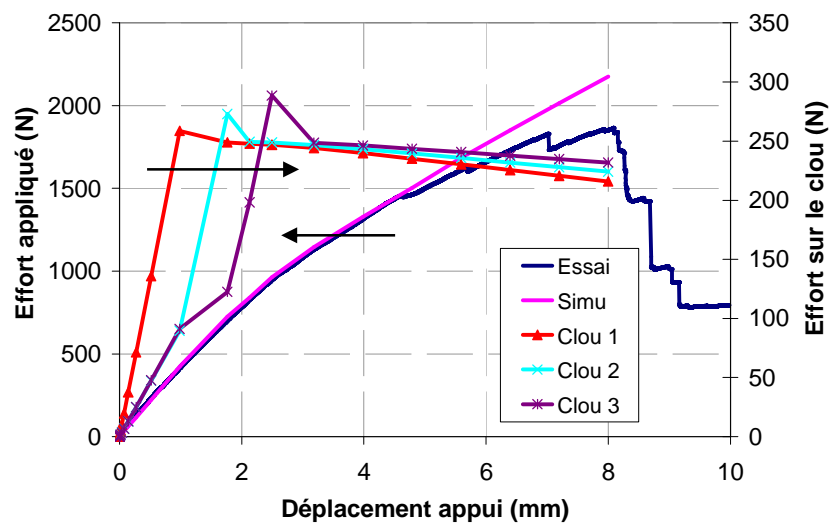


Figure V-30 : Séquence de déchaussement des clous sur le modèle de « L » clouté en dépliage

La Figure V-30 montre les efforts supportés par les trois lignes de cloutage en fonction du déplacement de l'appui pendant la simulation de l'essai de dépliage. Sur ce graphique, on lit les efforts sur les clous des courbes nommés « Clou 1 », « Clou 2 » et « Clou3 » sur l'axe des ordonnées situé à droite et l'effort total appliqué sur l'axe à gauche. D'après la simulation, les clous de la ligne de cloutage 1 (située le plus à gauche sur la Figure V-27) déchaussent à un effort appliqué de 420 N environ. Ainsi, ce niveau d'effort correspondrait à l'effort limite des jonctions en « L » cloutée car au delà de cet effort, les clous sur cette ligne résisteront seulement en friction. Une fois que le troisième clou est déchaussé pour un effort appliqué de 1100 N environ, la fissure se propage à l'interface peau/semelle de manière stable. Cela est dû au fait que à mesure que la fissure avance, elle s'éloigne des lignes de cloutage et augmente ainsi le bras de levier par rapport à celles-ci. En augmentant le bras de levier, les contraintes d'ouverture en front de fissure diminuent et donc l'effort appliqué doit augmenter pour atteindre des contraintes en front de fissure capables de faire propager de nouveau la fissure.

A titre de perspective sur l'étude du dépliage des « L » cloutés, il serait intéressant de réaliser des essais et les arrêter avant la rupture totale pour analyser l'état des clous à de faibles efforts et estimer expérimentalement ainsi l'effort limite.

V.4.2.2 « T » clouté

La configuration en « T » avec clous de 40mm de longueur sur trois lignes de cloutage est modélisée avec un modèle 3D présenté sur la Figure V-31.

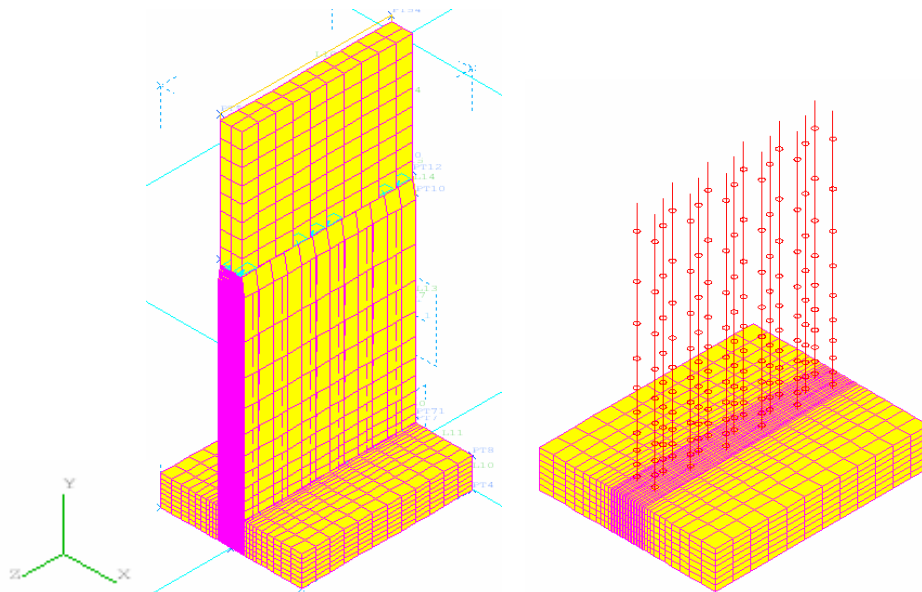


Figure V-31 : Maillage du modèle d'assemblage en « T » clouté et vue des clous à l'intérieur du voile

Comme dans le cas du « L » clouté en arrachement, à l'interface entre la peau et le voile on trouve seulement les éléments ressort qui modélisent le clou. Les propriétés matériaux sont les mêmes que celles utilisées sur les modèles précédents. De même, les conditions aux limites appliquées pour la simulation en arrachement et en dépliage sont l'encastrement des sections de la peau à 10 mm du voile comme sur les essais.

V.4.2.2.1 Arrachement

Le modèle présenté ci-dessus est utilisé pour calculer la tenue des éprouvettes en arrachement. On retrouve par le calcul une tenue de 5560 N, 10% supérieure à la tenue moyenne mesurée en essai. L'écart reste acceptable compte tenu des dispersions retrouvés sur les essais d'arrachement de clou. D'après la simulation, le déchaussement des clous est simultané sur les trois lignes de cloutage et il se produit à l'effort maximum.

V.4.2.2.2 Dépliage

L'essai de dépliage est modélisé en appliquant un déplacement sur le voile suivant l'axe X à l'aide d'un appui. La Figure V-32 montre la déformée du modèle lorsque le déplacement de l'appui atteint 5mm.

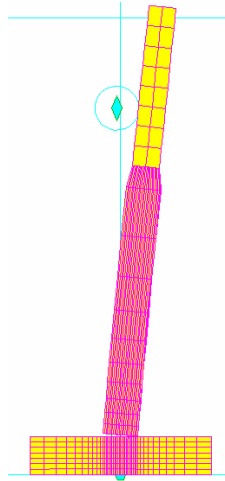


Figure V-32 : Déformée en dépliage du modèle d'assemblage en « T » clouté

La Figure V-33 présente le résultat de la simulation comparé aux essais. La simulation montre globalement un bon accord. Toutefois, on remarque une différence au moment de la rupture de pente lorsque l'effort atteint 150 N. En effet, le modèle présente un premier changement de pente à 115 N correspondant au déchaussement de la première ligne de cloutage puis un deuxième changement plus marqué à 150 N correspondant au déchaussement de la deuxième ligne. Les essais ont montré un seul changement de pente à un effort moyen légèrement supérieur de 165 N. Cet écart provient très probablement du fait que le modèle considère une géométrie parfaite de la position des lignes de cloutage et des lois de comportement identiques pour tous les clous. Dans la réalité, les lignes de cloutage ne sont pas exactement sur la position théorique et ainsi des petites différences peuvent augmenter leur tenue en flexion.

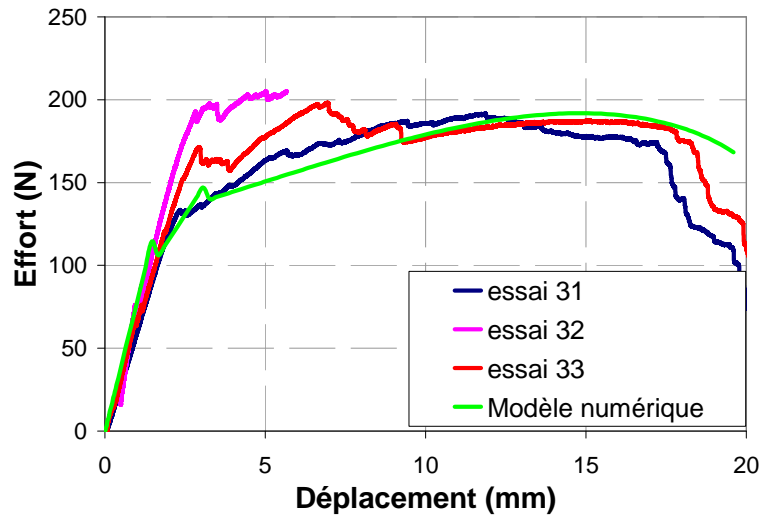


Figure V-33 : Comparaison essai/calcul lors de l'essai de dépliage sur T clouté

La simulation représente bien le plateau d'effort apparu après le déchaussement des deux premières lignes de cloutage. Pendant cette phase, ils supportent les efforts seulement par friction.

V.4.3 Cisaillement

V.4.3.1 « T » clouté

Pour les essais en cisaillement sur « T » clouté avec clous de 40mm , le modèle est très similaire à celui présenté en §V.4.2.2 avec une symétrie par rapport au plan 0ZY. La Figure V-34 montre le modèle où on observe l'élément rigide qui simule la bride d'introduction des efforts. Le contact à l'interface entre la peau et le voile est modélisé pour éviter la pénétration d'éléments dans la zone de l'interface en compression. De même, le contact entre la surface inférieure de la peau et le plan 0XZ est modélisé pour représenter le fait que la peau est placée sur un outillage qui lui empêche de suivre des déplacements en Y négatifs.

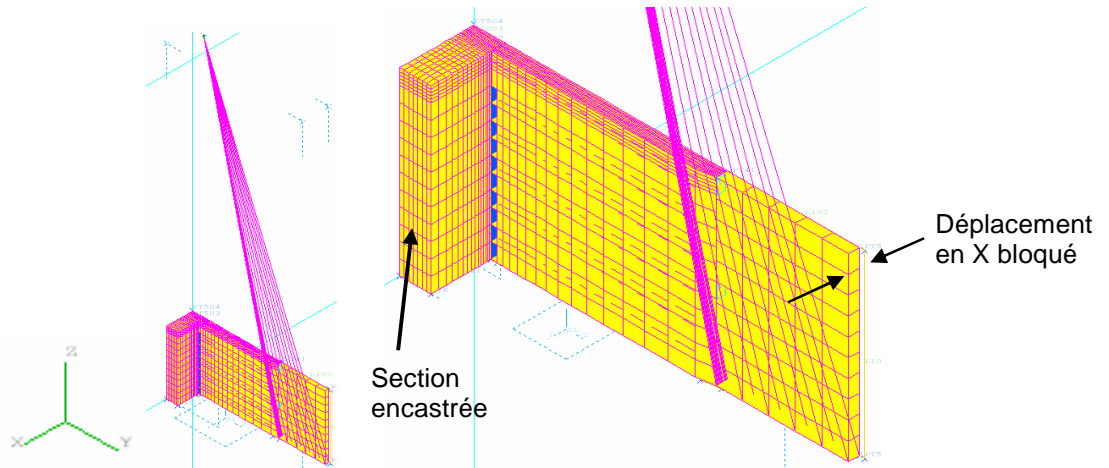


Figure V-34 : Modèle d'assemblage en « T » pour simuler l'essai de cisaillement

Les conditions limites appliquées sont l'encastrement de la peau à 10mm du voile. On bloque aussi le déplacement sur X des nœuds du voile sous la bride car la bride ne peut pas tourner autour de l'axe Z.

