



**HAL**  
open science

## Développement de méthodologies dédiées à l'analyse robuste de la tenue de structures composites sous chargements complexes tridimensionnels.

Jean-Sebastien Charrier

### ► To cite this version:

Jean-Sebastien Charrier. Développement de méthodologies dédiées à l'analyse robuste de la tenue de structures composites sous chargements complexes tridimensionnels.. Autre. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2013. Français. NNT : 2013ENAM0004 . pastel-00966987

**HAL Id: pastel-00966987**

**<https://pastel.hal.science/pastel-00966987>**

Submitted on 27 Mar 2014

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

**Doctorat ParisTech**

**T H È S E**

pour obtenir le grade de docteur délivré par

**l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

**Spécialité " Mécanique des Solides, Matériaux, Procédés "**

*présentée et soutenue publiquement par*

**Jean-Sébastien CHARRIER**

le 23 Mai 2013

**Développement de méthodologies dédiées à l'analyse robuste de la tenue de structures composites sous chargements complexes tridimensionnels**

Directeur de thèse : **Thierry BRETHERAU**

**Jury**

**M. Malk BENZEGGAGH**, Professeur, Laboratoire Roberval, Université Technologique de Compiègne

**M. Dominique PERREUX**, Professeur, FEMTO-ST, Université de Franche Comté,

**M. Eric Martin**, Professeur, LCTS, Université Bordeaux I

**M. Etienne BALMES**, Professeur, PIMM, ENSAM Paris

**M. Stéphane MAHDI**, Ingénieur, Airbus

**M. Frédéric LAURIN**, Ingénieur, ONERA

**M. Nicolas CARRERE**, Enseignant chercheur, LBMS, ENSTA Bretagne

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Examineur

Examineur

Examineur

**T  
H  
È  
S  
E**



# Remerciements

La rédaction de ce mémoire fut une étape difficile et celle des remerciements est elle aussi compliquée. Le travail réalisé pendant cette thèse ne serait pas le même sans un certains nombres de personnes que je souhaite remercier.

Ce travail de thèse a été réalisé à l'ONERA au sein de l'unité Matériaux et Structures Composites (MSC) et à Airbus au sein de l'unité Stress and Methods (ESASM). Je remercie Messieurs Daniel Abbé et Jean-Luc Léon-Dufour de m'avoir accueilli au sein de leurs départements respectifs.

Je tiens également à remercier les membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont manifesté pour ce travail de thèse. Je remercie Messieurs Malk Benzegaggh et Dominique Perreux qui m'ont fait l'honneur de bien vouloir être mes rapporteurs, et Messieurs Eric Martin, Etienne Balmes d'avoir accepté de juger ce travail.

J'ai une pensée particulière pour mon directeur de thèse Thierry Bretheau et aurais souhaité le remercier de vive voix pour sa supervision, ses conseils pertinents et avisés, son aide et sa disponibilité. Les échanges que nous avons eus ont été des plus enrichissants. Son œil critique m'a été très précieux pour améliorer la qualité des différents chapitres qu'il a relus.

Je ne peux écrire ces remerciements sans évoquer mes encadrants ONERA Frédéric Laurin et Nicolas Carrère. Ils m'ont guidé, conseillé et soutenu tout au long de la thèse. Le travail présenté dans ce mémoire est le reflet de la qualité de leurs encadrements et de leurs incroyables investissements. Les mots ne sont pas suffisamment forts pour exprimer toute ma reconnaissance et mon amitié.

Je remercie également mes encadrants Airbus Stéphane Mahdi, Jean-Michel Laborie et Emmanuel Goncalves-NOVO d'avoir suivi cette thèse depuis Toulouse avec autant d'attention.

Je souhaite également remercier Anne Mavel, Philippe Nuñez et Pascal Paulmier qui ont réalisés la majorité des essais présentés dans cette thèse. Leurs aides et expériences a été très précieuses lorsque j'ai réalisé une partie de ces essais.

Le bon déroulement de la thèse est en partie dû à l'environnement dans lequel j'ai pu effectuer ma thèse. Je remercie l'ensemble des membres de l'unité MSC qui ont rendu ces années de thèse agréables et enrichissantes. Vous avez été des collègues précieux, autant sur le plan humain que technique.

Je remercie aussi les ex-doctorants et futurs ex-doctorants : Jean-Michel Roche, Mathieu Hautier, Emilie Troussset, Gaël Grail, Carole Rakotoarisoa et Azalia Moradi pour leurs soutiens et les bons moments passés. Je remercie particulièrement Thomas Vandellos, mon co-bureau, de m'avoir soutenu scientifiquement et moralement.

Pour finir, mon dernier témoignage de reconnaissance s'adresse à mes parents (spécialement ma mère) et ma petite sœur. Vous m'avez fait confiance et soutenu indéfectiblement tout au long de mes études. Ces quelques phrases sont bien peu par rapport à tout ce que vous avez apporté. Je vous dédie donc ce mémoire.





---

<b>CHAPITRE I : INTRODUCTION GÉNÉRALE</b>	<b>1</b>
I.1 CONTEXTE INDUSTRIEL	3
I.2 OBJECTIFS ET PLAN DE LA THÈSE.	6
<b>CHAPITRE II : ETAT DE L'ART SUR LA TENUE DE STRUCTURES SOUS CHARGEMENT HORS-PLAN</b>	<b>9</b>
II.1 INTRODUCTION	11
II.2 MODELES POUR LA DESCRIPTION DU DELAMINAGE.	11
II.2.1 Approches proposées pour la modélisation du délaminage.	11
II.2.2 Présentation des critères de ruptures pour la rupture hors-plan.	15
II.3 ESSAIS POUR CARACTERISER LES RESISTANCES HORS-PLAN	19
II.3.1 Caractérisation de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .	19
II.3.2 Caractérisation de la résistance de compression hors-plan $Z_c$ .	23
II.3.3 Caractérisation de la résistance de cisaillement hors-plan $S_{13}^R$ .	24
II.3.4 Essais multiaxiaux hors-plan.	26
II.4 PRESENTATION DE L'APPROCHE GNERIQUE INDUSTRIELLE.	28
II.4.1 Etape de calcul global.	29
II.4.2 Etape de pré-dimensionnement.	30
II.4.3 Dimensionnement.	31
II.4.4 Identification des résistances hors-plan.	33
II.5 AXES D'AMELIORATION POUR UNE APPROCHE DE TYPE INDUSTRIELLE.	33
II.6 CONCLUSIONS.	35
<b>CHAPITRE III : PRESENTATION DE L'APPROCHE PROGRESSIVE DE LA RUPTURE 3D</b>	<b>39</b>
III.1 INTRODUCTION	41
III.2 PRESENTATION DU COMPORTEMENT MESOSCOPIQUE.	45
III.3 PRESENTATION DU CRITERE DE RUPTURE 3D DU PLI UNIDIRECTIONNEL.	47

III.3.1 Rupture en mode fibre.	47
III.3.2 Rupture en mode transverse.	52
III.3.3 Rupture en mode hors-plan.	59
<b>III.4 PRESENTATION DU MODELE DE DEGRADATION PROGRESSIVE.</b>	<b>63</b>
<b>III.5 PRESENTATION DU COUPLAGE PLAN/HORS-PLAN.</b>	<b>66</b>
<b>III.6 CONCLUSIONS.</b>	<b>69</b>

## **CHAPITRE IV : IDENTIFICATION DE LA RESISTANCE DE TRACTION**

### **HORS-PLAN 73**

<b>IV.1 INTRODUCTION</b>	<b>75</b>
<b>IV.2 PRESENTATION DE L'ESSAI DE FLEXION QUATRE POINTS SUR CORNIERE.</b>	<b>75</b>
<b>IV.3 PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE.</b>	<b>78</b>
<b>IV.4 PRESENTATION DES METHODES D'ANALYSES.</b>	<b>80</b>
IV.4.1 Méthode d'analyse analytique.	80
IV.4.2 Méthode d'analyse par simulation éléments finis.	84
<b>IV.5 EXPLOITATION DES DONNÉES EXPÉRIMENTALES.</b>	<b>87</b>
IV.5.1 Détermination de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .	87
<b>IV.6 INTERET DE L'ESSAI DE FLEXION QUATRE POINTS SUR CORNIERE.</b>	<b>93</b>
IV.6.1 Influence des propriétés élastiques sur la détermination de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .	93
IV.6.2 Etude sur la stabilité de la propagation du délaminage.	96
IV.6.3 Etude de l'influence des effets de bords sur la détermination de la résistance de traction hors-plan.	99
<b>IV.7 INFLUENCE DU PROCÉDÉ DE FABRICATION SUR LA DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE DE TRACTION HORS-PLAN.</b>	<b>106</b>
<b>IV.8 CONCLUSIONS.</b>	<b>107</b>

## **CHAPITRE V : IDENTIFICATION DES RESISTANCES DE**

### **CISAILLEMENT HORS-PLAN 111**

<b>V.1 INTRODUCTION.</b>	<b>113</b>
--------------------------	------------

---

<b>V.2 IDENTIFICATION DES RESISTANCES DES CISAILLEMENT HORS-PLAN <math>S_{13}^R</math> ET <math>S_{23}^R</math> SUR CORNIERE.</b>	<b>113</b>
V.2.1 Détermination de la configuration de l'essai alternatif.	113
V.2.2 Présentation de la campagne expérimentale.	116
V.2.3 Méthode d'analyse de l'essai.	117
V.2.4 Exploitation des données expérimentales.	119
V.2.5 Intérêts de l'essai de pliage sur cornières stratifiées.	125
<b>V.3 PRESENTATION DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT INTERLAMINAIRE (CIL).</b>	<b>132</b>
V.3.1 Principe de l'essai.	132
V.3.2 Présentation de la campagne expérimentale.	132
V.3.3 Présentation des méthodes d'analyses.	133
V.3.4 Exploitation des données expérimentales.	136
V.3.5 Intérêts et limitations de l'essai de cisaillement interlaminaire CIL.	139
V.3.6 Influence du procédé de fabrication sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan.	144
<b>V.4 COMPARAISON DES RÉSULTATS D'ESSAIS DE CISAILLEMENT INTERLAMINAIRE SUR PLAQUES ET DE PLIAGE SUR CORNIÈRES.</b>	<b>145</b>
<b>V.5 CONCLUSIONS.</b>	<b>146</b>
<b>CHAPITRE VI : VALIDATION EXPERIMENTALE DU CRITERE DE RUPTURE HORS-PLAN</b>	<b>149</b>
<b>VI.1 INTRODUCTION.</b>	<b>151</b>
<b>VI.2 DEFINITION DE LA CAMPAGNE D'ESSAIS POUR LA VALIDATION DU CRITERE DE RUPTURE HORS-PLAN.</b>	<b>152</b>
VI.2.1 Essai de validation classiquement utilisé dans l'industrie aéronautique.	152
VI.2.2 Définitions des configurations d'essais alternatives.	154
<b>VI.3 PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE DE VALIDATION SUR CORNIERES STRATIFIEES.</b>	<b>158</b>
<b>VI.4 METHODE D'ANALYSE DES ESSAIS DE VALIDATION SUR CORNIERES.</b>	<b>160</b>
<b>VI.5 EXPLOITATION DES DONNEES EXPERIMENTALES.</b>	<b>162</b>
VI.5.1 Détection de l'endommagement intralaminaire avant rupture par délaminage.	162

VI.5.2 Validation des simulations éléments finis par comparaison avec les mesures de déformations et de déplacement.	163
<b>VI.6 ANALYSE DES ESSAIS.</b>	<b>167</b>
VI.6.1 Analyse classique des essais de validation sur cornières.	167
VI.6.2 Principe de la méthode d'analyse des essais.	172
VI.6.3 Validation de l'enveloppe de rupture dans les plans $(\sigma_{33}, \tau_{13})$ et $(\sigma_{33}, \tau_{23})$ .	174
VI.6.4 Validation du couplage entre le cisaillement hors-plan et la compression sens fibre.	176
<b>VI.7 CONCLUSION.</b>	<b>179</b>
<b>CHAPITRE VII : CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES</b>	<b>183</b>
<b>RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES</b>	<b>191</b>

# CHAPITRE I :

## INTRODUCTION GÉNÉRALE

---

I.1	CONTEXTE INDUSTRIEL	3
I.2	OBJECTIFS ET PLAN DE LA THÈSE.	6

---



## I.1 CONTEXTE INDUSTRIEL

Depuis le protocole de Kyoto, le changement climatique est un des principaux enjeux du 21<sup>ème</sup> siècle. Tous les secteurs industriels dont le secteur aéronautique sont donc contraints de réduire leur rejet d'émissions polluantes dans l'atmosphère. Les acteurs de ce secteur s'accordent également sur le fait que le trafic aérien et donc les émissions polluantes vont croître à long terme. A ces nouvelles exigences environnementales, s'ajoutent celles des compagnies aériennes qui demandent des produits plus compétitifs tant au niveau de la fiabilité que du coût de fonctionnement (maintenance, consommation de carburant, ...). La production de nouveaux avions plus performants et efficaces passe donc par l'amélioration de l'aérodynamisme de l'appareil, le rendement de ses moteurs et surtout l'allègement de sa structure. La compétition entre les matériaux métalliques mieux maîtrisés et les matériaux composites plus innovants a donc été relancé et leur utilisation ne cesse de croître dans ce domaine (Figure I-1).