La Figure V-35 montre la déformé du modèle. On observe l'ouverture de l'interface sur la partie inférieure de l'image.

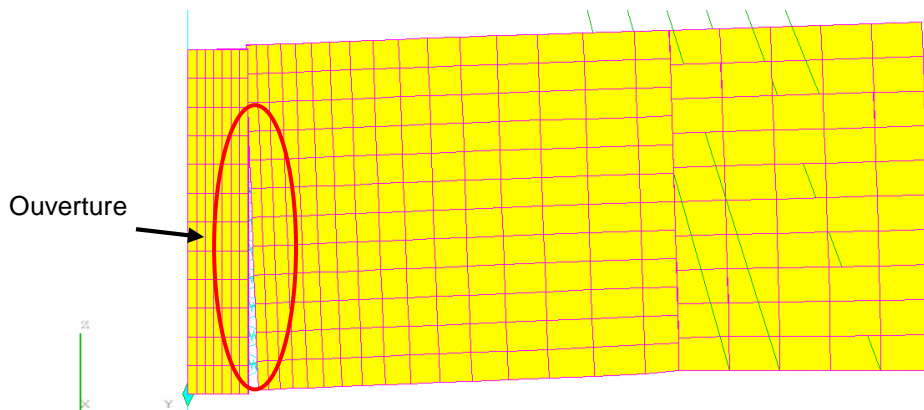


Figure V-35 : Déformé du modèle en cisaillement, déplacement appliqué = 1.7mm

Les résultats de la simulation sont comparés aux essais Figure V-36. On rappelle que le comportement expérimental en cisaillement des jonctions en « T » cloutés dépend de l'orientation relative des clous par rapport à la charge. Aussi, sur le graphique on a tracé les courbes pour les deux configurations testées.

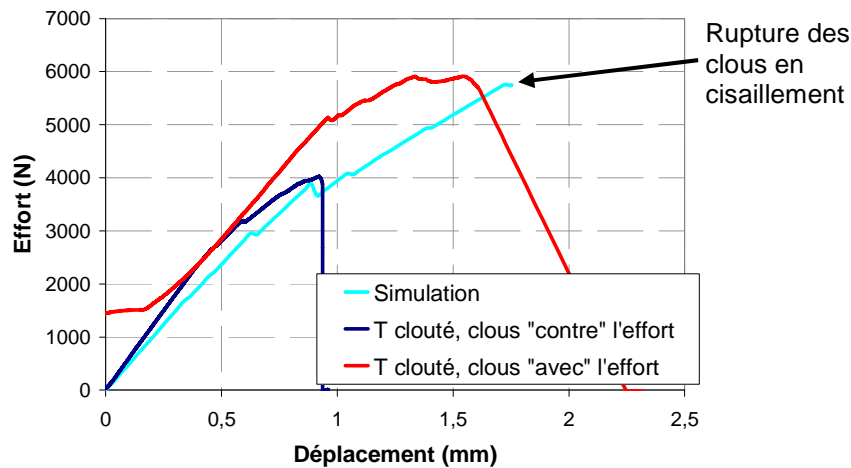


Figure V-36 : Comparaison essai/calcul de l'évolution de l'effort appliqué lors de l'essai de cisaillement sur « T » clouté

La courbe obtenue par simulation présente une raideur légèrement inférieure aux essais. L'écart est probablement dû au fait que le modèle ne représente pas la couche de résine à l'interface peau/voile qui doit rigidifier légèrement l'éprouvette en cisaillement même si cette couche est fissurée.

La Figure V-37 montre l'évolution de l'effort axial supporté par trois clous en fonction du déplacement imposé pendant l'application de l'effort global de cisaillement. Le « clou 1 » correspond au clou situé au plus bas (valeur de Z plus faible) sur la zone de l'interface qui voit la composante en traction la plus élevée. Au contraire, le « clou 6 » est situé sur la partie haute au plus près de la liaison rotule à travers de laquelle on applique l'effort. Sur le même graphique on superpose l'effort total appliqué afin de situer le comportement de chaque clou par rapport au comportement global de la jonction. On lit les efforts sur les clous sur l'axe d'ordonnées à gauche et l'effort global sur l'axe à droite. D'après la simulation, le premier clou à déchausser est le « clou 1 » situé au plus bas de l'éprouvette. Cela se produit pour un effort appliqué de 2000N, valeur relativement faible par rapport à l'effort maximum. Le « clou 6 » est d'abord sollicité en compression mais les efforts basculent à des efforts de traction vers 2500N et il déchausse finalement pour un effort appliqué de 4000N. A partir de ce moment tous les clous sont déchaussés et supportent les efforts de traction par friction. Pendant tout ce temps, les clous sont sollicités aussi en cisaillement par des efforts qui augmentent progressivement avec l'effort appliqué. La rupture finale arrive lorsque l'effort en cisaillement sur le clou 6 et 4 atteint la valeur maximale de 298N (Figure V-38).

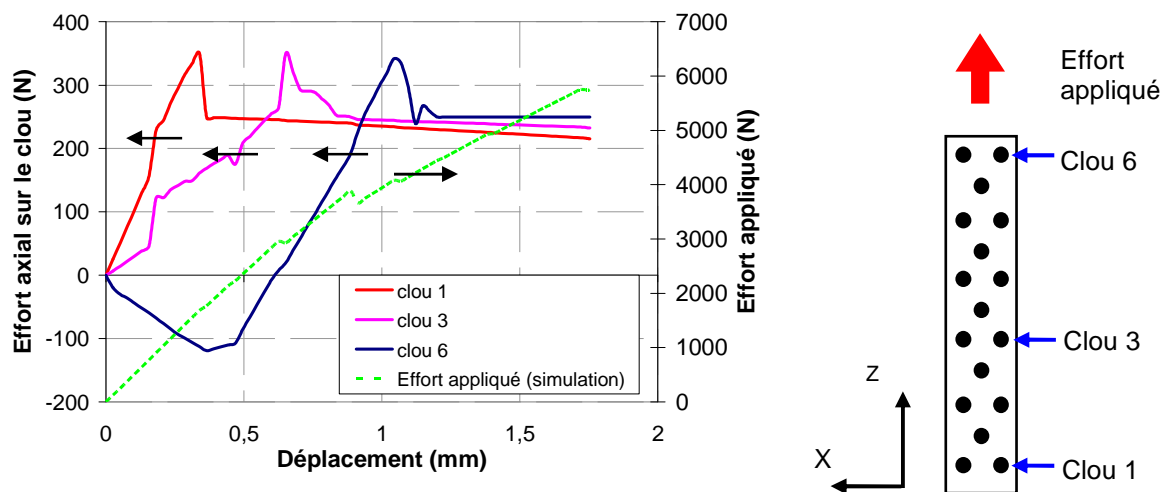


Figure V-37 : Efforts axiaux sur les clous lors de l'essai de cisaillement. A droite, schéma de la position de ces trois clous sur le motif de cloutage

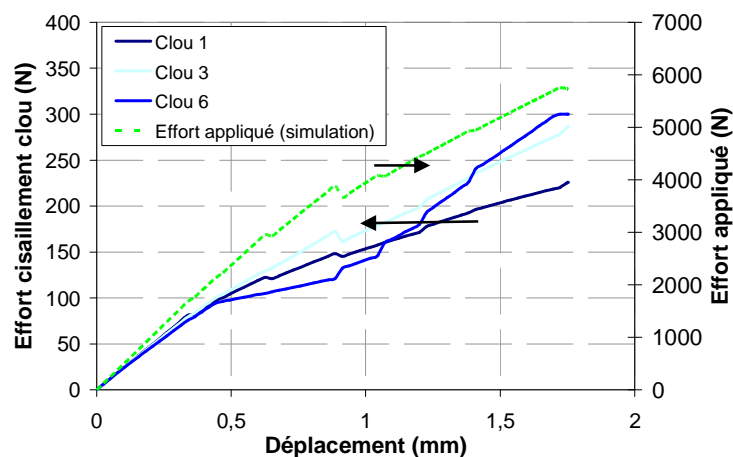


Figure V-38 : Efforts de cisaillement sur les clous au cours de l'essai de cisaillement

On a vu que la simulation montre un comportement généralisé des clous en traction. Cela explique pourquoi la tenue calculée avec ce modèle est proche de la tenue mesurée en essai lorsque les clous de la jonction sont orientés « avec » la charge. En effet, on a vu dans le chapitre §IV.4.2.2.1 que lorsque les clous sont orientés avec la charge ils ont davantage tendance à travailler en arrachement et cela se traduit par une tenue maximale plus importante.

Dans l'optique d'étudier le comportement en cisaillement de la configuration avec clous orientés « contre la charge », on modifie le modèle pour incorporer l'inclinaison des clous. Sur le nouveau modèle, les clous sont inclinés 5° par rapport à l'axe OY comme le montre la Figure V-39. Les axes de référence de calcul des efforts et déplacement des

éléments qui modélisent le comportement des clous à l'interface sont aussi inclinés avec les clous.

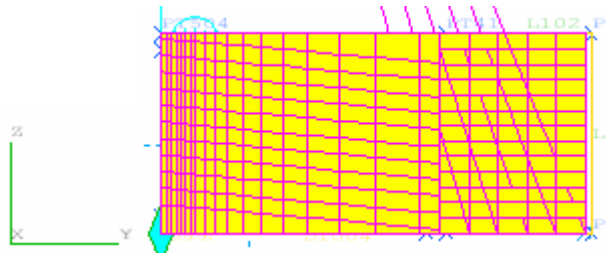


Figure V-39 : Maillage du modèle avec clous inclinés 5° « contre la charge »

La Figure V-40 montre la réponse du modèle avec les clous inclinés. On remarque un écart sur l'évolution de l'effort à des niveaux de charge inférieurs à 4000 N. On observe aussi que sur le nouveau modèle la rupture arrive à des efforts plus faibles : 4800 N. La rupture de la jonction se produit par la rupture en cisaillement des clous comme dans le cas de la configuration avec clous droits. Dans le cas des clous inclinés « contre la charge », les clous situés sur la partie supérieure de l'interface (clous 4, 5 et 6), sont soumis à des efforts de compression jusqu'à la rupture de la pièce tandis que le reste des clous est soumis à de la traction puis déchaussé.

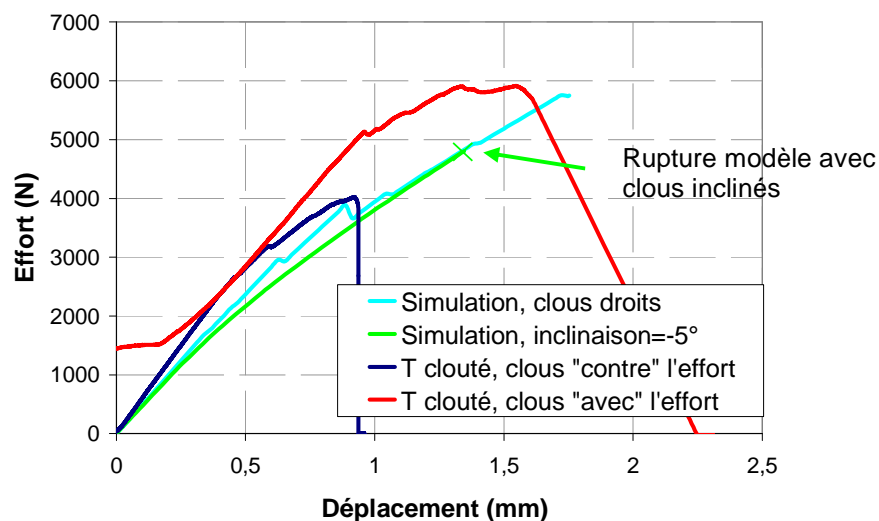


Figure V-40 : Influence de l'inclinaison des clous sur la réponse du modèle en cisaillement

Le fait de retrouver une tenue inférieure avec le modèle des clous inclinés « contre la charge » est cohérent avec les résultats expérimentaux mais n'atteint pas la perte de tenue relevée en essai. La différence peut provenir de la modélisation du clou sous sollicitation combinée traction/cisaillement. En effet, la modélisation utilisée jusqu'à présent considère le comportement en traction et en cisaillement indépendants. Ainsi, le clou en cisaillement

présente la même raideur quelle que soit la déformation longitudinale. La loi en cisaillement est obtenue à partir des essais de poinçonnement où il existe un jeu entre les pièces du montage (voir §III.2.3.1). Cela correspond bien au clou en traction ou légèrement déchaussé mais lorsque le clou est en compression le comportement en cisaillement peut être différent. A priori, en compression, la longueur travaillante du clou serait moindre et donc la raideur en cisaillement pourrait être plus importante. A partir de cette réflexion, on réalise une nouvelle simulation sur le modèle avec clous inclinés « contre la charge » en augmentant la raideur en cisaillement des clous soumis à compression. On considère donc une raideur multipliée par deux sur les clous 4,5 et 6 avec le reste de paramètres inchangés.

Le résultat de la simulation est présenté sur la Figure V-41 où on observe une diminution de la tenue calculée jusqu'à une valeur très proche de la valeur expérimentale. La diminution de la tenue globale est due au fait que les clous plus raides en cisaillement atteignent plus rapidement l'effort de rupture en cisaillement.

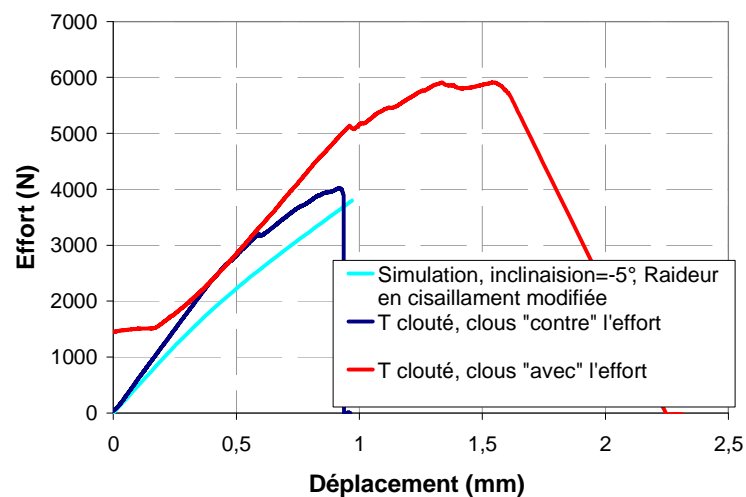


Figure V-41 Modélisation en cisaillement avec clous inclinés et raideur en cisaillement des clous modifiée. Comparaison essai/calcul

Ce modèle a permis de mettre en évidence l'importance du couplage entre le comportement en traction et en cisaillement des clous qui semble jouer un rôle important lors de sollicitations combinées des assemblages.

V.4.4 Clous croisés

Les assemblages avec des clous croisés dont les essais ont été présentés en §III.6 font aussi l'objet d'une modélisation par éléments finis.

La Figure V-42 rappelle le comportement de ce type de liaison. On observe une première montée de l'effort dont la raideur diminue à mesure qu'on s'approche de l'effort maximum. Après l'effort maximum, l'effort présente des chutes successives correspondant au déchaussement des clous suivies d'un plateau qui se termine par la rupture finale en cisaillement des clous. Les niveaux d'effort des différentes éprouvettes testées présentent une dispersion importante.

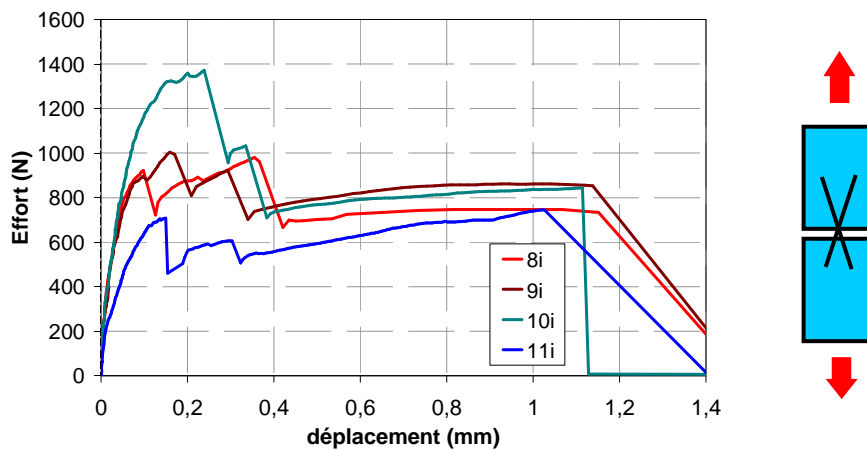


Figure V-42 : Evolution de l'effort d'arrachement en fonction du déplacement sur éprouvettes avec clous croisés

Le principe de modélisation de ce type d'assemblage est le même que celui utilisé pour modéliser les assemblages cloutés en « L » ou en « T ». Il existe toutefois une différence au niveau de la loi de comportement du clou en traction. En effet, la rupture en arrachement des jonctions en « T » ou « L » cloutées se produit par déchaussement des clous de la peau. Ce déchaussement est un phénomène brutal qui, comme l'on a vu, peut être représenté à partir du comportement en arrachement du clou noyé dans la résine qui présente aussi une rupture brutale. Cependant, sur les éprouvettes avec clous croisés, les clous se déchaussent du stratifié dont le plan de drapage est parallèle à l'axe du clou. On a vu dans le chapitre §III que le comportement en arrachement du clou implanté dans le stratifié présente des différences par rapport au comportement du clou noyé dans la résine. La Figure V-43 rappelle ce comportement où on observe que la montée en effort présente deux pentes bien distinctes au contraire du clou noyé dans la résine qui présente une seule pente avant le déchaussement. La

différence provient du fait que la fissuration de l'interface autour du clou se développe progressivement dans le cas du clou implanté dans le stratifié tandis qu'elle est brutale pour le clou noyé dans la résine.

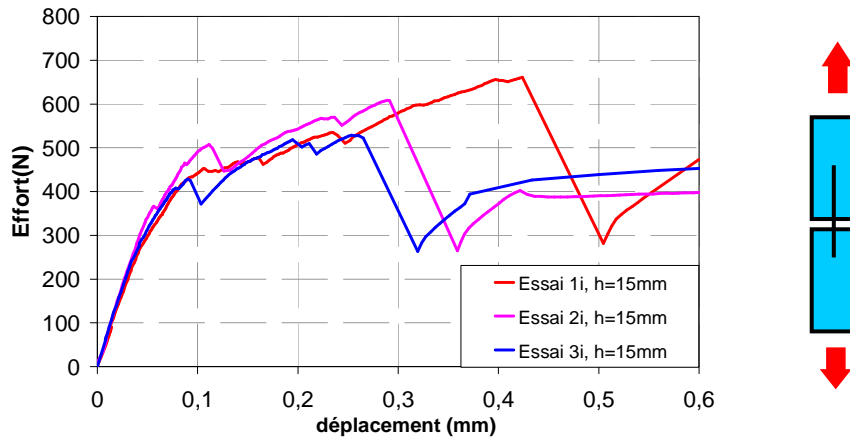


Figure V-43 : Évolution de l'effort en fonction du déplacement lors de l'essai d'arrachement sur clou implanté dans le stratifié. Profondeur d'implantation égale à 15mm.

Ainsi, le comportement en arrachement du clou implanté dans le stratifié est incorporé à la réponse en traction du ressort non linéaire qui simule le déchaussement et la rupture du clou.

La nouvelle loi en traction du clou est schématisée sur la Figure V-44.

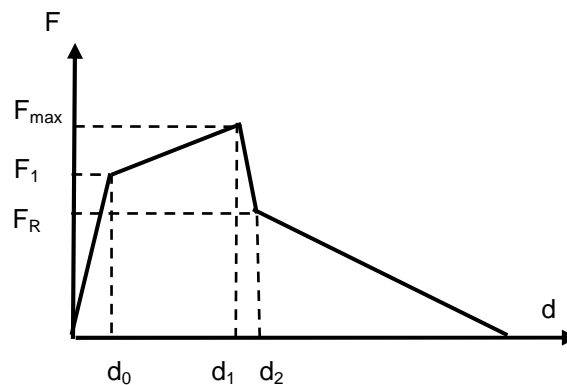


Figure V-44 : Forme de la loi de comportement du clou en traction, clou implanté dans le stratifié

Les valeurs d'effort de fissuration (F_1), l'effort maximum (F_{max}) et l'effort de frottement (F_R) sont estimées à partir des résultats expérimentaux présentés sur la Figure III-69 et les courbes effort/déplacement des essais. Les valeurs d'effort sont obtenues pour une profondeur d'implantation de 10mm qui correspond à l'implantation des éprouvettes clous croisés. On a donc : $F_1=418$ N, $F_{max}=530$ N et $F_R=378$ N et les déplacements correspondants :

$d_0=1,75 \cdot 10^{-4}$ mm, $d_1=0,18$ mm et $d_2=0,19$ mm. Dans l'optique de prendre en compte la dispersion apparue lors des essais d'arrachement de clou droit, les lois de comportement des deux clous seront différentes entre elles. On les calcule en considérant une dispersion de 15% sur les valeurs données ci-dessus. On obtient ainsi les lois en traction des deux clous :

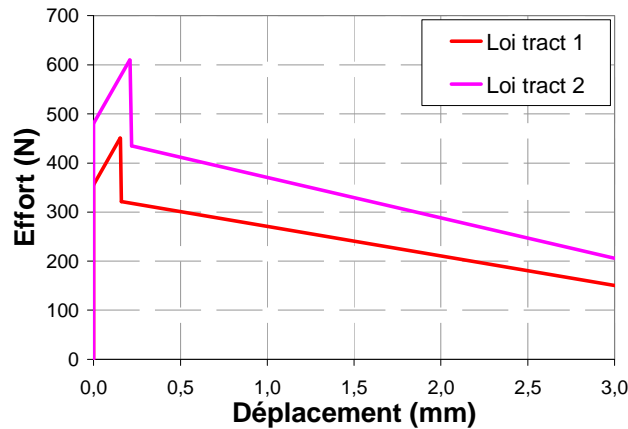


Figure V-45 : Loi en traction des clous croisés

La loi en cisaillement des clous reste inchangée par rapport à celle présentée en §V.4.1 sur la Figure V-23.