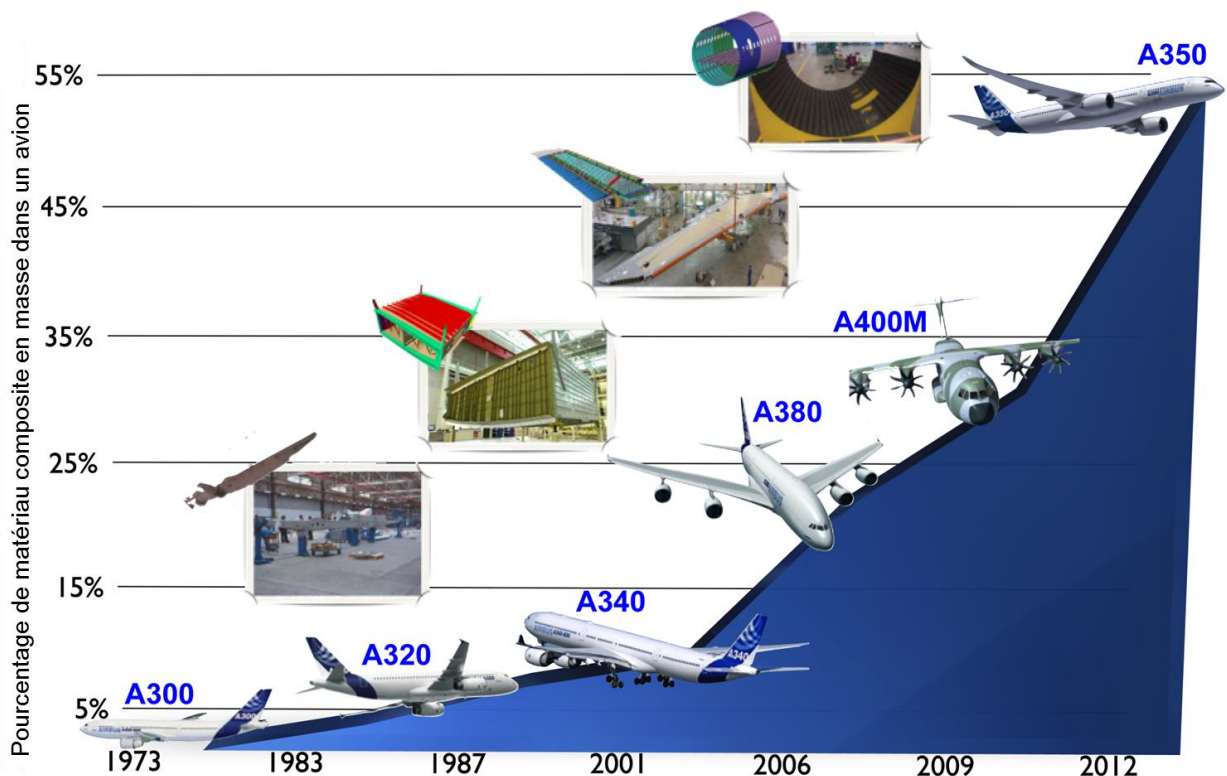


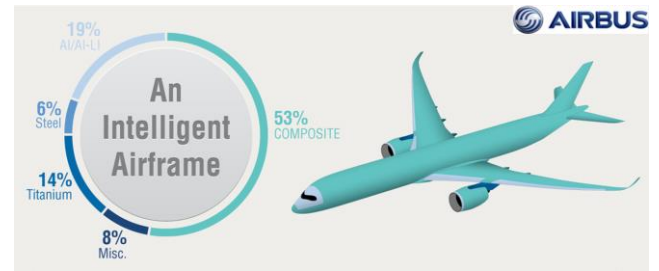
Figure I-1 : Evolution du pourcentage de matériaux composites en masse dans la gamme d'avion Airbus aux cours des 40 dernières années.

Au départ l'utilisation de ces matériaux était cantonnée à des structures secondaires faiblement chargées mécaniquement. Une meilleure compréhension du comportement matériau et une meilleure maîtrise des procédés de fabrication a permis leur utilisation pour la fabrication de structures primaires assurant l'intégrité structural de l'avion. En effet pour l'Airbus A380, le caisson central de voilure (Figure I-2) a été entièrement réalisé en matériau composite et a ainsi permis une diminution de la masse de plus de 1.5 tonnes en comparaison d'une solution métallique. Pour le futur avion A350, les matériaux composites seront utilisés massivement jusqu'à 53% en masse (Figure I-3). L'avantage de ces matériaux est qu'ils possèdent un rapport masse/rigidité/résistance important par rapport aux matériaux métalliques et une plus grande durée de vie réduisant ainsi les coûts de maintenance et les intervalles d'inspections.





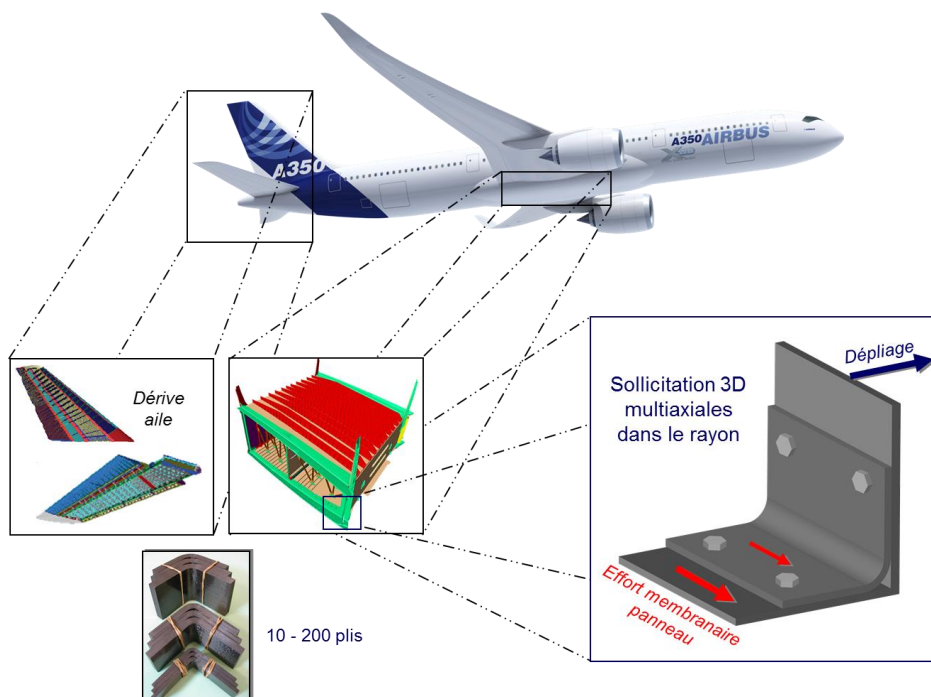
*Figure I-2 : Caisson central de voilure de l'Airbus A380.*



*Figure I-3 : Pourcentage des différents matériaux utilisés dans la fabrication du futur avion A350.*

Comme nous l'avons mentionné précédemment, les matériaux composites stratifiés sont désormais utilisés pour la fabrication de structures présentant des géométries complexes et soumises à des chargements tridimensionnels. Dans ces différentes structures, la reprise des efforts de dépliage/pliage entre les panneaux perpendiculaires est généralement assurée par des cornières composites stratifiées (Figure I-4) assemblées aux autres panneaux par boulonnage.

Ce choix peut paraître surprenant à première vue car les efforts de dépliages appliqués sur les cornières composites ont tendance à induire des chargements hors-plan et donc du délaminage, c'est-à-dire un décollement entre les différentes couches. Or, nous avons évoqué précédemment que la tenue au délaminage des matériaux composites stratifiés constituait leur principal point faible. Toutefois, les cornières sont également dimensionnées pour reprendre également une partie des chargements membranaires appliqués aux panneaux. Ces chargements plans peuvent être très importants, notamment dans le cas du caisson central et justifient ainsi le choix d'utiliser des cornières composites stratifiées. De plus, les cornières composites peuvent faire partie intégrante du panneau (la fin du panneau étant recourbée en L) pour minimiser le nombre d'assemblages boulonnés dans la pièce finale (réduisant également la masse de la structure considérée).



*Figure I-4 : Utilisation des cornières composites stratifiées dans les différentes parties structurales d'un avion.*

De par leur utilisation dans différentes parties de l'avion, les cornières composites stratifiées présentent différentes épaisseurs en fonction de l'intensité du chargement appliqué et peuvent varier de 10 plis pour les dérives arrières horizontales et verticales faiblement chargées, à plus de 200 plis dans le caisson central de voilure fortement sollicité. De plus, ces cornières peuvent être constituées de différentes séquences d'empilement car suivant leurs localisations dans l'avion elles ne sont pas soumises au même type de chargements. En effet, on utilisera plutôt des empilements orientés de type 50/25/25<sup>1</sup> (avec un fort pourcentage de plis à 0°) pour les parties soumises à des efforts de traction ou de compression longitudinaux comme dans le cas du caisson central de voilure ou on utilisera plutôt des empilements désorientés de type 20/60/20 (avec un fort pourcentage de plis à ±45°) pour les parties soumises à des efforts de cisaillement comme dans le cas des dérives arrières horizontales et verticales.

Pour conclure, les cornières composites stratifiées, utilisées dans plusieurs composants vitaux pour la tenue d'un avion, sont soumises à des sollicitations tridimensionnelles multiaxiales complexes. En effet, elles reprennent une partie des efforts membranaires des panneaux combinés à un effort de dépliage entre les panneaux. Plusieurs mécanismes de ruines ont été observés expérimentalement ([Barnes 06], [Brun 05], [Duffaut 06]) au sein des cornières composites stratifiées (Figure I-5) :

- Une rupture des fibres proches de la fixation qui permet le maintien de la cornière au panneau.
- L'arrachement de fixation aussi appelé "pull-through", la fixation peut passer au travers de la cornière.
- Le délaminage dans le rayon de la cornière qui est du à un champ de contraintes localement tridimensionnelles. On notera également qu'une fois que le délaminage est amorcé pour les différentes configurations testées par Airbus, la propagation de ce délaminage est instantanée et induit la ruine de l'éprouvette.

Les deux premiers modes de rupture cités sont liés aux fixations et ne sont pas spécifiques à la problématique de la tenue des cornières composites stratifiées. Ils ne seront donc plus abordés dans le cadre de travail. Nous nous focaliserons uniquement sur la rupture hors-plan par délaminage due aux contraintes hors-plan et les couplages avec les autres modes de rupture et d'endommagements.

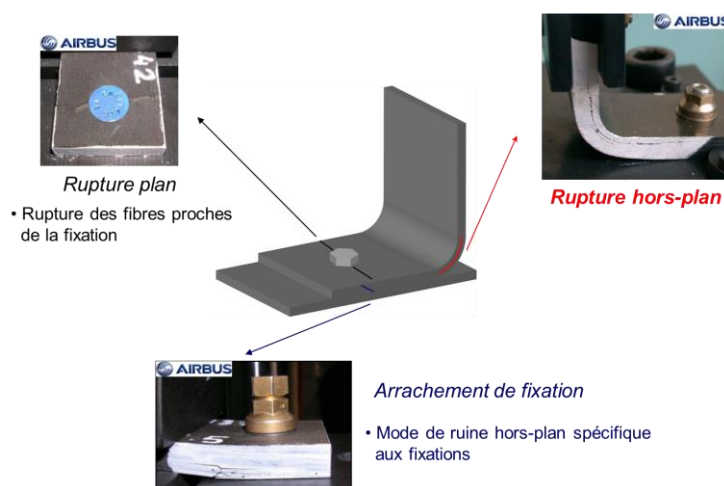


Figure I-5 : Mécanismes de ruines rencontrés dans les cornières composites stratifiées.

<sup>1</sup> Comme l'ensemble des stratifiés aéronautiques sont constitués uniquement de plis à 0°, ±45° et 90°, ces derniers peuvent être désignés soit par leur séquence d'empilement exacte, soit uniquement par le pourcentage de plis à 0°, à ±45° et à 90°. Par conséquent, un stratifié quasi-isotrope [0°/45°/-45°/90°]<sub>s</sub> sera également désigné par l'appellation 25/50/25, à savoir 25% de plis à 0°, 50% de plis à ±45° et 25% de plis à 90°. La somme des trois pourcentages doit bien entendu être égale à 100%.