Le maillage du modèle éléments finis apparaît sur la Figure V-46 où on a reproduit la géométrie de l'éprouvette avec les clous en « X ». Les éléments ressort à l'interface sont orientés avec l'axe du clou comme il apparaît sur le détail de la Figure V-46.

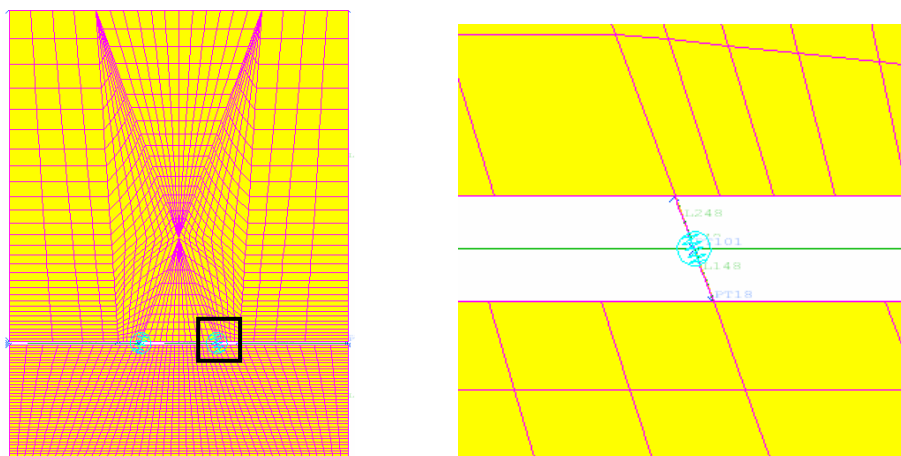


Figure V-46 : Maillage du modèle d'éprouvette avec clous croisés et détail du ressort incliné à l'interface

Sur la Figure V-47 on compare le résultat de la simulation avec les courbes effort/déplacement obtenues en essai. On observe une bonne corrélation avec l'apparition notamment des mêmes chutes d'effort que les essais.

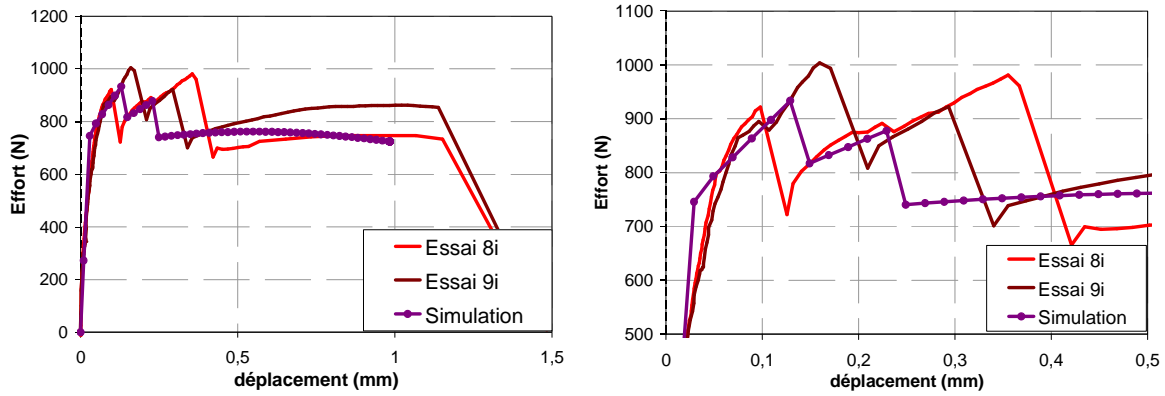


Figure V-47 : Comparaison essai/calcul du comportement en arrachement des jonctions avec clous croisés

La Figure V-48 montre le comportement des deux clous au cours de l'essai d'arrachement. On a tracé l'effort total et les efforts en traction et en cisaillement sur chaque clou en fonction du déplacement du point d'application de l'effort.

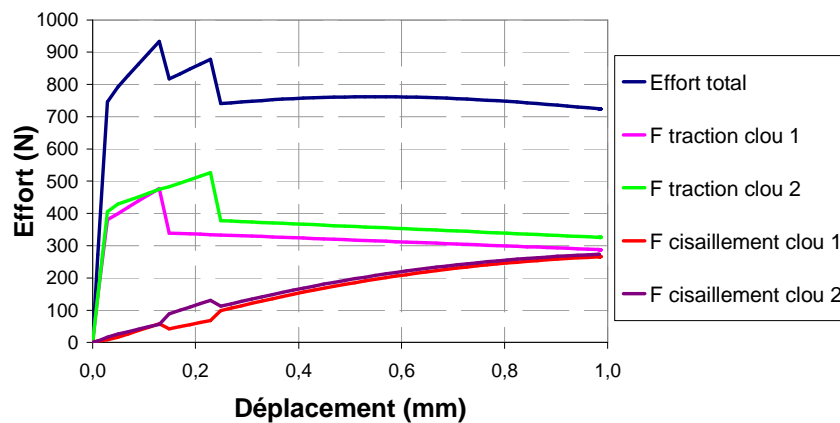


Figure V-48 : Evolution de l'effort appliqué et des efforts sur chaque clou en fonction du déplacement du point d'application de l'effort. Simulation d'arrachement sur clous croisés

On retrouve par simulation les phénomènes déjà observés en essai avec le déchaussement successif des deux clous et la rupture finale en cisaillement.

Cette exemple permet de valider la modélisation du clou sur une configuration d'assemblage cloutée relativement complexe soumise à un effort de traction

V.5 CONCLUSIONS

Les modélisations présentées dans ce chapitre montrent la diversité des problématiques des assemblages cloutés et non cloutés.

D'abord, la présence de fissures à l'interface peau/voile sur les assemblages cloutés a été abordée à l'aide d'un calcul des contraintes thermiques. Ainsi, le modèle montre un état de contraintes triaxial en traction dans les poches de résine autour des clous. L'utilisation d'un critère qui prend en compte l'influence de la contrainte hydrostatique sur le comportement à rupture de la résine indique que cet état de contraintes triaxial est susceptible de produire sa fissuration. Cela démontre que les fissures sont générées lors du refroidissement de la pièce après polymérisation.

Concernant le comportement mécanique des assemblages non cloutés, le modèle développé montre la pertinence d'utiliser un critère en contraintes maximales sur le rayon de raccordement pour estimer la charge de première fissuration en arrachement et en dépliage. On a remarqué également l'importance de bien représenter sur le modèle la géométrie réelle des zones de concentration de contraintes sous peine de surestimer ou sous-estimer les contraintes. Le critère utilisé ne peut être pertinent qu'après convergence numérique du modèle ce qui implique une taille d'éléments de 0,01 mm environ pour notre problématique.

La dernière partie, consacrée à la simulation du comportement mécanique des assemblages cloutés, a montré les bons résultats de la modélisation utilisée. Le bon accord essai/calcul dans les cas où les clous sont sollicités en traction démontre que la tenue du clou implanté dans le stratifié peut être étudié à partir d'essais élémentaires d'arrachement du clou dans la résine ou dans le stratifié. Le comportement en cisaillement des jonctions est bien simulé par le modèle dans le cas où les clous sont sollicités aussi en traction. Dans le cas contraire, le modèle pourrait être amélioré en prenant en compte le comportement couplé du clou en cisaillement/traction et cisaillement/compression qui reste à étudier. Le modèle de comportement du clou s'est montré aussi performant lors de la simulation de configuration d'assemblage plus exotiques comme celle des clous croisés. La modélisation proposée permet ainsi d'estimer l'effort maximum des assemblages cloutés mais aussi de comprendre le comportement des clous à l'intérieur de ces assemblages. Ce modèle pourrait être utilisé dans le futur pour le dimensionnement des jonctions cloutés.

A titre de perspectives, autre que l'approfondissement de l'étude du clou en sollicitations combinées, il serait intéressant de passer d'une modélisation à base de ressorts à une modélisation par des éléments cohésifs spécifiques restant à développer. En effet, la modélisation par éléments cohésifs permettrait une application plus facile à la simulation de grandes structures où l'utilisation de ressorts est très lourde.

VI CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

Dans cette étude, nous avons analysé le comportement des assemblages cloutés fabriqués avec la technologie de cloutage développé par EADS Innovation Works. Cette technologie permet la fabrication avec un fort niveau d'intégration de sous ensembles en matériau composite qui présentent des jonctions type peau/raidisseur.

Dans un premier temps, l'étude bibliographique a permis d'avoir une vue globale des travaux réalisés sur le cloutage des structures composites. D'un côté, les problématiques spécifiques des stratifiés cloutés comme le comportement à l'arrachement du clou ou les contraintes d'origine thermique ont été mis en évidence. D'un autre côté, les modélisations développées jusqu'à présent ont permis d'orienter notre travail sur la partie consacrée à la simulation des jonctions cloutées. L'étude bibliographique montre aussi l'originalité de la technique de cloutage utilisée dans cette étude et, en général, de ses analyses et développements.

Dans un deuxième temps, le cloutage a été analysé à son niveau le plus élémentaire. Des essais sur clou seul en traction et en cisaillement ont été réalisés de façon à identifier des lois de comportement pour ces sollicitations. Un comportement légèrement non linéaire dû à la nature torsadée du clou a été trouvé en traction. Les essais en cisaillement ont permis de mesurer la charge à rupture et la raideur du clou ce qui sera utilisé lors de la modélisation des jonctions cloutées. A un niveau supérieur, la liaison clou/résine a été étudiée grâce à une campagne d'essais d'arrachement du clou noyé dans la résine qui a montré le déchaussement systématique du clou. L'évolution de l'effort de déchaussement du clou avec la longueur de collage montre une saturation pour des longueurs supérieures à 5 mm ce qui signifie que des phénomènes de concentration de contraintes pilotent le déchaussement. Un modèle analytique a permis d'estimer cette évolution et donc de fixer des valeurs d'effort de déchaussement à utiliser lors de la simulation des assemblages. De manière parallèle, la liaison du clou implanté dans le stratifié a été investiguée montrant un comportement similaire à celui du clou

noyé dans la résine mais avec l'apparition d'une phase de fissuration stable avant le déchaussement. L'effort de fissuration de l'interface du clou dans le stratifié est globalement le même que l'effort de déchaussement du clou noyé dans la résine. Toujours au niveau élémentaire de la jonction, une étude exploratoire sur l'arrachement de vis titane insérées dans le stratifié a montré l'effet très bénéfique sur la tenue de la rugosité de la surface de l'élément de liaison.

Au niveau supérieur, le comportement expérimental des assemblages cloutés et non cloutés a été étudié sous des sollicitations statiques d'arrachement, cisaillement et dépliage. Plusieurs paramètres de conception ont été analysés. Des expertises sur les éprouvettes avant l'essai ont montré la présence quasi systématique de fissures autour du clou lorsque des poches de résine apparaissent à l'interface de l'assemblage. Ces fissures, qui feront l'objet d'une modélisation spécifique ultérieure, se forment très probablement pendant le refroidissement de la pièce après polymérisation. Au niveau du comportement mécanique, pour les configurations en L, le cloutage augmente de plus de 200% la charge maximale en arrachement et en dépliage. La comparaison entre configuration classique en L non cloutée et en T cloutée montre que la configuration en T cloutée peut être si performante que la solution non cloutée en arrachement et cisaillement avec, a priori, un coût de fabrication inférieur. Sur les assemblages en T cloutés en cisaillement, des inclinaisons du clou de l'ordre de 10° peuvent modifier fortement le niveau de charge maximale supporté. Ce dernier phénomène est dû très probablement à la présence d'une sollicitation locale en traction sur le clou plus importante lors que le clou est orienté avec la charge.

Enfin, l'étude expérimentale précédente est complétée par une série de modélisations. D'abord, le refroidissement des assemblages cloutés après fabrication est simulé montrant la création d'un état de contraintes triaxial en traction sur la résine autour des clous. L'application d'un critère de rupture prenant en compte l'influence de la contrainte hydrostatique (Drucker-Prager) montre que le niveau de contraintes thermiques peut produire la rupture de la résine. Au niveau du comportement mécanique, un critère en contraintes maximales est proposé pour prédire la charge de fissuration sur les éprouvettes non cloutées en arrachement et en dépliage. Afin de prédire correctement ce niveau d'effort, il est important de bien représenter la géométrie réelle de l'éprouvette sur le modèle au niveau de l'interface. La modélisation des assemblages cloutés est basée sur les essais élémentaires de clou seul en cisaillement et d'arrachement de clou dans la résine. L'utilisation de ressorts non linéaires pour leur simulation permet de retrouver par le calcul le comportement en essai des

assemblages cloutés sous de sollicitations d'arrachement et de dépliage. Par ces simulations, le comportement du clou à l'intérieur des assemblages peut être analysé et donne ainsi des informations supplémentaires sur l'état d'endommagement de la structure au cours de l'essai. Les assemblages cloutés en cisaillement sont modélisés correctement lorsque les efforts locaux sur les clous en traction sont présents. Dans le cas des sollicitations sur les clous en compression/cisaillement, des améliorations sur la modélisation présentée doivent être apportées. La modélisation des clous est aussi validée dans le cas d'une configuration élémentaire de jonctions avec clous croisés soumise à l'arrachement.

A titre de perspectives de cette étude, il paraît important d'approfondir la compréhension du comportement du clou en sollicitation combinée traction/cisaillement et compression/cisaillement. Dans ce but, il faudra s'appuyer sur des essais de clou seul et sur d'assemblages élémentaires restant à définir qui permettront d'améliorer la modélisation proposée. Une fois le modèle validé et en prenant en compte les sollicitations combinées sur les clous et les différents diamètres possibles, il pourrait être utilisé pour optimiser les assemblages en fonction des sollicitations et des contraintes de conception. Dans cette optique d'optimisation, la forme des clous peut aussi être optimisée en modifiant sa géométrie pour s'approcher d'une configuration de vis.

Le développement vers l'utilisation des assemblages cloutés sur des structures réelles certifiées d'un point de vue aéronautique, nécessite aussi des études approfondies sur leur comportement en fatigue sous sollicitation complexes et après vieillissement humide comme le préconise Mouritz [MOURITZ 2007 II]. De même, un pas à franchir avant une application réelle, est la fabrication, essai et analyse de démonstrateurs technologiques tel que des panneaux raidis ou d'autre type de sous ensembles.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- 1- [AYMERICH 2003]
Aymerich F, Priolo P, Sun CT. Static and fatigue behavior of stitched graphite/epoxy composite laminates. *Composites Science and Technology* 63 pp 907-917, 2003.
- 2- [AYMERICH 2004]
Aymerich F. Experimental Investigation into the effect of edge stitching on the tensile strength and fatigue life of co-cured joints between cross-ply adherents. *Advanced Composites Letters*, Vol. 13, No 3, 2004.
- 3- [BARRET 1996]
Barret J.D., The mechanics of z-fiber reinforcement. *Composite Structures* 36, pp 23-32, 1996.
- 4- [CARTIE 2001]
Cartié D.D.R. Effect of Z-fibres on the delamination behaviour of carbon fibre/epoxy laminates. *PhD Thesis, Cranfield University*, 2001.
- 5- [CARTIE 2003]
Cartié D.D.R., Partridge I.K., Prediction of the delamination behavior of Z-fiber reinforced laminates. *44th AIAA/ASME/ASCE/AHS Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*. AIAA, 2003.
- 6- [CARTIE 2004]
Cartié D.D.R., Cox B.N., Flech N.A., Mixed Mechanisms of crack bridging by composite and metallic rods. *Composites Part A* 35, pp 1325-1336, 2004.
- 7- [CARTIE 2005]
Cartié DDR, Troulis M, Partridge IK, Delamination of Z-pinned carbon fibre reinforced laminates. *Composites Science and Technology*, 2005.
- 8- [CARTIE 2006]
Cartié D.D.R., Dell'Anno G., Poulin E., Partridge I.K., 3D reinforcement of stiffener-to-skin T-joints by Z-pinning and tufting, *Engineering Fracture Mechanics* 73, pp 2532-2540, 2006
- 9- [CHILDRESS 1992]
Childress JJ, Freitas GA, z-direction pinning of composite laminates for increased survivability. *1992 Aerospace design conference*.
- 10- [CHILDRESS 1998]
Childress J., Development of Survivable Co-Cured Wing Structures. *1998 World Aviation Conference*. AIAA and SAE International 1998.
- 11- [CHANG 2006]
Chang P, Mouritz AP, Cox BN, Properties and failure mechanisms of z-pinned laminates in monotonic and cyclic tension, *Composites Part A*, 2006.

- 12- [CHANG 2006 II]
Chang P, Mouritz AP, Cox BN, Properties and failure mechanisms of pinned composites lap joints in monotonic and cyclic tension. *Composites Part A*, 2006.
- 13- [CHANG 2008]
Chang P., Mouritz A.P., Cox B.N., Elevated Temperature Properties of Pinned Composite Lap Joints. *Journal of Composite Materials*, Vol. 42, 2008.
- 14- [CLARK 2003]
Clark A, Greenhalgh E, Meeks C, Jones C, Enhanced structural damage tolerance of CFRP primary structures by z-pin reinforcement. 44th AIAA/ASME/ASCE/AHS Structures, Structural Dynamics and Materials Conference. April 2003.
- 15- [COMBRES]
COMBRES Y., Propriétés du titane et de ses alliages. *Techniques de l'ingénieur*.
- 16- [COX 2002]
Cox BN. A Traction Lax for Inclined Fibber Tows Bridging Mixed-Mode Cracks, *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, Vol. 9, pp 299-331, 2002.
- 17- [COX 2005]
Cox BN. Snubbing effects in the pullout of a fibrous rod from a laminate. *Mech Adv Mater Struct*, 2005.
- 18- [CYTEC]
Cytec « Cycom 977-2 toughened epoxy Resin data sheet »
www.cytec.com/engineered-materials/products/Datasheets/CYCOM%20977-2.pdf
- 19- [DAI 2004]
Dai SC, Yan W, Liu HY, Mai YW, Experimental study of z-pin bridging law by pullout test. *Composites Science and Technology* 64, pp 2451-2457, 2004.
- 20- [DANTULURI 2006]
Dantuluri V., Maiti S., Geubelle P.H., Patel R., Kilic H., Cohesive modeling of delamination in Z-pin reinforced composite laminates Temperature Properties of Pinned Composite Lap Joints. *Composite Science and Technology*, 2006.
- 21- [DICKINSON 1999]
Dickinson LC, Farley GL, Hinders MK, Translaminar Reinforced Composites: A Review. *Journal of Composites Technology and Research*, JCTRER, Vol 21, No. 1, pp. 3-15, 1999.
- 22- [DICKINSON 1999 II]
Dickinson LC, Farley GL, Hinders MK, Prediction of effective three-dimensional elastic constant of translaminar reinforced composites. *Journal of Composite Materials*, Vol 33, No 11, 1999.
- 23- [DUBOIS 2005]
Dubois T. Boeing 787: Les belles promesses de la légèreté. *Science & Vie*, Juin 2005, hors-série N°231, p 22-29.
- 24- [FIEDLER 2001]
Fiedler B, Hojo M, Ochiai S, Schulte K, Ando M, Failure behavior of an epoxy matrix under different kinds of static loading. *Composites Science and Technology* 61 p 1615-1624, 2001.
- 25- [FREITAS 1992]
Freitas G., Magee C., Boyce J., Service Tough Composites Structures Using the Z-Direction Reinforcement Process. In *FAA, Ninth DoD/NASA/FAA Conference on Fibrous Composites in Structural Design*, Volume 3 pp 1223-1229. 1992.

- 26- [FU 1999]
Fu SY, Yue CY, HU X, Mai YW. Analyses of the micromechanics of stress transfer in single and multi-fiber pull-out test. *Composites Science and Technology* 60 pp 569-579, 2000.
- 27- [GILAT 2002]
Gilat A, Goldberg RK, Roberts GD. Experimental study of strain-rate-dependent behavior of carbon/epoxy composite. *Composites Science and Technology* 62 pp 1469-1479, 2002.
- 28- [GRASSI 2002]
Grassi M, Zhang X, Meo M. Prediction of stiffness and stresses in z-fibre reinforced composites laminates. *Composites Part A* 33, pp 1653-1664, 2002.
- 29- [GRASSI 2003]
Grassi M., Zhang X., Finite element analyses of mode I interlaminar delamination in z-fibre reinforced composite laminates. *Composites Science and Technology*, Vol. 63, pp 1815-1832, 2003
- 30- [GRASSI 2006]
Grassi M, Cox B, Zhang X, Simulation of pin-reinforced single-lap composite joints. *Composites Science and Technology*. 2006.
- 31- [GREENHALGH 2006]
Greenhalgh E., Lewis A., Bowen R., Grassi M. Evaluation of toughening concepts at structural features in CFRP – Part I: Stiffener pull-off. *Composites Part A* Vol 37 p 1521-1532. 2006.
- 32- [GUNNION 2004]
Gunnion AJ, Scott ML, Thomson RS, Hachenberg D. Thickness effects on the compressive stiffness and strength of stitched composites laminates. *Composite Structures* 66 p 479-486. 2004.
- 33- [HYER 1994]
Hyer MW, Lee HH, Knott TW. Simple Evaluation of Thermally Induced Stresses in the Vicinity of the Stitch in a Trough-Thickness Reinforced Cross Ply Laminate. NASA-CR-196317, 1994.
- 34- [ISO 3167]
European Standard ISO 3167 , "Plastics - Multipurpose test specimens", 2003.
- 35- [ISO 527-2]
European Standard ISO 527-2, "Plastics – Determination of tensile properties", 1997.
- 36- [JIANG 1999]
Jiang W.G., Yao M.S., Walton J.M. A concise finite element model for simple straight wire rope strand , *International Journal of Mechanical Sciences* 41, 1999.
- 37- [KIM 1998]
Kim JK, Mai YW, Engineered interfaces in fiber reinforced composites. *Elsevier Science LTD*, Oxford, 1998.
- 38- [LEFEBURE 2006]
Lefebure P. Experimental Assembly of dry Carbon Preforms By a Z pinning technology. *SAMPE Europe Technical Conference*. SETEC 01/06.
- 39- [LIU 1999]
Liu HY, Zhang X, Mai YW, Diao XX, On steady-state fibre pull-out II Computer simulation. *Composites Science and Technology* 59 p 2191-2199. 1999.