La tenue mécanique hors-plan est l'une des principales faiblesses des stratifiés unidirectionnels et la prévision de la tenue de structures soumises à des chargements tridimensionnelles reste actuellement un challenge scientifique et ce pour deux raisons principales :

- La première raison est due à l'empirisme des méthodes de dimensionnement actuelles, qui ne représentant pas la physique des mécanismes de rupture mis en jeu, présentent ainsi des capacités prédictives très limitées. Ce manque de confiance dans les modèles entraînent d'importantes et coûteuses campagnes de validation/recalage expérimentale et en particulier dans le cas de cornières composites qui présentent de nombreuses séquences d'empilements et de nombreuses épaisseurs.
- La deuxième raison réside dans les difficultés rencontrées pour identifier les propriétés mécaniques hors-plan d'un matériau composite unidirectionnel et notamment les résistances hors-plan. La proposition d'un protocole d'identification robuste de ces contraintes d'amorçage du délaminage, constituant on le rappelle le point faible majeur des composites stratifiés, est un point clé pour un dimensionnement robuste des structures composites stratifiées soumises à des chargements tridimensionnels réels.

C'est pourquoi, il est indispensable aujourd'hui de proposer des méthodes de calcul 3D innovantes offrant un degré moindre d'empirisme pour le dimensionnement de structures composites, ainsi que les méthodes d'identification associées avec des protocoles d'essais clairement définis.

## **I.2 OBJECTIFS ET PLAN DE LA THÈSE.**

L'objectif de cette thèse est donc de proposer une stratégie robuste pour l'analyse de la tenue de structures composites soumises à des sollicitations tridimensionnelles. Ce travail peut être décomposé en quatre axes majeurs :

- Le premier axe consiste à analyser les méthodes de dimensionnement de structures composites sous sollicitations tridimensionnelles utilisées actuellement, ainsi que les procédures d'identification associées afin d'en définir les points forts et les limitations en vue de dégager les grandes lignes de recherche associées à cette thématique.
- Le second axe porte sur la proposition d'une approche de la rupture tridimensionnelle, prenant en compte les modes de ruine plan et hors-plan ainsi que leurs couplages, associée à un modèle d'endommagement permettant de prévoir l'évolution des propriétés mécaniques au cours du chargement et ainsi de définir la nocivité des différents modes de ruine.
- Le troisième axe est dédié à la proposition d'une stratégie d'identification robuste des résistances hors-plan soit à partir d'essais classiques (tel que des essais de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées) soit à l'aide d'essais complémentaires originaux (flexion quatre points ou pliage sur cornières) destinés à une meilleure compréhension des différents mécanismes de ruine intervenant dans ce type de structure.
- Enfin le dernier axe portera sur la proposition et la réalisation d'une campagne d'essais de validation de l'approche à la rupture tridimensionnelle proposée sur des structures représentatives de la problématique des cornières composites stratifiées.

Les grandes lignes de ces quatre axes majeurs sont détaillées par la suite et constituent le plan de ce mémoire de thèse.

Afin de proposer une approche à la rupture tridimensionnelle complète permettant de prévoir la ruine de structures composites sous sollicitations 3D complexes, une étude bibliographique sera effectuée dans le *chapitre II*. Tout d'abord, une étude portant sur les différentes approches matériaux sera présentée pour en définir leurs avantages et inconvénients. Une attention particulière sera portée sur la possibilité d'utiliser ces différentes modélisations en bureau d'études. Ensuite, une analyse

critique des essais de caractérisations des résistances hors-plan (traction, compression et cisaillements) sera effectuée. A nouveau, l'accent sera mis sur la possibilité de réaliser ces essais et leur analyse dans un contexte industriel. Enfin, nous présenterons et analyserons la méthode actuelle de dimensionnement utilisée dans l'industrie afin d'en dégager les principales limitations pour définir les principaux axes d'améliorations.

Suite à l'analyse des méthodes de dimensionnements, nous présenterons une approche alternative de la rupture 3D progressive dans le *chapitre III*, qui semble bien convenir, selon nous, aux besoins industriels actuels (faible coûts de calcul, simplicité de mise en œuvre et facilité d'identification). L'entité élémentaire de modélisation sera le pli unidirectionnel. Cette approche est décomposée en cinq points majeurs : (i) la méthode de changement d'échelle permettant de passer de l'échelle du stratifié à celle du pli, (ii) la loi de comportement mésoscopique permettant de déterminer les champs de contraintes et déformations au sein du pli, (iii) le critère de rupture du pli UD permettant de prévoir la rupture de ce dernier dans le stratifié, (iv) le modèle de dégradation du pli rompu permettant de prendre en compte l'évolution des propriétés mécaniques des plis fissurés et de gérer le report des charges sur les plis sains jusqu'à (v) la ruine finale de la structure.

L'approche à la rupture que nous avons proposée nécessite l'identification des propriétés mécaniques d'un pli unidirectionnel supposé classiquement isotrope transverse. Aujourd'hui, un certain nombre d'essais de caractérisation sont déjà réalisés dans l'industrie pour déterminer certaines propriétés élémentaires dans le plan pour un pli UD. Les essais permettant d'identifier les propriétés hors-plan, sont plus délicats à réaliser et/ou à analyser. Nous nous intéresserons principalement dans le *chapitre IV*, à l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  à l'aide de l'essai de flexion quatre points sur cornière. Nous proposerons une procédure d'identification robuste. Nous montrerons également la pertinence de cet essai pour l'identification de cette résistance en comparaison des méthodes classiquement utilisées.

Le *chapitre V* sera dédié, cette fois, à l'identification des résistances de cisaillement hors-plan du matériau. Cette identification sera réalisée sur un essai original défini dans la cadre de ce travail à savoir un essai de pliage sur cornière stratifié. Comme dans le *chapitre IV*, nous présenterons également l'intérêt de cet essai en le comparant avec le type d'essai classiquement utilisé. Nous montrerons ainsi l'influence du procédé de fabrication sur l'identification des résistances hors-plan.

Pour terminer, le *chapitre VI* sera consacré à la validation expérimentale du critère de rupture hors-plan proposé. L'étude bibliographique dans le *chapitre II* avait montré que peu de données expérimentales étaient disponibles dans la littérature pour la validation d'un critère 3D. Nous avons donc dimensionné et réalisé une campagne d'essais de validation sur cornières composites, au sein de laquelle différents états de multiaxialité des contraintes locales ont pu être testés. Une démarche de capitalisation d'essais sur structures a été mise en place afin d'extraire un maximum d'informations de ces essais à rupture sur cornières composites stratifiées pour pouvoir valider les couplages introduits entre les différents mécanismes de ruines du modèle.

Enfin, les principaux apports de travail de thèse seront discutés dans le *chapitre VII*, et les différentes perspectives à cette étude seront évoquées.

Il est important de noter que cette thèse a été réalisée en majorité à l'Onera dans le cadre d'un financement CIFRE Airbus. La partie expérimentale de cette thèse s'appuie sur un projet de recherche (STAF : Structures et Technologies Avancées pour Fuselage de 2008-2010) incluant différents partenaires industriels (notamment EADS-IW, Dassault, Airbus ...). Pour l'Onera, les travaux concernaient le comportement des matériaux et des détails structuraux composites et est

abordée sous 3 aspects, selon le type de sollicitation : sollicitation mécanique 3D quasi-statique (tâches 2 à 4), sollicitation mécanique 2D dynamique (tâches 5 à 6) et sollicitation thermique 2D (tâches 7 à 8). Mes travaux de thèses se sont inscrits dans les tâches 2 à 4). Une partie de mes travaux a également été menée dans le cadre de la suite du programme STAF (appelé STRENGTH : STRucture tEchNology and meTHod 2009-2012). Les essais de caractérisation (*chapitres IV* et une partie des essais de *chapitre V*) ont été réalisés dans le cadre de STAF et les essais de validation dans le cadre de STRENGTH (majorité des essais du *chapitre V* et *chapitre VI*).

L'ensemble des essais ont été réalisés sur des stratifiés d'UD en T700GC/M21 (grammage de 268g/m<sup>2</sup>). Deux lots de matières ont été utilisés : les éprouvettes dans le cadre de STAF (notées dans la suite Lot-STAF) ont été réalisés par Duqueine Composites et les les éprouvettes dans le cadre de STRENGTH (notées dans la suite Lot-STRENGTH) ont été réalisés par le CRITT de Toulouse. La différence entre les deux lots réside d'une part sur le rouleau de T700 GC/M21 (celui du lot-STRENGTH a été acheté spécifiquement pour ce programme et conservé au congélateur dans des conditions aéronautique) et d'autre part sur le procédé de fabrication.

# CHAPITRE II :

## ETAT DE L'ART SUR LA TENUE DE STRUCTURES SOUS CHARGEMENT HORS-PLAN

---

<b>II.1</b>	<b>INTRODUCTION</b>	<b>11</b>
<b>II.2</b>	<b>MODELES POUR LA DESCRIPTION DU DELAMINAGE.</b>	<b>11</b>
II.2.1	Approches proposées pour la modélisation du délaminage.	11
II.2.2	Présentation des critères de ruptures pour la rupture hors-plan.	15
<b>II.3</b>	<b>ESSAIS POUR CARACTERISER LES RESISTANCES HORS-PLAN</b>	<b>19</b>
II.3.1	Caractérisation de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .	19
II.3.2	Caractérisation de la résistance de compression hors-plan $Z_c$ .	23
II.3.3	Caractérisation de la résistance de cisaillement hors-plan $S_{13}^R$ .	24
II.3.4	Essais multiaxiaux hors-plan.	26
<b>II.4</b>	<b>PRESENTATION DE L'APPROCHE GNERIQUE INDUSTRIELLE.</b>	<b>28</b>
II.4.1	Etape de calcul global.	29
II.4.2	Etape de pré-dimensionnement.	30
II.4.3	Dimensionnement.	31
II.4.4	Identification des résistances hors-plan.	33
<b>II.5</b>	<b>AXES D'AMELIORATION POUR UNE APPROCHE DE TYPE INDUSTRIELLE.</b>	<b>33</b>
<b>II.6</b>	<b>CONCLUSIONS.</b>	<b>35</b>

---



## II.1 INTRODUCTION

Afin de pouvoir proposer une méthodologie complète permettant de prévoir la ruine par délaminage de structures composites sous sollicitations tridimensionnelles, il est nécessaire d'effectuer, dans un premier temps, une étude bibliographique concernant (i) la modélisation de la rupture hors-plan et (ii) les essais à mettre en place ainsi que les méthodes d'analyses associées pour identifier les différents paramètres nécessaires à la modélisation.

Dans la première partie, les différents modèles matériaux rencontrés dans la littérature pour la modélisation du délaminage seront présentés. Une étude critique des différentes approches sera présentée afin de définir leurs avantages et leurs inconvénients. Une attention particulière sera portée sur la possibilité de leur usage en bureau d'étude. Le compromis complexité de modélisation, capacité prédictive et coût de calcul sera donc discuté afin de déterminer le type d'approche retenu pour ce travail de thèse. Les approches répondant au mieux au cahier des charges de la thèse seront ensuite analysées de façon plus minutieuse.

Dans la seconde partie, nous présenterons les différents essais de caractérisation spécifiques à l'amorçage du délaminage permettant de déterminer les résistances hors-plan du matériau (traction, compression et cisaillements hors-plan). A nouveau, une analyse critique de ces essais sera proposée en mettant l'accent sur le compromis complexité de l'essai, complexité de la méthode d'analyse associée et possibilité de l'utiliser dans un contexte industriel (mise en œuvre, reproductibilité...).

Enfin, dans la dernière partie, nous présenterons l'approche générique industrielle actuelle utilisée pour le dimensionnement des structures stratifiées de type cornières et discuterons, à la vue de la bibliographie présentée précédemment, de leurs avantages et de leurs limitations. Cette analyse critique, nous permettra de dégager les axes de recherche de cette thèse qui feront l'objet des chapitres suivants.

## II.2 MODELES POUR LA DESCRIPTION DU DELAMINAGE.

### II.2.1 Approches proposées pour la modélisation du délaminage.

Trois types d'approches ont été développés ces dernières années pour décrire la rupture par délaminage de structures composites :

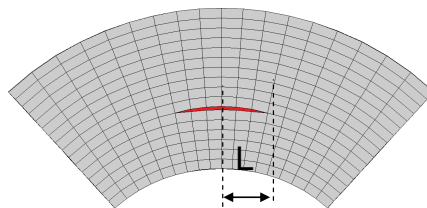
#### *Les critères de ruptures*

Depuis 30 ans, de nombreux chercheurs ont développé des critères de rupture pour la prévision de la force à la ruine de structures composites. Cette approche est simple à mettre en œuvre et présente un coût de calcul faible. En effet, il suffit de vérifier, en post-traitement d'un calcul par éléments finis d'une pièce aéronautique, si le critère de rupture est rempli en un point de Gauss de la structure (*i.e.* vérification d'une inégalité). Leur rapport qualité de prévision, complexité de mise en œuvre et coût de calcul explique que les critères de rupture soient très utilisés par les industriels. Il est important de noter que les critères de rupture ne permettent de prévoir que la force à la première rupture hors-plan et la localisation de ce mécanisme de ruine au sein de la structure. Dimensionner une structure à l'amorçage du délaminage revient à supposer que la propagation du délaminage est instantanée et induit la ruine de la structure, ce qui suivant la structure et le type de chargement appliqué peut entraîner un surdimensionnement de la pièce composite. Ce point constitue la principale limitation des critères de rupture, ils ne permettent de prévoir que l'amorçage du délaminage mais pas la propagation.