- 40- [LIU 2007]
Liu H.Y., Yan W., Yu X.Y., Mai Y.W. Experimental study on effect of loading rate on mode I delamination of z-pin reinforced laminates. *Composites Science and Technology* 67 p 1294-1301. 2007.
- 41- [MCGRAIL 2006]
McGrail T. Polymer Matrix Composites: Opportunities and Challenges. Cytec Engineered Materials.
http://www.soci.org/SCI/groups/mat/2006/reports/pdf/terry_mcgrail.pdf.
- 42- [MEO 2005]
Meo M, Achard F, Grassi M, Finite element modeling of bridging micro-mechanics in through-thickness reinforced composite laminates. *Composite Structures*, 2005.
- 43- [MOURITZ 1999]
Mouritz AP, Jain LK, Further validation of the Jain and Mai models for interlaminar fracture of stitched composites. *Composites Science and Technology*, 59 (1999) 1653-1662.
- 44- [MOURITZ 2003]
Mouritz AP, Comment on the impact damage tolerance of stitched composites. *Journal of Materials Science*, Vol. 22, No. 7, April 2003.
- 45- [MOURITZ 2007]
Mouritz AP. Compression properties of z-pinned composite laminates. *Composites Science and Technology*. 3110-3120. 2007.
- 46- [MOURITZ 2007 II]
Mouritz AP. Review of z-pinned composite laminates. *Composites Part A*. pp 2383-2397. 2007.
- 47- [O'BRIEN 2001]
O'Brien TK, Paris IL, Exploratory Investigation of Failure Mechanism in Transition Regions between Solid Laminates and X-cor® Truss Sandwich. NASA 2001.
- 48- [O'BRIEN 2005]
O'Brien TK, Krueger R, Influence of Compression and Shear on the Strength of Composites Laminates With Z-Pinned Reinforcement, NASA/ATM-2005-213768.
- 49- [PARTRIDGE 2005]
Partridge IK, Cartié DDR, Delamination resistant laminates by Z-Fiber pinning: Part I manufacture and fracture performance. *Composites Part A* 36 p 55-64. 2005.
- 50- [RATCLIFFE 2004]
Ratcliffe JG, O'Brien TK, Discrete Spring Model for Prediction Delamination Growth in Z-Fiber Reinforced DCB Specimens. NASA/TM-2004-213019.
- 51- [REEDER 2004]
Reeder JR, Glaessgen EH, Debonding of Stitched Composite Joints Under Static and Fatigue Loading, *Journal of Reinforced Plastic and Composites*, Vol. 23, No 3. 2004.
- 52- [ROBINSON 2004]
Robinson P, Das S. Mode I DCB testing of composite laminates reinforced with z-direction pins: a simple mode for investigation of data reduction strategies. *Engineering Fracture Mechanics* 71 p 345-364. 2004.

- 53- [RUGG 1998]
Rugg KL, Cox BN, Ward KE, Sherrick GO, Damage mechanism for angled through-thickness rod reinforcement in carbon-epoxy laminates. *Composites Part A* 29A pp 1603-1613, 1998.
- 54- [SUN 2004]
Sun X, Tong L, Rispler A, Design curves for metallic z-pinned composite laminated double cantilever beams. *45th AIAA/ASME/ASCE/AHS Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*. April 2004.
- 55- [STICKLER 2000]
Stickler PB, Rumalu M, PS Johnson, Experimental and numerical analysis of transverse stitched T-joints in bending. *Composite Structures* 50, pp 17-27, 2000.
- 56- [STICKLER 2001]
Stickler PB, Rumalu M, Investigation of mechanical behavior of transverse stitched T-joints with PR520 resin in flexure an tension. *Composite Structures* 52, pp 307-314, 2001.
- 57- [STICKLER 2002]
Stickler PB, Rumalu M, Parametric analysis of stitched composite T-joints by the finite element method. *Materials and Design* 23 pp 751-758, 2002.
- 58- [SWEETING 2004]
Sweeting RD, Thomson RS. The effect of thermal mismatch on Z-pinned laminated composite structures. *Composite Structures* 66, pp 189-195. 2004.
- 59- [TONG 1998]
Tong L, Jain LK, Leong KH, Kelly D, Herszberg I, Failure of transversely stitched RTM lap joints. *Composites Science and Technology* 58, pp 221-227. 1998.
- 60- [TIG 1998]
Titanium Information Group “DATA SHEET No 2: Titanium Alloy Ti-6Al-4VELI High Stress Applications in Sea Water”. Titanium Information Group, 1998.
- 61- [TROULIS 2003]
Troulis E., Effect of Z-Fiber pinning on the mechanical properties of carbon fibre/epoxy composites. *PhD Thesis, Cranfield University*, 2003
- 62- [YANN 2003]
Yann W, Liu Hy, Mai YW, Numerical study on the mode I delamination toughness of z-pinned laminates. *Composites Science and Technology* 63 pp 1481-1493. 2003.
- 63- [YAN 2004]
Yan Z, Liu HY, Mai YW, Mode II delamination toughness of z-pinned laminates. *Composites Science and Technology* 64 p 1937-1945. 2004
- 64- [ZHANG 1999]
Zhang X, Liu HY, Mai YW, Diao XX, On steady-state fibre pull-out I The stress field. *Composites Science and Technology* Vol 59 pp 2179-2189. 1999.
- 65- [ZHANG 2008]
Zhang A., Liu H.Y., Mouritz A., Mai Y.W., Experimental Study and Computer Simulation of Z-Pin Reinforcement under Cyclic Fatigue, *Composites: Part A*, Vol. 39, Issue 2, 2008.

ANNEXE A: MODELE ANALYTIQUE D'ARRACHEMENT DU CLOU DANS DE LA RESINE

Le modèle considère le problème schématisé sur la figure suivante.

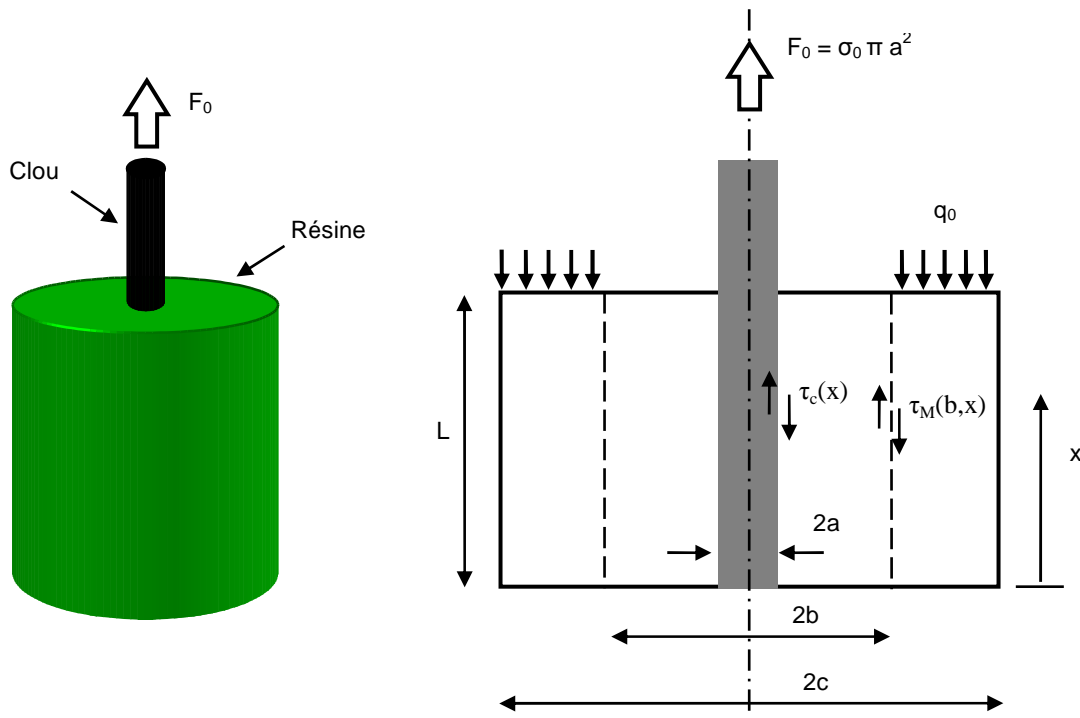


Schéma du problème d'arrachement de clou considéré

L'effort F_0 , appliqué sur un clou noyé dans un cylindre de résine de rayon c , est repris sur la partie supérieure de la résine sur des rayons supérieurs à la valeur b . Le clou et la résine sont supposés élastique isotropes.

Sur une section horizontale quelconque, l'équilibre des contraintes suivant l'axe X s'écrit :

$$\pi a^2 \sigma_x^f(x) + 2\pi \int_{r=a}^{r=b} \sigma_x^{m1}(r,x) r dr + 2\pi \int_{r=b}^{r=c} \sigma_x^{m2}(r,x) r dr = 0 \quad (1)$$

Les indices f , $m1$ et $m2$ correspondent aux contraintes dans le clou, dans la résine pour des rayons compris entre a et b , et dans la résine pour des rayons supérieurs à b respectivement.

D'après Fu et al [FU 1999], la contrainte de cisaillement dans la résine peut s'écrire sous la forme :

$$\tau_{mi}(r, x) = \frac{p_{mi}(x)}{r} + q_{mi}(x)r \quad \text{pour } i = 1, 2 \quad (2)$$

L'équilibre entre la contrainte de cisaillement à l'interface clou/résine $\tau_c(x)$ et la contrainte normale dans le clou implique :

$$\frac{d\sigma_x^f(x)}{dx} = \frac{2}{a} \tau_c(x) \quad (3)$$

L'équilibre entre la contrainte de cisaillement sur la résine à $r=b$ et la contrainte axiale sur la zone extérieure de la résine s'écrit :

$$-2\pi b \tau_{m2}(b, x) + 2\pi \int_{r=b}^{r=c} \frac{d\sigma_x^{m2}(r, x)}{dx} r dr = 0 \quad (4)$$

A $r=a$ et $r=b$, la contrainte de cisaillement sur les différents domaines est liée par les relations :

$$\tau_{m1}(b, x) = \tau_M(b, x) = -\tau_{m2}(b, x) \quad (5)$$

$$\tau_{m1}(a, x) = -\tau_c(x) \quad (6)$$

On fait l'hypothèse que les contraintes normales radiales et circonférentielles sont négligeables face à la contrainte axiale. On peut écrire donc :

$$\frac{du_x^j(r, x)}{dx} = \varepsilon_{xx}^j(r, x) = \frac{\sigma_x^j(r, x)}{E_j} \quad \text{pour } j = f, m1, m2 \quad (7)$$

Les conditions limites du problème sont :

$$\tau_{m2}(c, x) = 0 \quad (8)$$

$$\sigma_x^f(x = L) = \sigma_0 \quad (9)$$

$$\sigma_x^f(x = 0) = 0 \quad (10)$$

En appliquant les conditions limites (5) et (6) à l'expression des contraintes de cisaillement sur la résine m1 données en (2) on obtient :

$$\tau_{m1}(r, x) = \frac{b(r^2 - a^2)/r}{(b^2 - a^2)} \tau_M(b, x) - \frac{a(b^2 - r^2)/r}{(b^2 - a^2)} \tau_c(x) \quad (11)$$