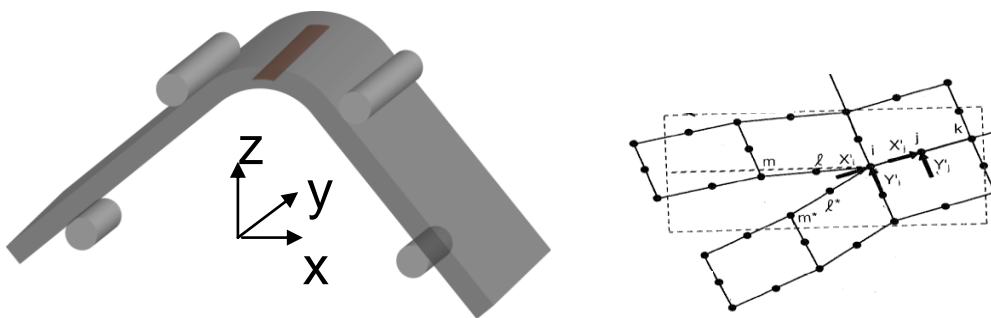


*La mécanique linéaire de la rupture*

La mécanique linéaire de la rupture [Griffith 21] est utilisée pour la propagation du délaminage. Celle-ci est basée sur le critère de Griffith, supposant qu'une fissure se propage si l'énergie libérée (notée  $G$ ) pendant la propagation de la fissure sur une longueur  $L$  est égale ou supérieure au taux de restitution d'énergie critique (noté  $G_c$ ) pour faire propager la fissure sur la longueur considérée, comme montré sur la Figure II-1. L'avantage de cette méthode repose sur sa simplicité de mise en œuvre puisqu'elle ne nécessite que des calculs élastiques. En effet, il est nécessaire de réaliser un calcul élastique pour chaque longueur de fissure considérée. De plus, les méthodes de type VCCT (Virtual Crack Closure Technique) [Abaqus 10] ou VCCE sont actuellement disponibles dans de nombreux codes commerciaux. Le principe général de cette méthode est présenté sur la Figure II-1.



*Insertion de la fissure sur toute la largeur à l'interface la plus sollicitée*



*Calcul de l'énergie à déplacement donnée via la méthode VCCT*

*Figure II-1 : Principe de la méthode VCCT.*

Toutefois, le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  dépend de la proportion de chacun des trois modes possibles de délaminage (voir Figure II-2). La procédure de la détermination des taux de restitution d'énergie critique est aujourd'hui normalisée (essai DCB [ASTM 07] et essai ENF [Carlsson 86]). Toutefois, la détermination de la mixité de mode dans un calcul de structure nécessite l'usage de modèles spécifiques pas toujours triviaux à mettre en place et dont les capacités prédictives sont toujours en cours d'évaluation [Vandellos 11].

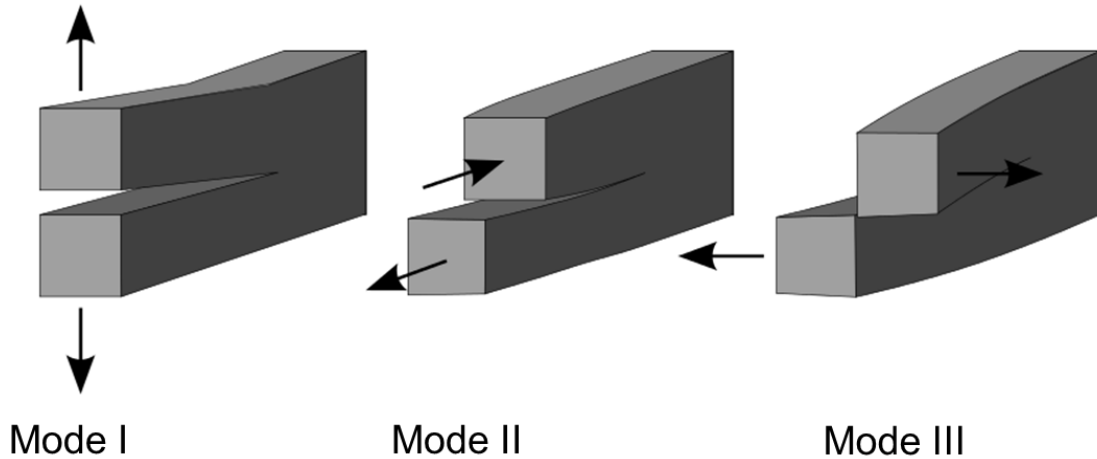


Figure II-2 : Différents modes de délaminages.

La mécanique linéaire de la rupture ne peut être utilisée dans le cas de comportement non linéaire. Ces méthodes ne sont donc pas applicables si de la fissuration au sein des plis est observée avant le délaminage, ce qui est usuel dans les structures stratifiées. Enfin, la principale limitation de la mécanique linéaire de la rupture suppose que l'on connaisse a priori la localisation de la zone délaminée. Cette méthode est donc particulièrement adaptée pour la prévision du décollement d'un raidisseur dans un panneau raidi [Bertolini 08]. Toutefois, dans une structure stratifiée sous sollicitations tridimensionnelles, toutes les interfaces sont susceptibles de délaminer et d'entraîner la ruine de l'éprouvette. Ainsi les méthodes basées sur la mécanique linéaire de la rupture ne sont pas applicables. Ce point constitue la principale limitation des méthodes basées sur la mécanique linéaire de la rupture, elles ne permettent de prévoir que la propagation du délaminage si sa localisation est connue. Ces méthodes ne permettent pas de prévoir l'amorçage du délaminage.

#### *Les modèles d'endommagement*

Le but de ces modèles est de proposer une approche permettant de prévoir à la fois l'amorçage et la propagation des endommagements. Concernant les approches spécifiques au délaminage, elles sont principalement basées sur les modèles de zone cohésive [Alfano 01], [Tvergaard 95] et [Allix 92].

Dans ces modèles, le comportement mécanique de l'interface est décrit par la relation entre les déplacements normaux et tangents ( $U_n$ ,  $U_t$ ) et les efforts normaux et tangents de traction ( $T_n$ ,  $T_t$ ) de deux nœuds initialement superposés. L'évolution de l'endommagement est prise en compte par une variable d'endommagement  $\lambda$ . Ce paramètre varie de 0 (nœuds superposés) à 1 (nœuds décollés). La séparation complète des deux nœuds intervient donc lorsque  $\lambda=1$ .

Ces approches reposent sur (i) un critère de d'amorçage (basé sur les critères de rupture) et (ii) un critère de mixité de mode (basée sur la mécanique linéaire de la rupture). Elles sont délicates à identifier puisqu'elles nécessitent l'identification et la validation d'un critère d'amorçage et de propagation. Le lecteur intéressé pourra se reporter à [Vandellos 11] pour plus de détails sur les modèles de zones cohésives. De plus, ces approches sont coûteuses à mettre en œuvre d'un point de vue numérique (i) puisqu'elles nécessitent l'insertion d'éléments finis particuliers entre chacun des plis (augmentation du nombre de degrés de liberté du problème), (ii) conduisent souvent à des problèmes de convergence et (iii) un maillage très fin est nécessaire pour décrire correctement l'amorçage du délaminage (voir [Vandellos 11]).

Comme une alternative aux éléments de zone cohésive, il est également possible de mélanger les deux premières approches. En effet, l'idée consiste à appliquer dans un premier temps, un critère de rupture pour détecter l'interface la plus chargée, puis à insérer un délaminage entre les plis, dont la surface correspond à la zone considérée comme rompue par le critère de rupture, et à faire propager ce dommage par une méthode de type VCCT basée sur la mécanique linéaire de la rupture. Ce type d'approche a été appliqué par [Wimmer 09] au cas de cornières stratifiées en L sous sollicitation de dépliage. Toutefois, à nouveau ce type d'approche n'est pas applicable si de l'endommagement dans le pli est détecté avant le délaminage.

Enfin, une autre alternative à ce type d'approche consisterait à généraliser les approches progressives de la rupture, écrites à l'échelle du pli ([Pinho 06], [Laurin 07a]) initialement pour décrire les mécanismes de rupture plan, aux mécanismes de ruine hors-plan comme le délaminage. Une approche progressive de la rupture considère donc le pli unidirectionnel comme entité élémentaire de modélisation, ce qui signifie que l'interface n'est pas explicitement représentée. Ces modèles proposent de dégrader progressivement les rigidités plan et/ou hors-plan du pli rompu au sein du stratifié. Cette réduction des propriétés du pli rompu entraînera le report des efforts sur les plis voisins non rompus et permettra de prévoir de manière conservatrice la ruine de la structure. La rupture finale est atteinte lorsqu'un mécanisme de ruine catastrophique (comme les ruptures de fibres par exemple) est vérifiée.

Certains auteurs ont ainsi proposé ce type d'approche pour décrire la rupture de stratifiés sous chargements hors-plan ([Carrère 10a], [Carrère 10b]) dans le cadre du WWFE-II (World Wide Failure Exercise) [Hinton 09]. L'avantage de cette méthode réside dans sa simplicité de mise en œuvre et son coût de calcul réduit par rapport aux zones cohésives (puisque'il n'est pas nécessaire d'introduire des éléments surfaciques additionnels pour décrire le délaminage). Des questions restent toutefois ouvertes : (i) seuls les effets du délaminage sont pris en compte sur le comportement du pli, cela est-il suffisant et (ii) comment faire le lien avec la mécanique de la rupture ?

Comme présenté dans le premier chapitre, ce travail de thèse se focalisera sur la prévision de la rupture de structures composites de type cornières en L sous sollicitations multiaxiales tridimensionnelles. Bien que les modèles de zones cohésives semblent être la méthode présentant le domaine de validité le plus large, cette méthode n'a pas été retenue du fait de la complexité de leur mise en œuvre, et les coûts de calculs associés qui rendent son transfert vers un bureau d'étude délicat. Dans le cas de cornières composites, toutes les interfaces peuvent potentiellement délaminer suivant le chargement appliqué. De plus, la propagation du délaminage dans les cornières est souvent instantanée et induit la ruine de la structure.

Les approches de type critères de ruptures ont donc été retenues car elles présentent pour la problématique de cette thèse le meilleur rapport simplicité de mise en œuvre (essais d'identification et calcul), qualité des prévisions, coût de calcul. On trouve dans la littérature, un certain nombre de critères de rupture spécifiques à la rupture hors-plan qui seront présentés dans la section suivante.

## II.2.2 Présentation des critères de ruptures pour la rupture hors-plan.

### II.2.2.1 Critère de contrainte maximale.

Le critère de la contrainte maximale hors-plan est le plus simple des critères et distingue les mécanismes de rupture élémentaires (rupture en traction/compression, cisaillement  $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$ , voir équation II-1).

$$\begin{cases} \sigma_{33} \geq Z_t & \text{si } \sigma_{33} \geq 0 \\ \sigma_{33} \leq Z_c & \text{sinon} \end{cases}, \tau_{13} \geq S_{13}^R, \tau_{23} \geq S_{23}^R \quad \text{II-1}$$

Où  $Z_t$  et  $Z_c$  sont respectivement les résistances de traction et compression hors-plan,  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  sont les résistances de cisaillement hors-plan. Ce critère ne prend pas en compte les couplages entre les différentes composantes du tenseur des contraintes. Ce critère de rupture est peu utilisé car il ne prend pas en compte le couplage traction/cisaillement. Il est moins conservatif que les autres critères de rupture présentés dans cette section.

### II.2.2.2 Critère quadratique de Christensen et DeTeresa.

Christensen et DeTeresa [Christensen 04] ont développé un critère de rupture 3D macroscopique et l'ont validé pour des éprouvettes diabolos de fortes épaisseurs constituées d'empilements stratifiés quasi-isotropes pour différents matériaux Carbone/Epoxy.

Ce critère de rupture considère deux modes de rupture catastrophiques pour le stratifié : la rupture des fibres dans le plan et le délaminage. Le critère pour le délaminage est reporté dans l'équation II-2, avec  $Z_t$  la résistance de traction-hors plan, et  $S$  la résistance de cisaillement hors-plan.

$$\frac{\sigma_{33}}{Z_t} + \frac{\sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2}{S^2} \leq 1 \quad \text{II-2}$$

Les résistances de cisaillement hors-plan sont supposées égales dans le critère car ce dernier est appliqué au cas d'un stratifié quasi-isotrope. Cette hypothèse à l'échelle du pli UD n'est pas valable comme cela sera abordé dans cette thèse. Enfin, ce critère suppose qu'il n'y a pas de rupture en compression hors-plan, ce qui pourrait être une hypothèse critiquable.

Enfin, ce critère permet de décrire le renforcement apparent de la résistance de cisaillement dans le cas de chargements multiaxiaux compression / cisaillements hors-plan. Le critère a été comparé avec succès avec des résultats expérimentaux issus de la littérature, comme reportés sur la Figure II-3. Ce renforcement a déjà été observé expérimentalement pour les chargements de compression transverse et cisaillement dans le plan par [Puck 02].