La même démarche appliquée à la résine m2 :

$$\tau_{m2}(r, x) = -\frac{b(c^2 - r^2)/r}{(c^2 - b^2)} \tau_M(b, x) \quad (12)$$

Les contraintes et déplacement de cisaillement sont liées par l'expression :

$$\tau_{mi}(r, x) = G_m \frac{du_x^{mi}(r, x)}{dr} \quad i = 1, 2 \quad (13)$$

Où

$$G_m = \frac{E_m}{2(1 + \nu_m)} \quad (14)$$

En intégrant (13) sur r avec l'expression (11) on obtient :

$$u_x^{m1}(r, x) - u_x^{m1}(a, x) = \int_a^r \frac{1}{G_m} \tau_{m1}(r, x) dr = \frac{1}{G_m(b^2 - a^2)} \left\{ \left[\frac{1}{2} a(r^2 - a^2) - ab^2 \ln \frac{r}{a} \right] \tau_c(x) + \left[\frac{1}{2} b(r^2 - a^2) - a^2 b \ln \frac{r}{a} \right] \tau_M(b, x) \right\} \quad (15)$$

On dérive par rapport à x et on utilise l'approximation (7):

$$\frac{du_x^{m1}(r, x)}{dx} - \frac{du_x^{m1}(a, x)}{dx} = \frac{du_x^{m1}(r, x)}{dx} - \frac{du_x^f(x)}{dx} = \frac{\sigma_x^{m1}(r, x)}{E_m} - \frac{\sigma_x^f(x)}{E_f} = \frac{1}{G_m(b^2 - a^2)} \left\{ \left[\frac{1}{2} a(r^2 - a^2) - ab^2 \ln \frac{r}{a} \right] \frac{d\tau_c(x)}{dx} + \left[\frac{1}{2} b(r^2 - a^2) - a^2 b \ln \frac{r}{a} \right] \frac{d\tau_M(b, x)}{dx} \right\} \quad (16)$$

En intégrant (13) sur r en utilisant l'expression (12) :

$$u_x^{m2}(r, x) - u_x^{m2}(b, x) = u_x^{m2}(r, x) - u_x^{m1}(b, x) = \int_b^r \frac{1}{G_m} \tau_{m2}(r, x) dr = \frac{1}{G_m(c^2 - b^2)} \left[c^2 b \ln \frac{r}{b} - \frac{1}{2} b(r^2 - b^2) \right] \tau_M(b, x)$$

(17)

En dérivant par rapport à x :

$$\frac{\sigma_x^{m2}(r, x)}{E_m} - \frac{\sigma_x^{m1}(b, x)}{E_m} = \frac{1}{G_m(c^2 - b^2)} \left[c^2 b \ln \frac{r}{b} - \frac{1}{2} b (r^2 - b^2) \right] \frac{d\tau_M(b, x)}{dx} \quad (18)$$

A partir de (3) et (16) on trouve :

$$\begin{aligned} \sigma_x^{m1}(r, x) = & \frac{E_m}{E_f} \sigma_x^f(x) + \frac{(1 + \nu_m) a^2}{(b^2 - a^2)} \left[\frac{1}{2} (r^2 - a^2) - b^2 \ln \frac{r}{a} \right] \frac{d^2 \sigma_x^f(x)}{dx^2} + \\ & \frac{2(1 + \nu_m) b}{(b^2 - a^2)} \left[\frac{1}{2} (r^2 - a^2) - a^2 \ln \frac{r}{a} \right] \frac{d\tau_M(b, x)}{dx} \end{aligned} \quad (19)$$

A partir de (18)

$$\sigma_x^{m2}(r, x) = \sigma_x^{m1}(b, x) + \frac{2(1 + \nu_m) b}{(c^2 - b^2)} \left[c^2 \ln \frac{r}{b} - \frac{1}{2} (r^2 - b^2) \right] \frac{d\tau_M(b, x)}{dx} \quad (20)$$

Où :

$$\sigma_x^{m1}(b, x) = \frac{E_m}{E_f} \sigma_x^f(x) + A_{mb1} \frac{d^2 \sigma_x^f(x)}{dx^2} + A_{mb2} \frac{d\tau_M(b, x)}{dx} \quad (21)$$

Avec :

$$A_{mb1} = \frac{(1 + \nu_m) a^2}{(b^2 - a^2)} \left[\frac{1}{2} (b^2 - a^2) - b^2 \ln \frac{b}{a} \right] \quad (22)$$

$$A_{mb2} = \frac{2(1 + \nu_m) b}{(b^2 - a^2)} \left[\frac{1}{2} (b^2 - a^2) - a^2 \ln \frac{b}{a} \right] \quad (23)$$

A partir de (19) et (20) on peut calculer les intégrales de l'équation (1) :

$$\int_a^b \sigma_x^{m1}(r, x) r dr = M_1 \sigma_x^f(x) + M_2 \frac{d^2 \sigma_x^f(x)}{dx^2} + M_3 \frac{d\tau_M(b, x)}{dx} \quad (24)$$

Où

$$M_1 = \frac{E_m (b^2 - a^2)}{E_f 2} \quad (25)$$

$$M_2 = \frac{(1 + \nu_m) a^2}{(b^2 - a^2)} \left[\frac{(b^2 - a^2)^2}{8} + b^2 \left(\frac{b^2 - a^2}{4} - \frac{b^2}{2} \ln \frac{b}{a} \right) \right] \quad (26)$$

$$M_3 = \frac{2(1+\nu_m)b}{(b^2-a^2)} \left[\frac{(b^2-a^2)^2}{8} + a^2 \left(\frac{b^2-a^2}{4} - \frac{b^2}{2} \ln \frac{b}{a} \right) \right] \quad (27)$$

On a aussi :

$$\int_b^c \sigma_x^{m2}(r,x) r dr = C_1 \sigma_x^f(x) + C_2 \frac{d^2 \sigma_x^f(x)}{dx^2} + C_3 \frac{d\tau_M(b,x)}{dx} \quad (28)$$

Avec :

$$C_1 = \frac{E_m}{E_f} \frac{b^2-a^2}{2} \quad (29)$$

$$C_2 = \frac{b^2-a^2}{2} A_{mb1} \quad (30)$$

$$C_3 = \left[\frac{b^2-a^2}{2} A_{mb2} + \frac{2(1+\nu_m)b}{c^2-b^2} I_1 \right] \quad (31)$$

$$I_1 = c^2 \left(\frac{c^2}{2} \ln \frac{c}{b} - \frac{c^2-b^2}{4} \right) - \frac{(c^2-b^2)^2}{8} \quad (32)$$

L'équation (4) peut s'écrire :

$$\frac{d\sigma_{M2}(x)}{dx} = -\frac{2b}{c^2-b^2} \tau_M(b,x) \quad (33)$$

Où

$$\sigma_{M2}(x) = \frac{2}{c^2-b^2} \int_{r=b}^{r=c} \sigma_x^{m2}(r,x) r dr \quad (34)$$

L'équation (1) avec les expressions (24), (28) et (33) devient

$$a^2 \sigma_x^f(x) + 2 \left[M_1 \sigma_x^f(x) + M_2 \frac{d^2 \sigma_x^f(x)}{dx^2} + M_{32} \frac{d^2 \sigma_{M2}(x)}{dx^2} \right] + 2 \left[C_1 \sigma_x^f(x) + C_2 \frac{d^2 \sigma_x^f(x)}{dx^2} + C_{32} \frac{d^2 \sigma_{M2}(x)}{dx^2} \right] = 0 \quad (35)$$

Où

$$M_{32} = -\frac{c^2-b^2}{2b} M_3 \quad (36)$$

$$C_{32} = -\frac{c^2 - b^2}{2b} C_3 \quad (37)$$

L'équation (35) devient :

$$A_{11}\sigma_x^f(x) + A_{12}\frac{d^2\sigma_x^f(x)}{dx^2} + A_{13}\frac{d^2\sigma_{M_2}(x)}{dx^2} = 0 \quad (38)$$

Avec :

$$A_{11} = a^2 + 2(M_1 + C_1) \quad (39)$$

$$A_{12} = 2(M_2 + C_2) \quad (40)$$

$$A_{13} = 2(M_{32} + C_{32}) \quad (41)$$

A partir de (28) on peut écrire :

$$C_1\sigma_x^f(x) + C_2\frac{d^2\sigma_x^f(x)}{dx^2} + C_4\sigma_{M_2}(x) + C_{23}\frac{d^2\sigma_{M_2}(x)}{dx^2} = 0 \quad (42)$$

Où

$$C_4 = -\frac{c^2 - b^2}{2} \quad (43)$$

Si l'on remplace l'expression de $\frac{d^2\sigma_{M_2}(x)}{dx^2}$ de (38) en (42) on obtient :

$$\sigma_{M_2}(x) = \frac{1}{C_4} \left(C_{32} \frac{A_{11}}{A_{13}} - C_1 \right) \sigma_x^f(x) + \frac{1}{C_4} \left(C_{32} \frac{A_{12}}{A_{13}} - C_2 \right) \frac{d^2\sigma_x^f(x)}{dx^2} \quad (44)$$

On dérive (44) deux fois et on l'introduit de nouveau en (38) pour obtenir :

$$\beta_1 \frac{d^4\sigma_x^f(x)}{dx^4} + \beta_2 \frac{d^2\sigma_x^f(x)}{dx^2} + \beta_3 \sigma_x^f(x) = 0 \quad (45)$$

Avec :

$$\beta_1 = \frac{C_{32}A_{12} - C_2A_{13}}{C_4} \quad (46)$$

$$\beta_2 = A_{12} + \frac{C_{32}A_{11} - C_1A_{13}}{C_4} \quad (47)$$

$$\beta_3 = A_{11} \quad (48)$$

La solution de l'équation (45) a une forme :

$$\sigma_x^f(x) = k_1 \sinh(\lambda x) + k_2 \cosh(\lambda x) \quad (49)$$

Où

$$\lambda = \frac{-\beta_2 - \sqrt{\beta_2^2 - 4\beta_1\beta_3}}{2\beta_1} \quad (50)$$

En appliquant les conditions limites (9) et (10) on obtient finalement :