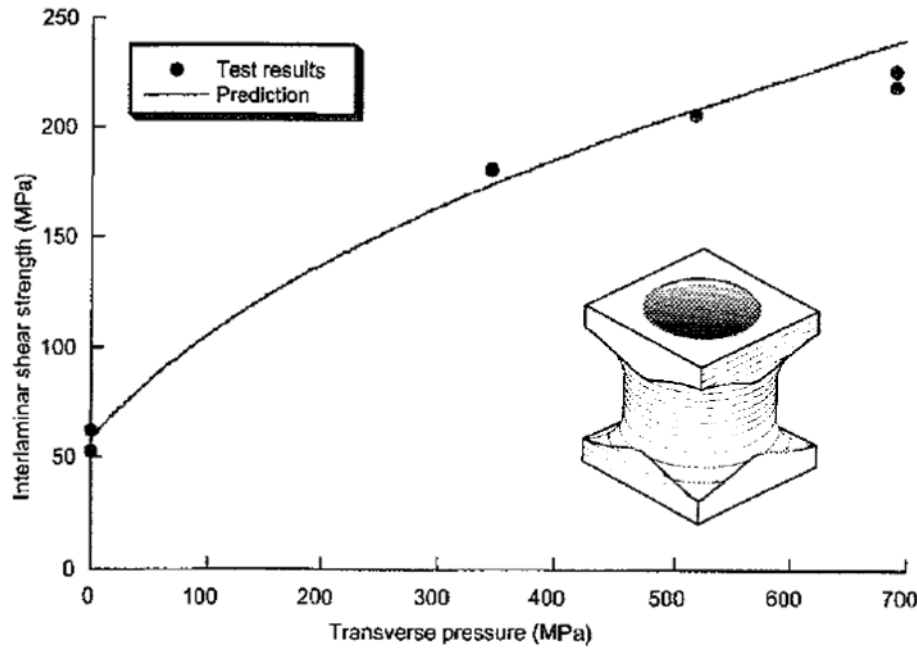


Figure II-3 : Effet de la compression sur le cisaillement sur stratifié quasi-isotrope T300/F584 [Christensen 04].

### II.2.2.3 Critère quadratique de Brewer et Lagace.

Brewer et Lagace [Brewer 88] ont proposé un critère 3D quadratique afin de prévoir l'amorçage du délaminage de bord intervenant au sein de plaques stratifiées avec des empilements spécifiques. Ce critère est défini à l'échelle du pli et considère que les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  sont différentes. De plus, le modèle de rupture proposé distingue la rupture en traction et la rupture en compression. Il est donc possible de prévoir une rupture en compression hors-plan (dont la résistance est notée  $Z_c$  dans l'équation II-3) contrairement à l'approche précédente.

$$\left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}^R}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}^R}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{33}^t}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{33}^c}{Z_c}\right)^2 = 1 \quad II-3$$

$$\text{avec } \begin{cases} \sigma_{33}^t = \sigma_{33} & \text{si } \sigma_{33} \geq 0 \\ \sigma_{33}^t = 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \sigma_{33}^c = 0 & \text{si } \sigma_{33} \geq 0 \\ \sigma_{33}^c = \sigma_{33} & \text{sinon} \end{cases} \quad II-4$$

Une différence importante avec le critère de Christensen réside dans la non prise en compte du renforcement compression / cisaillement hors-plan pourtant constaté expérimentalement dans le plan et dans le cas de chargement hors-plan comme mentionné précédemment.

Il convient de noter que ce type de critère de rupture permettant de prévoir le délaminage de bord est usuellement associé à des méthodes de type distance critique (comme la méthode du point stress [Withney 74]) permettant de gérer le problème de singularité en bord de plaque. La validation de ce type d'approche est rendue délicate par l'usage de ces méthodes à distance critique [Diaz Diaz 06], [Lagunegrand 06] et il convient de rester prudent quant à la capacité prédictive de ces critères de ruptures.

Pour les stratifiés usuels, on trouve dans la littérature une version simplifiée du critère [Chang 86], relativement similaire au critère de Brewer et Lagace ; elle est montrée dans l'équation suivante. Ce type de critère est uniquement valable pour les chargements multiaxiaux et est utilisé dans l'industrie.

$$\left(\frac{\sigma_{33}^t}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}^R}\right)^2 = 1 \quad II-5$$

#### II.2.2.4 Critère quadratique de Kim et Soni.

Kim & Soni [Kim 86] ont proposé un critère quadratique prenant en compte certains couplages pour décrire la rupture hors-plan sous sollicitations complexes.

$$f_3 = \left(\frac{\sigma_{33}}{Z_t Z_c}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}^2 + \tau_{23}^2}{S_{13}^{R^2} \text{ ou } S_{23}^{R^2}}\right) + \sigma_{33} \left(\frac{1}{Z_t} - \frac{1}{Z_c}\right) \leq 1 \quad II-6$$

Où  $Z_t$  et  $Z_c$  sont respectivement les résistances en traction et compression hors-plan et  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  les résistances de cisaillement hors-plan.

Ce critère de rupture quadratique est équivalent à celui de Tsai-Wu [Tsai 71] en prenant en compte seulement les contraintes hors-plan. Ce critère de rupture permet (i) de distinguer la rupture en traction et en compression (les mécanismes de ruine étant différents), (ii) de prévoir une diminution de la résistance de la structure sous chargement combiné de traction hors-plan et de cisaillement hors-plan ( $\tau_{13}$  ou  $\tau_{23}$ ) et (iii) de prévoir une augmentation de la résistance sous chargement combiné de compression hors-plan et de cisaillement hors-plan. L'identification de ce critère ne nécessite que la connaissance des résistances hors-plan uniaxiales sans ajout d'essais supplémentaires comme montré sur la Figure II-4.

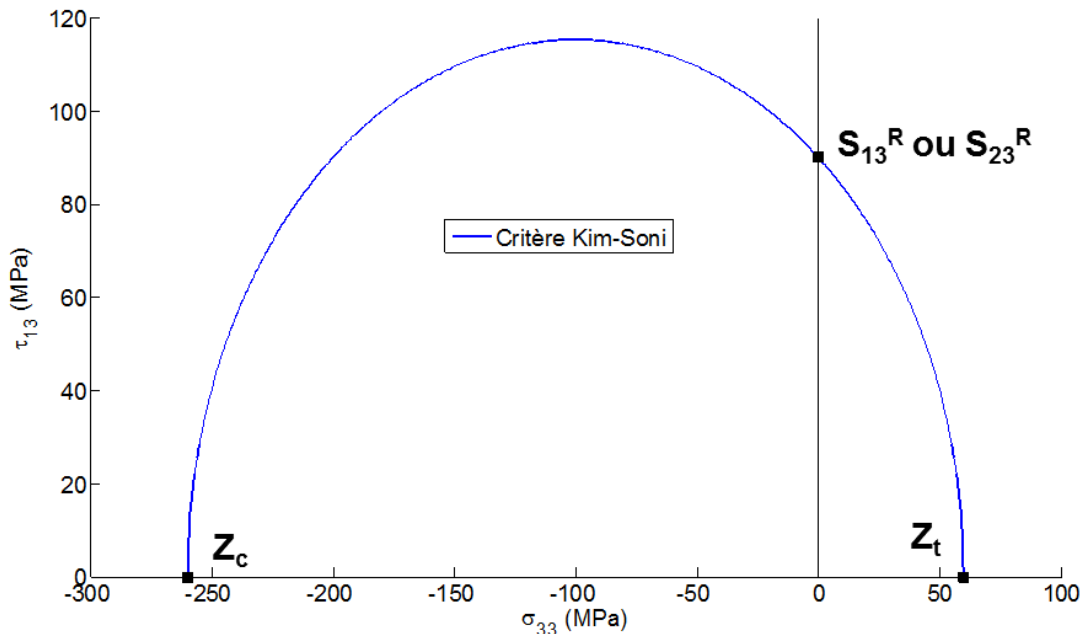


Figure II-4 : Enveloppe de rupture du critère Kim-Soni dans le plan ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{13}$ ).

Il convient de noter que la détermination du renforcement de la résistance apparente de cisaillement hors-plan est fonction de la résistance de cisaillement hors-plan et de la différence de résistance en traction et compression hors-plan, comme présenté sur la Figure II-5. La valeur de  $Z_c$  n'a été que très rarement mesurée et est souvent prise égale à  $Y_c$ , la résistance de compression transverse d'un pli UD ; conformément à l'hypothèse d'isotropie transverse des plis UD. Dans le cas de matériau où les résistances en traction sont supérieures en valeur absolue à celle de la compression, on tendrait à prévoir un renforcement en traction/cisaillement, ce qui semble peu réaliste. Si la résistance de traction est égale à celle de la compression en valeur absolue, le critère de Kim & Soni est équivalent au critère de Brewer-Lagace.

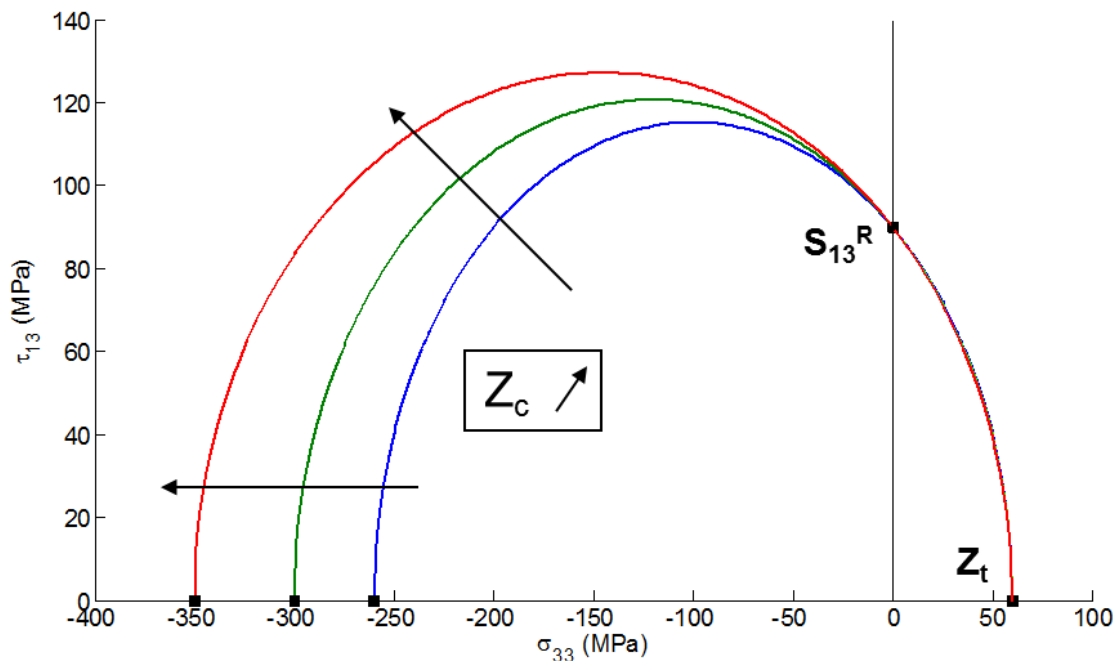


Figure II-5 : Influence de la résistance de compression hors-plan  $Z_c$  sur le renforcement du pli dans le plan ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ).

En conclusion, nous avons présenté les différents critères de rupture hors-plan disponibles dans la littérature. Afin de pouvoir comparer clairement les différentes approches et voir les points forts des différents modèles, il a été représenté les 4 critères de rupture considérés dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) sur la Figure II-6.

On constate que pour les chargements de traction/cisaillement, les critères de rupture de Christensen et Kim & Soni sont équivalents et les plus conservatifs. Ces deux critères sont également les seuls à prendre en compte le renforcement en compression/cisaillement pourtant observé expérimentalement [Christensen 04]. Toutefois, le critère de Christensen suppose une résistance infinie en compression hors-plan contrairement aux autres approches. Enfin, le critère de Brewer & Lagace est le critère le plus conservatif en compression/cisaillement.

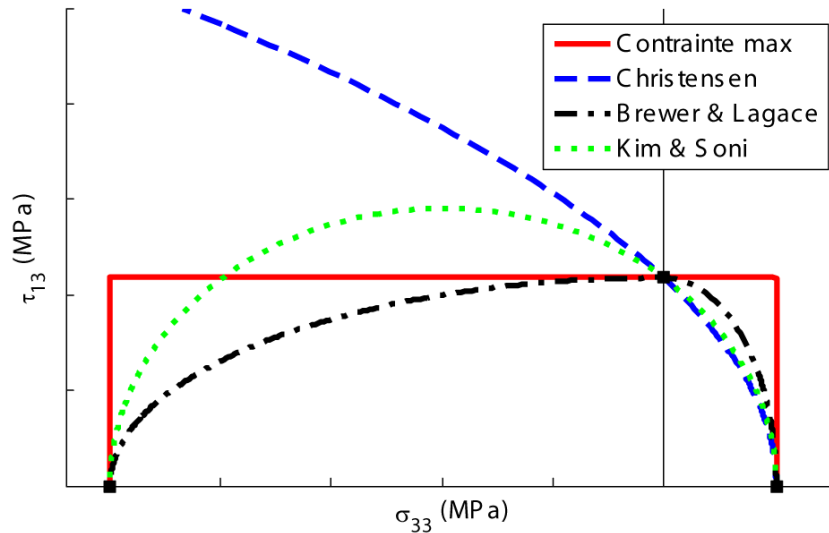


Figure II-6 : Comparaison des différents critères de ruptures du pli UD dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ).

## II.3 ESSAIS POUR CARACTERISER LES RESISTANCES HORS-PLAN

Comme cela a été vu dans les paragraphes précédents, les critères de rupture nécessitent l'identification de plusieurs résistances : les résistances hors-plan en traction et compression (respectivement  $Z_t$  et  $Z_c$ ) et les résistances de cisaillement hors-plan ( $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ ). Le but de cette section est de présenter les essais permettant d'identifier ces valeurs. Nous présenterons également un essai permettant de solliciter de manières multiaxiales un stratifié dans la direction hors-plan afin de valider la forme des critères de rupture proposés. En complément de ce chapitre, le lecteur intéressé pourra se reporter à un article de revue sur l'ensemble des essais de caractérisation plan et hors-plan proposés récemment par [Olsson 11].

### II.3.1 Caractérisation de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .

#### II.3.1.1 Traction hors-plan sur plaque épaisse.

Pour ce type d'essai, une éprouvette haltère de forte épaisseur est réalisée et un essai de traction hors-plan est mis en œuvre. L'avantage de ce type d'essai réside dans application directe du chargement de traction hors-plan sur le matériau. L'analyse de l'essai est ainsi relativement simple à effectuer. Les propriétés élastiques hors-plan ( $E_{33}, \nu_{31}, \nu_{32}$ ) peuvent également être mesurées grâce à l'utilisation de jauges de déformation dans la zone utile.

Différentes formes géométriques ont été testées dans la littérature afin d'obtenir un champ de contrainte le plus uniforme possible dans la zone utile, et éviter ainsi les ruptures prématurées près des mors.

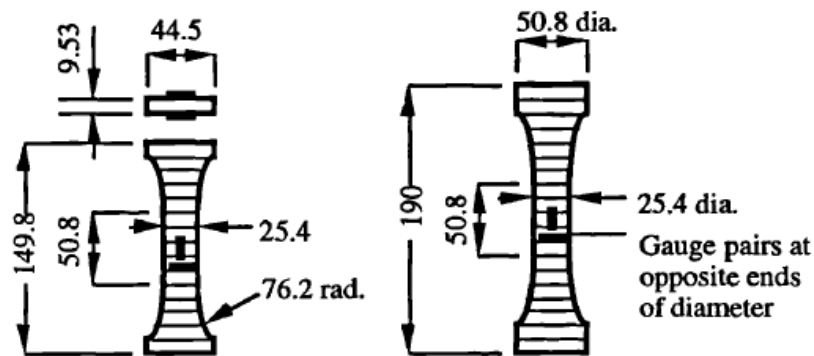
[Kitching 84] ont testé 2 types d'éprouvette haltère de forte épaisseur (au alentour de 150 mm) une avec une section rectangulaire et l'autre avec une section circulaire (Figure II-7). Les résultats obtenus pour les deux types d'éprouvettes sont similaires. La difficulté majeure de ce type d'essai réside dans la réalisation d'éprouvettes de forte épaisseur, soit plus de 500 plis. Un inconvénient de cette méthode réside dans le fait que l'on ne peut tester que des éprouvettes de forte épaisseur ; se pose alors la question de la représentativité de telles éprouvettes en regard des structures aéronautiques qui peuvent être de différentes épaisseurs (entre 12 plis et 250 plis).



[Ishai 96] a développé une éprouvette composée de 3 blocs de composite collés entre eux, afin d'éviter de réaliser des éprouvettes de trop forte épaisseur. Des goupilles sont utilisées pour transmettre le chargement afin que le champ de contrainte soit le plus uniforme possible dans la zone utile.

[Lagace 89] ou [Hodgkinson 92] ont proposé d'utiliser une éprouvette, de plus faible épaisseur, collée à des blocs d'aluminiums, par lesquels est transmise la charge. Le choix de la colle est un point crucial de la méthode. Lors de l'essai, des problèmes d'alignement pouvant entraîner de la flexion et ainsi altérer les résultats ont été constatés.

L'incertitude sur les résultats de ce type d'essais est relativement importante et de l'ordre de 20%, ce qui les rend difficilement transférable vers l'industrie.



*Figure II-7: Plaques épaisses ayant une section rectangulaire et circulaire sous sollicitation de traction hors-plan [Kitching 84].*

En conclusion, l'avantage de ce type d'approche réside dans la simplicité de la mise en œuvre de l'essai et de son analyse. Toutefois, suivant la forme et l'épaisseur de l'éprouvette utilisée, des chargements parasites de flexion peuvent apparaître et perturber les mesures. L'inconvénient majeur de ce type d'essai réside dans l'épaisseur importante des éprouvettes qui induit (i) un problème de coût de fabrication et (ii) un problème de représentativité des éprouvettes en regard de cornières composites dont les épaisseurs peuvent être variables en fonction de leur localisation au sein de l'avion.

### **II.3.1.2 Essais de délaminage en bord de plaque.**

Cet essai [O'Brien 82] a été conçu pour caractériser principalement l'amorçage du délaminage dans les stratifiés. Des éprouvettes, présentant des séquences d'empilement fortement délaminantes telles que  $[\pm 30/\pm 30/90/90]_s$ , ont été testées en traction uniaxiale. Lors de l'essai, les contraintes hors-plan générées par les effets de bords entraînent l'amorçage du délaminage. Les avantages de ces essais résident dans (i) la possibilité de réaliser les essais sur des plaques composites de toute épaisseur (épaisseurs faibles comprises) et (ii) la simplicité des essais de traction à mettre en œuvre. Toutefois, l'inconvénient majeur de cette méthode réside dans l'analyse de ce type d'essai qui est complexe et présentent deux difficultés majeures.

En effet, l'analyse de l'essai nécessite la description fine des gradients de contrainte hors-plan observés en bord de plaque, ce qui nécessite soit des modèles analytiques avancés [Lecuyer 91], soit des modélisations éléments finis lourdes avec un maillage très fin en bord de plaque [Carrère 09]. De plus, comme tout essai présentant de forte singularité, l'analyse de la rupture par un critère de rupture nécessite l'utilisation d'une méthode à longueur caractéristique

(comme dans la méthode de type Point-Stress par exemple) compliquant à nouveau l'analyse [Lagunegrand 06].

### II.3.1.3 Essai de compression sur disque perforé.

L'application d'une compression sur un disque (diamètre de 20 à 40 mm), présenté sur la Figure II-8 permet d'induire un chargement de traction hors-plan sur la normale au chargement (axe z) en bord de trou. Ce type d'essai est utilisé pour mesurer le module d'Young hors-plan  $E_{33}$  [Pierron 00] mais également pour mesurer la résistance de traction hors-plan. Les forces à rupture mesurées pour ce type d'essai sont relativement dispersées (30%). L'analyse de cet essai sur structure présentant une singularité géométrique n'est pas triviale et nécessite des calculs de structures par éléments finis. Enfin, le problème de la représentativité de ce type de structure, en regard des cornières composites étudiées dans le cadre de cette thèse, se pose à nouveau.

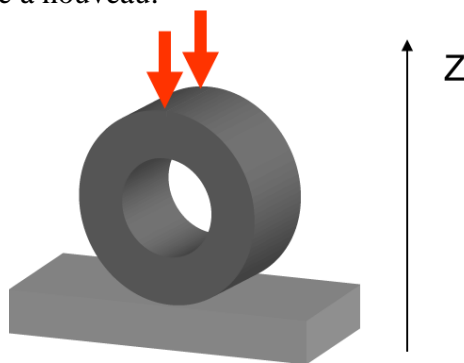
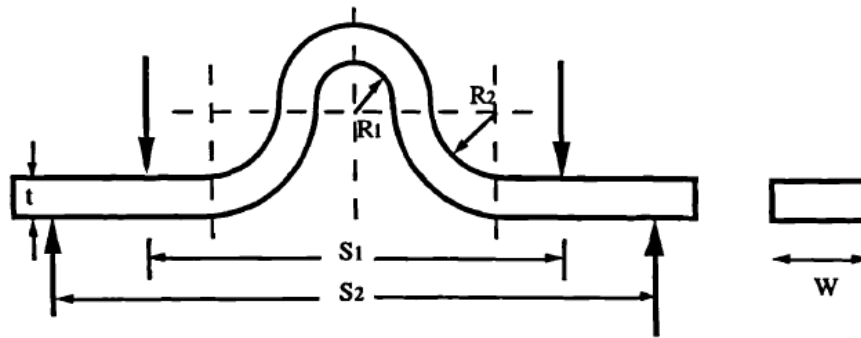


Figure II-8 : Essai de compression sur disque perforée [Pierron 00].

### II.3.1.4 Essais sur éprouvette « Humpback ».

[Wisnom 96] a proposé une éprouvette dont la géométrie est présentée Figure II-9. Il convient de noter la géométrie complexe de l'éprouvette induisant des difficultés de réalisation de ce type de structure. En effet, la partie délicate réside dans le contrôle des tolérances géométriques en sortie de cuisson des 3 rayons de raccordement, nécessitant un dimensionnement du/des moules intégrant les contraintes résiduelles de cuisson. Cette éprouvette est soumise à un essai de flexion quatre points permettant de générer un moment dans le rayon de l'éprouvette comme dans le cas des cornières, ce qui permet d'obtenir la rupture dans la zone d'intérêt de l'éprouvette. Ce type d'essai peut être réalisé sur des éprouvettes de différentes épaisseurs.

Le moment est estimé par la mesure de la déformation en surface au moyen de jauges et par l'utilisation du résultat par méthode inverse de simulations éléments finis 2D (réalisée sous les hypothèses de déformations planes). La contrainte en traction hors-plan maximale déterminée par le calcul éléments finis pour la charge à rupture expérimentale est alors considérée comme égale à la résistance de traction hors-plan. Toutefois, la flèche à rupture étant très importante, la réalisation de calcul éléments finis sous les hypothèses de grandes transformations prenant en compte la réorientation du matériau au cours de l'essai, reste délicate.

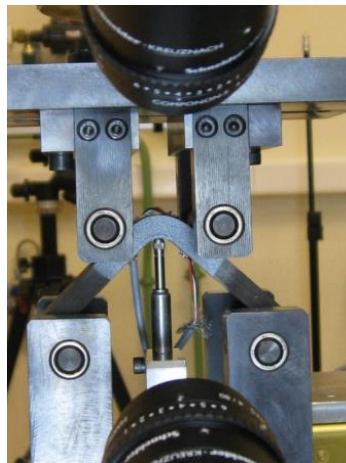


*Figure II-9 : Géométrie de l'éprouvette « Humpback » [Wisnom 96].*

En conclusion, un essai de flexion quatre points est réalisé sur une éprouvette de forme complexe, mais représentative des structures aéronautiques. Les limitations de cet essai résident donc (i) dans la complexité de la fabrication de l'éprouvette présentant 3 rayons de raccordement et (ii) dans l'analyse de l'essai qui ne peut être fait que par calculs éléments finis prenant en compte les importants déplacements à rupture de l'éprouvette.

### **II.3.1.5 Essai de flexion quatre points sur cornière.**

Cet essai a été conçu de manière à créer un mode de rupture de traction hors-plan pure dans le rayon de la cornière [Jackson 96]. L'éprouvette, en forme de cornière en L, est chargée en flexion quatre points afin de générer un moment uniforme dans le rayon de la cornière et produire une contrainte normale hors-plan induisant la rupture par délaminage, comme montré sur la Figure II-10. La propagation de ce délaminage dans le rayon est instable et induit la ruine totale de l'éprouvette.



*Figure II-10 : Essai de flexion quatre points sur cornières composites. Le montage présenté ici est celui utilisé à l'Onera.*

L'intérêt de cet essai réside dans le fait que l'on teste des éprouvettes qui ont été fabriquées avec le même procédé de fabrication que les pièces aéronautiques. De plus, il est également possible de venir découper ce type d'éprouvette directement dans des pièces aéronautiques de raccordement de panneaux comme des « shear ties » pour être vraiment représentatif du matériau dans la structure finale. Enfin, les essais de flexion quatre points peuvent être appliqués à des cornières de différentes épaisseurs, en prenant soin de modifier les distances entre les rouleaux du montage. L'inconvénient de cet essai vient du fait que les éprouvettes ne

sont pas simples à réaliser (il faut gérer le rétreint du rayon en fin de cuisson pour garantir les tolérances de l'ordre de  $\pm 1^\circ$ ) ; mais elles ne sont pas plus complexes à fabriquer que les pièces aéronautiques et bénéficient donc du savoir-faire de l'industriel.