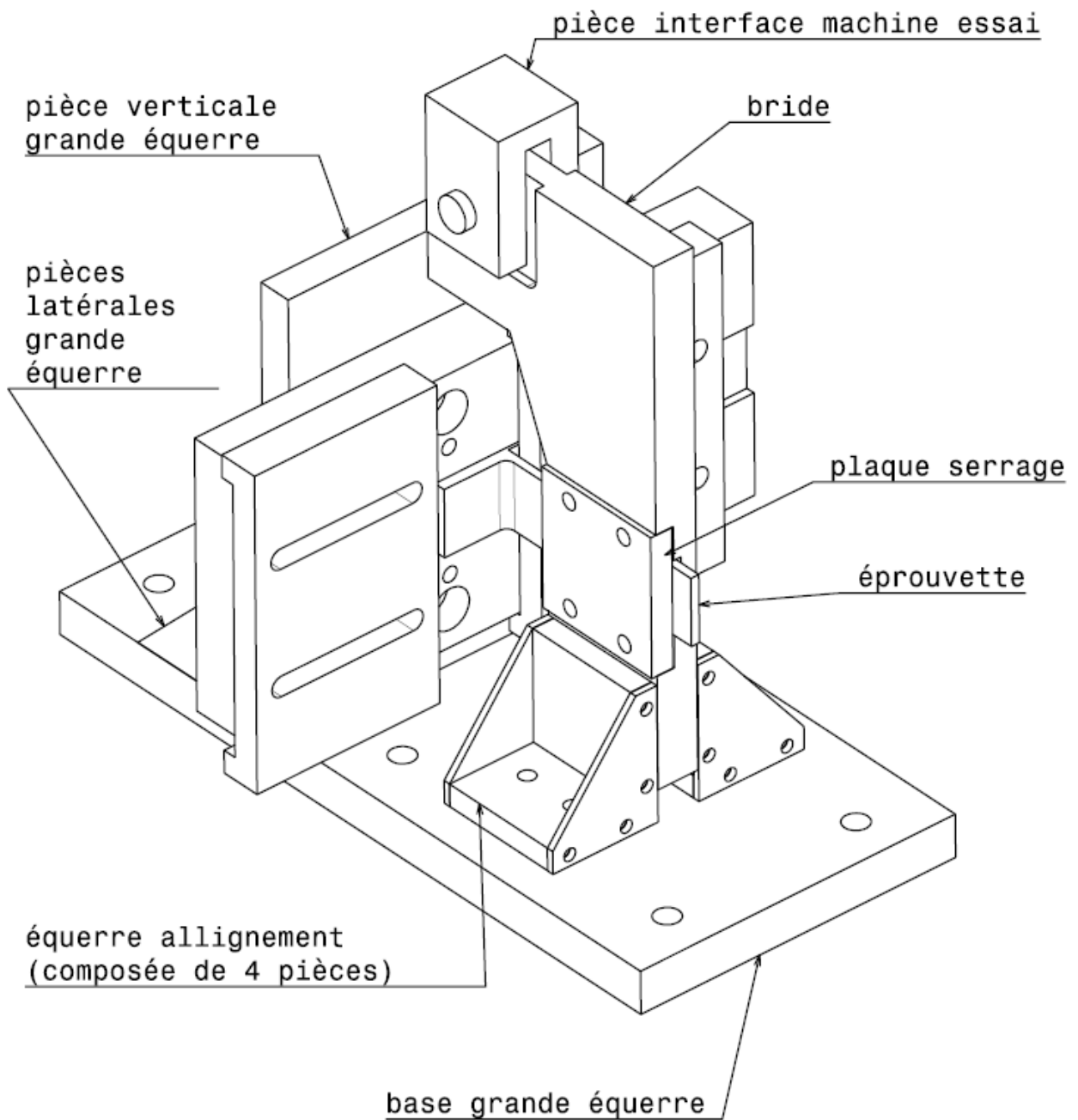
$$\sigma_x^f(x) = \sigma_0 \frac{\sinh(\lambda x)}{\sinh(\lambda L)} \quad (51)$$

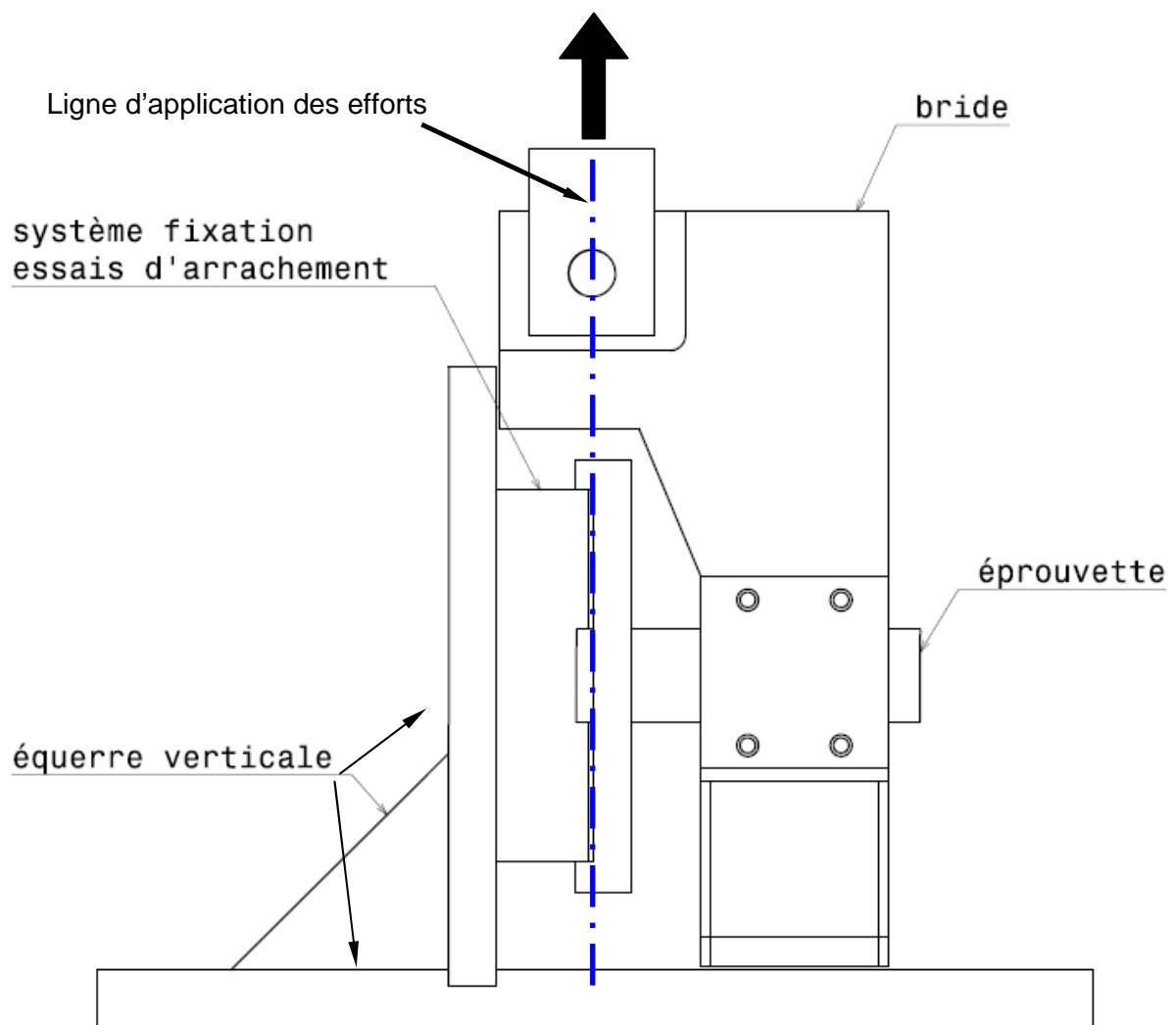
Et donc, la contrainte de cisaillement à l'interface clou/résine vaut:

$$\tau_c(x) = \frac{a \cdot \lambda}{2} \frac{\sigma_0}{\sinh(\lambda L)} \cdot \cosh(\lambda \cdot x) \quad (52)$$

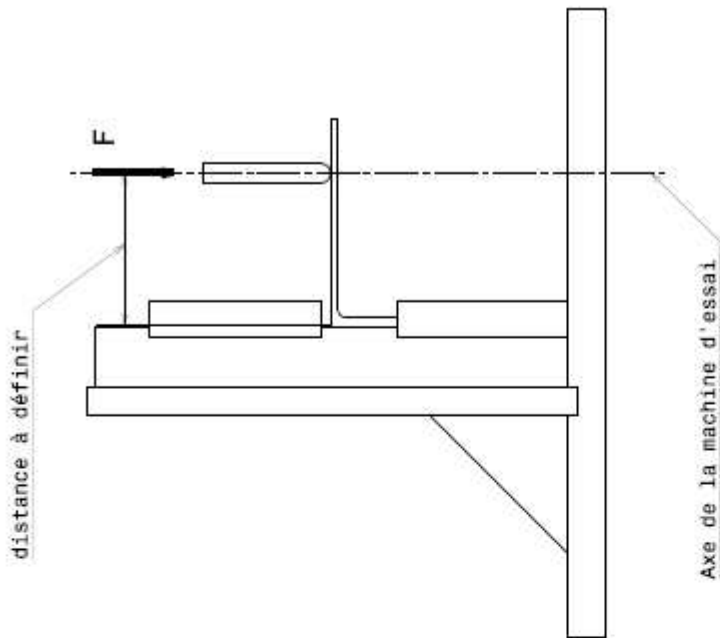
ANNEXE B

MONTAGE ESSAI DE CISAILLEMENT SUR EPROUVETTES EN T OU EN L

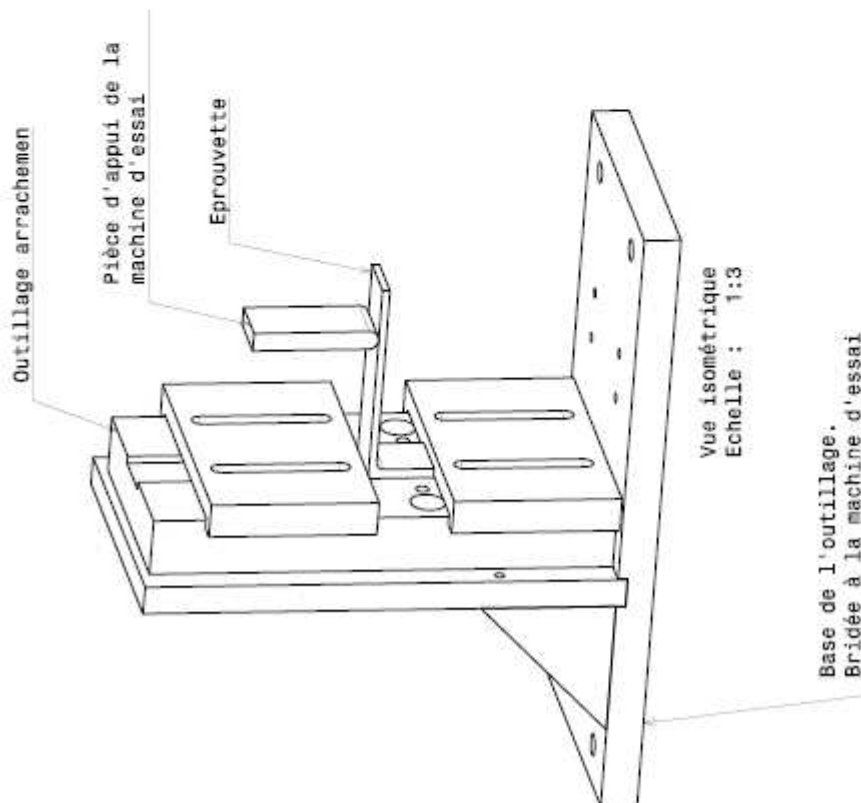




MONTAGE ESSAI DE DEPLIAGE SUR EPROUVETTES EN T OU EN L



Vue latérale
Echelle : 1:3



Montage essai de dépliage
éprouvettes technologiques