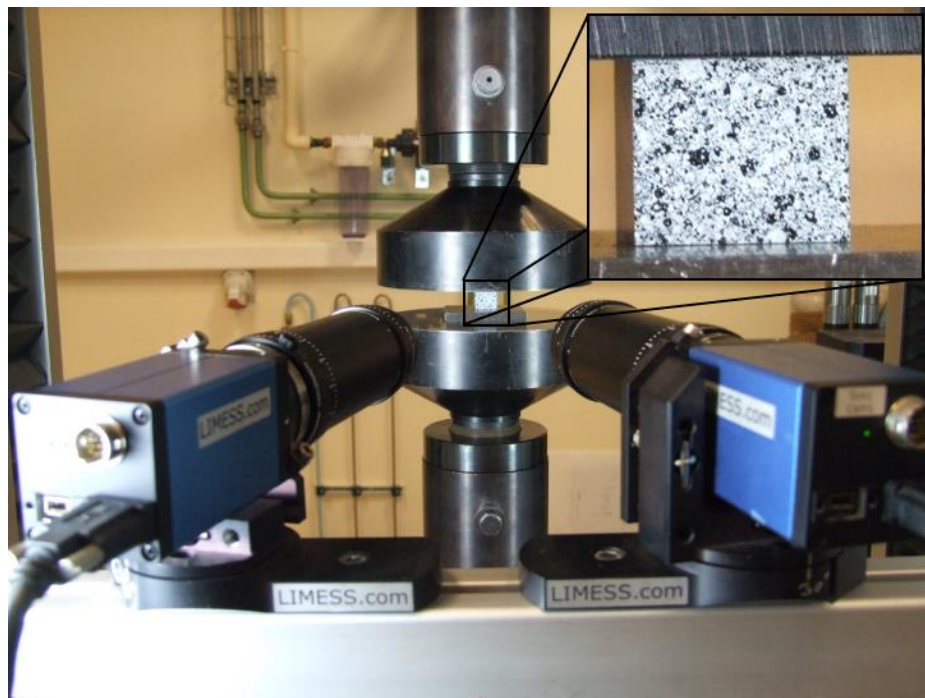
Le deuxième avantage de ce type d'approche réside, comme précédemment, dans la simplicité de la procédure d'essais de flexion quatre points. On notera également un auto-alignement de l'éprouvette avec l'introduction des efforts, contrairement au montage précédent. Cet essai a été normalisé et est détaillé dans la norme [ASTM 06a].

Le dernier avantage de cet essai réside dans la simplicité d'analyse de l'essai qui peut être effectuée par des modèles analytiques, présentée dans la norme [ASTM 06a], dont le domaine de validité sera défini dans le chapitre IV. L'intérêt d'une analyse par éléments finis sera également abordé ultérieurement dans ce manuscrit.

## **II.3.2 Caractérisation de la résistance de compression hors-plan $Z_c$ .**

### **II.3.2.1 « Short block ».**

C'est le principal essai [Mespoulet 98] que l'on trouve dans la littérature pour la détermination des propriétés hors-plan de compression. Il consiste à appliquer un effort de compression sur des cubes de composites stratifiés dans la direction  $z$  (voir Figure II-11). Ce test possède trois avantages : le montage est simple, l'épaisseur est réduite par rapport aux essais de traction hors-plan, et il n'y a pratiquement pas de flambement du fait de la géométrie massive des éprouvettes. Un des avantages de ce type d'essai est de pouvoir mesurer de façon simple et relativement fiable les propriétés élastiques hors-plan du matériau comme le module de Young  $E_{33}$  et les coefficients de Poisson hors-plan à l'aide de jauges et de la corrélation d'image.



*Figure II-11 : Essai de compression hors-plan sur éprouvettes. Le montage présenté ici est celui utilisé à l'Onera.*

La rupture dans la zone utile de ces éprouvettes reste dans ce type d'essai relativement aléatoire. La forme de ce type d'éprouvette est un point devant être abordé de façon plus poussée. De plus, les conditions aux limites ne sont pas triviales et constantes au cours de l'essai et nécessitent une instrumentation fine des éprouvettes.

### **II.3.2.2 Compression sur plaque épaisse.**

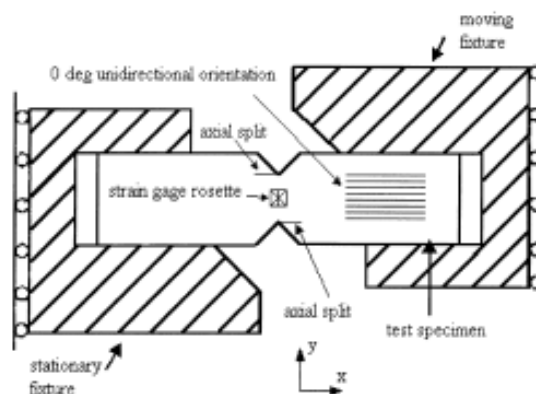
Comme pour la traction sur plaque épaisse, il existe un essai de compression hors-plan sur plaques stratifiées constituées d'un grand nombre de plis pour déterminer les propriétés en compression (rigidité et résistance). L'augmentation de l'épaisseur permet un usinage de l'éprouvette permettant de garantir la rupture dans la zone utile (via un usinage en haltère par exemple). Cet essai pose les mêmes problèmes de fabrication d'éprouvette en termes de coût et de représentativité. De plus, l'usinage des éprouvettes peut induire une dispersion relativement importante.

Enfin, l'analyse de ces essais présentant des formes usinées ne peut être réalisée que par simulations éléments finis et n'est pas triviale à mettre en place. A nouveau, la question de la pertinence des conditions aux limites introduite dans le calcul reste ouverte pour ce type d'essais.

### **II.3.3 Caractérisation de la résistance de cisaillement hors-plan $S_{13}^R$ .**

#### **II.3.3.1 Essai Iosipescu.**

Dans cet essai [Odegard 00], une poutre est chargée asymétriquement en flexion quatre points. Pour éviter des compressions locales, le chargement est réparti sur de larges surfaces en utilisant des cales. Pour avoir un champ relativement uniforme dans la zone utile de mesure, les éprouvettes possèdent des encoches symétriques représentées sur la Figure II-12. L'usinage de ces encoches pose des problèmes de reproductibilité des essais et induit une dispersion importante sur les résultats d'essais, rendant cet essai difficilement transférable vers l'industrie. Un autre inconvénient de ce type d'approche réside dans la complexité de la méthode d'analyse qui ne peut être faite que par éléments finis. En effet, il faut être capable de décrire le fort gradient de contrainte en pointe de fissure ce qui nécessite des calculs éléments finis présentant des maillages fins au voisinage de la singularité géométrique.



*Figure II-12 : Montage de l'essai Iosipescu [Odegard 00].*

### II.3.3.2 « Modified rail shear test ».

Dans cet essai, une plaque composite est boulonnée à des rails en acier. Ces rails sont ensuite soumis à un chargement de traction pour induire une sollicitation de cisaillement dans le stratifié. Cependant l'épaisseur de l'éprouvette doit être très importante (76 mm). [Post 89] a proposé des améliorations pour diminuer cette épaisseur. Elles consistent à coller l'éprouvette sur les rails et d'avoir des éprouvettes dont la section est réduite (usinage en forme d'haltère) dans la zone utile afin de minimiser les chargements parasites au bord de l'éprouvette (voir Figure II-13). Cette forme d'éprouvette reste difficile à contrôler et ne permet pas d'avoir du cisaillement pur. De plus, ce type d'essai peut induire des moments parasites au sein de l'éprouvette, comme il est couramment observé pour les essais de single lap joint [ASTM 10]. Cette flexion parasite pourrait être néanmoins atténuée voir supprimée en symétrisant le montage et en réalisant des essais de double cisaillement où l'on viendrait tester en même temps deux éprouvettes.

L'avantage de ce type d'essai réside dans la méthode d'analyse de l'essai qui est analytique et simple à mettre en œuvre en supposant que la chargement introduit est pur, ce qui reste discutable à la vue des montages d'essais proposés.

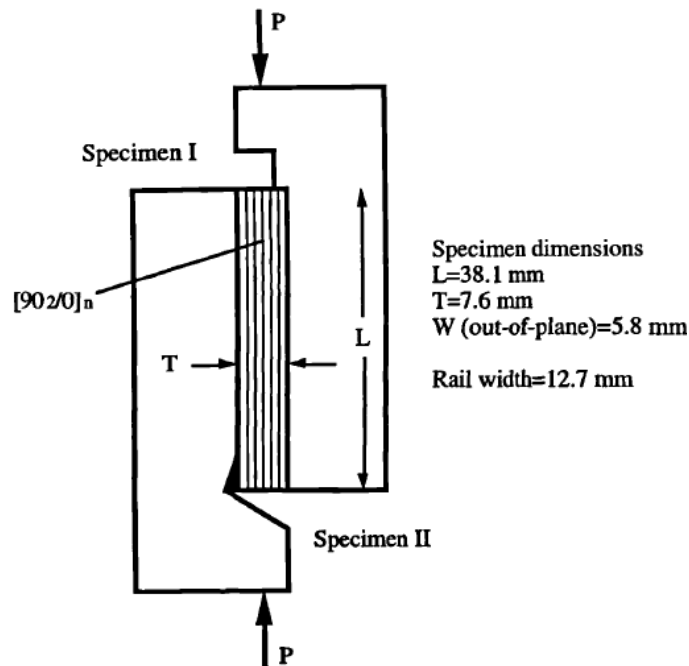
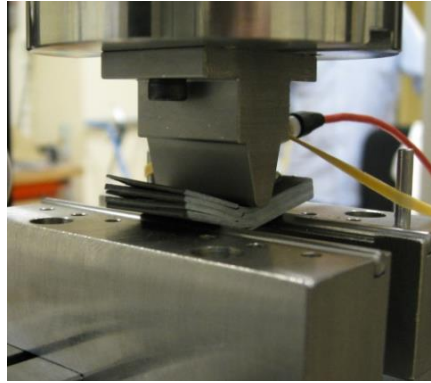


Figure II-13 : Montage de l'essai « modified rail shear test » [Post 89].

### II.3.3.3 Essai de cisaillement interlaminaire.

L'essai de flexion trois points rapproché noté usuellement essai d'ILSS (Interlaminar Shear Stress) [ASTM 06b] est utilisé pour mesurer la résistance apparente de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  sur plaques composites unidirectionnelles (voir Figure II-14). Cet essai consiste à effectuer une flexion trois points, avec une distance inter appui faible (de l'ordre de 5 fois l'épaisseur de la plaque) sur une éprouvette de section rectangulaire afin qu'une rupture par cisaillement hors-plan se produise entre les rouleaux d'appui et le rouleau d'amorçage.



*Figure II-14 : Essai de flexion 3 points rapproché. Le montage présenté ici est celui utilisé à l'Onera.*

Cet essai est simple à mettre en place et a été normalisé [DIN 97] afin de permettre d'optimiser la distance entre les rouleaux d'appui pour obtenir une rupture en cisaillement inter-laminaire dans la zone d'intérêt de l'éprouvette.

La méthode d'analyse de cet essai, proposée dans la norme, est analytique et est très simple, ce qui constitue un avantage important de ce type d'essai. Cet essai est aujourd'hui très utilisé dans l'industrie de par son rapport facilité de mise en œuvre de l'essai, simplicité de la méthode d'analyse. La validité de cette méthode analytique sera analysée dans le chapitre V de cette thèse.

Il convient de noter que l'ensemble des essais de cisaillement hors-plan sont réalisés sur éprouvettes dont le procédé de fabrication n'est pas nécessairement représentatif de celui des cornières composites qui nous intéresse dans ce travail. Ce point constitue une limitation majeure à l'ensemble des essais de cisaillement présents dans la littérature.

#### **II.3.4 Essais multiaxiaux hors-plan.**

Il n'existe à notre connaissance que peu d'essais pour solliciter de manière multiaxiale un stratifié dans les directions hors-plan afin de valider un critère de rupture 3D comme celui qui sera présenté dans le chapitre III. Seul l'essai Arcan apparaît comme un candidat sérieux pour atteindre de tels chargements.

Le montage Arcan permet de solliciter une éprouvette en combinant et en contrôlant les sollicitations dans les directions normale et tangentielle (Figure II-15). Il est constitué de deux pièces métalliques symétriques présentant chacune une série de points de traction angulairement répartis sur leur périphérie. Ces points de tractions permettent de fixer le montage sur les mors d'une machine de traction/compression standard.

Les éprouvettes, taillées dans une plaque stratifiée épaisse, sont placées au centre du montage et sont maintenues collées à l'aide deux talons métalliques supérieur et inférieur bridés dans le montage.

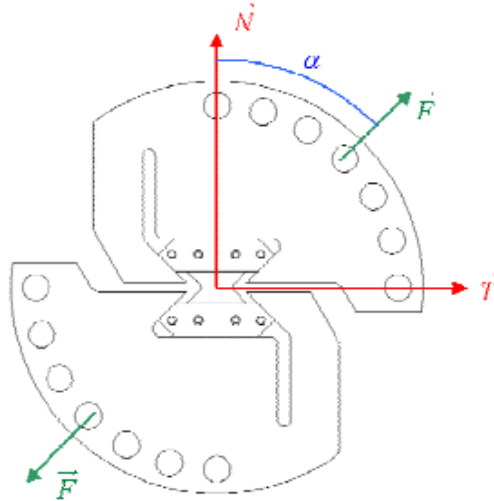


Figure II-15 : Principe de l'essai Arcan [Deville 02].

Avec cet essai, [Cognard 06] a obtenu des résultats intéressants qui montrent un renforcement en faible compression et fort cisaillement hors-plan pour une résine époxy Vantico Redux 420 (Figure II-16). Ce type d'essai est donc très intéressant pour obtenir des résistances sous sollicitations multiaxiales afin de valider un critère de rupture tridimensionnel.

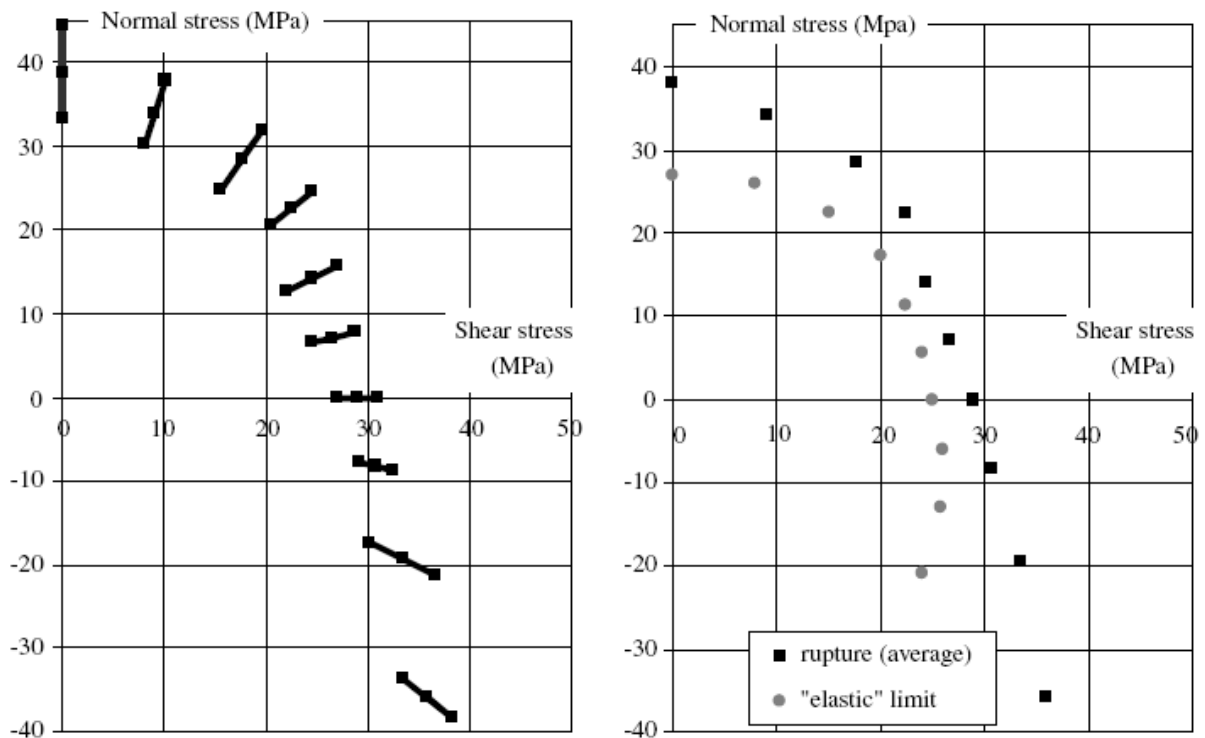
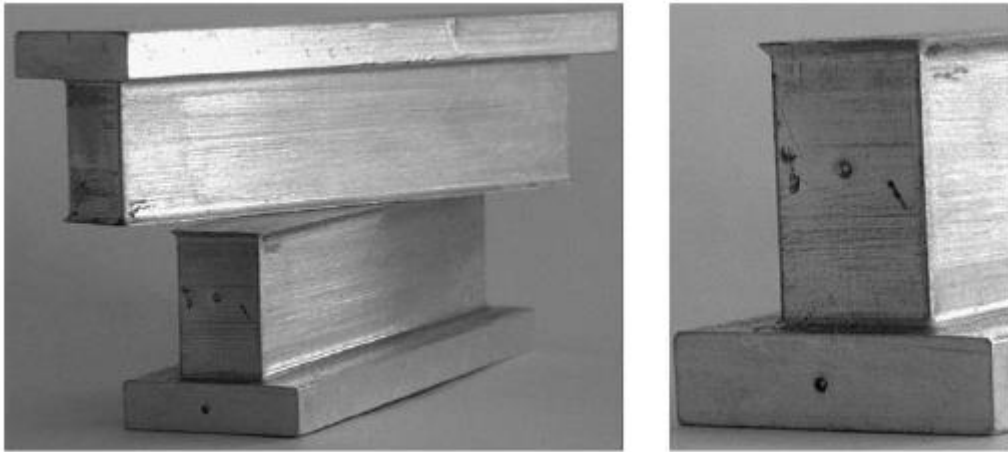


Figure II-16 : Enveloppe de rupture obtenue pour la résine Vantico Redux 420 [Cognard 06].





*Figure II-17: Mors proposés pour réduire les effets de bords [Cognard 06].*

Toutefois, la réalisation de ce type d'essai est complexe et nécessite un savoir-faire important. En effet, la mise en place de l'éprouvette dans le montage nécessite une grande attention pour éviter de la précharger avant le début de l'essai. De plus, [Cognard 06] a montré l'importance des effets de bords et des concentrations de contraintes sur les résultats obtenus. Pour pallier ce problème, ils ont proposé une géométrie de mors spécifique (Figure II-17) pour limiter l'influence des effets de bords.

Il convient de noter à nouveau que les essais ARCAN ne peuvent être réalisés que sur éprouvettes planes dont le procédé de fabrication n'est pas nécessairement représentatif de celui des cornières composites, ce qui constitue une limitation forte pour ce type de montage.

#### **II.4 PRESENTATION DE L'APPROCHE GÉNÉRIQUE INDUSTRIELLE.**

A la vue de la bibliographie réalisée précédemment sur les modèles de rupture hors-plan et les essais d'identification des résistances hors-plan, la méthodologie de dimensionnement de structures composites sous chargements tridimensionnels utilisée actuellement au sein de l'industrie aéronautique va être analysée afin de comprendre les choix qui ont été effectués, déterminer les avantages et les inconvénients. Le processus de dimensionnement peut se décomposer en trois étapes majeures, et est synthétisé sur la Figure II-18 :

- *Détermination des zones critiques* : A partir d'un modèle global, représentant de façon simplifiée une structure aéronautique importante, telle que le caisson central de voilure de l'avion, il est possible d'identifier les zones critiques de la structure, telles que les rayons de cornières ou les fixations, et de déterminer les chargements appliqués sur ces « maillons faibles ».
- *Détermination des chargements critiques* : L'étape de pré-dimensionnement consiste à sélectionner parmi l'ensemble des cas de chargements possibles appliqués à la structure, les cas de charges les plus critiques à l'aide de modèles analytiques simplifiés et présentant des coûts de calculs réduits.
- *Prévision de la rupture des zones critiques* : Enfin, le dimensionnement des zones critiques des structures est effectué à partir de modèles avancés pouvant être basés sur des calculs par éléments finis. La prévision fine de la rupture de la pièce est effectuée lors de cette étape.

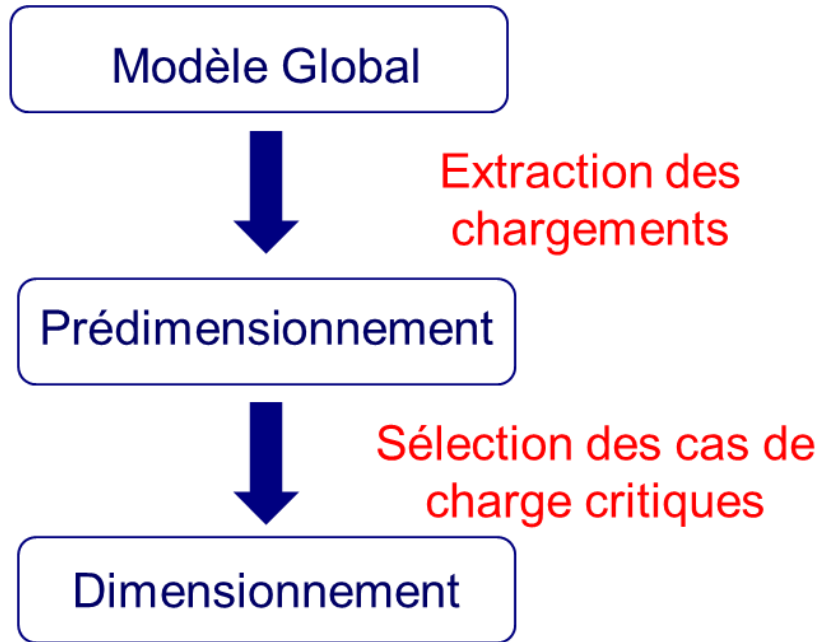


Figure II-18 : Processus de dimensionnement de structures.

Les trois étapes du processus de dimensionnement sont décrites plus en détails dans la suite de ce document.

#### II.4.1 Etape de calcul global.

Cette partie est consacrée à la détermination des zones critiques au sein de pièces composites de forme complexe. Dans cette partie, la géométrie de la structure est idéalisée (Figure II-19). Les fixations, les bras des cornières ne sont pas modélisés. Un calcul éléments finis grossier de la pièce est effectué afin de déterminer les différentes zones critiques, comme le rayon des cornières, les zones présentant des perforations, les assemblages. Lors de cette étape, les chargements appliqués aux zones critiques sont estimés. Dans le cas de la jonction de panneaux composites perpendiculaires, il est nécessaire de déterminer les chargements appliqués à la cornière à savoir les efforts d'arrachement et de pliage ainsi que le moment appliqué.

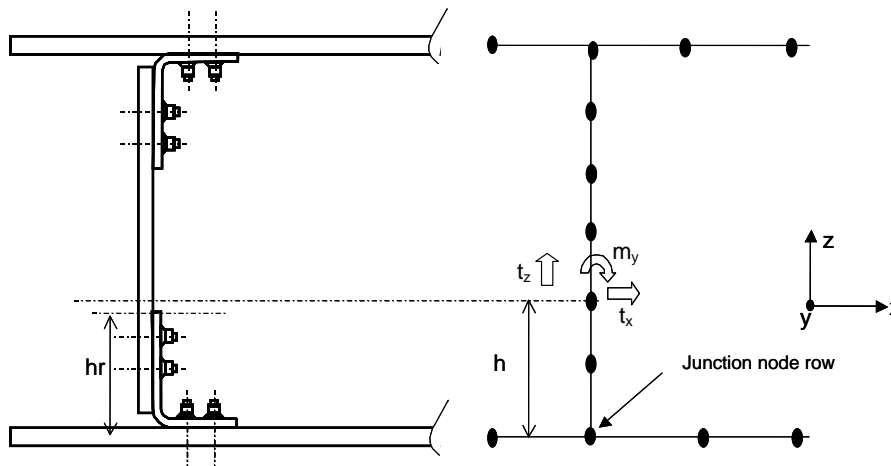


Figure II-19 : Niveau d'idéalisation pour l'extraction des chargements.

## II.4.2 Etape de pré-dimensionnement.

L'étape de pré-dimensionnement a pour but de sélectionner les cas de charges les plus critiques parmi l'ensemble des cas de charges possibles. A titre d'exemple, il convient de traiter 450 cas de chargements pour le caisson central de voilure et ce pour chaque chargement thermique appliqué. Il est donc nécessaire de présélectionner les cas de charges les plus critiques que l'on traitera par la suite avec les méthodes plus avancées et présentant des coûts de calculs importants.

Cette méthode requiert comme entrée les flux de forces et de moments déterminés à l'étape précédente. La pertinence de ces chargements dépend du niveau de discrétisation du modèle éléments finis global.

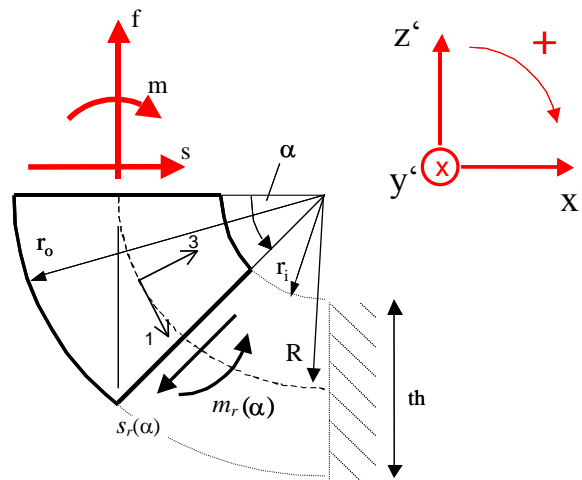


Figure II-20 : Section du rayon d'une cornière.

Pour le pré-dimensionnement d'une structure, les chargements exprimés dans le repère global de la pièce doivent être transférés dans le repère local de la zone critique étudiée. Dans le cas d'une cornière composite, les forces de traction  $f$ , de cisaillement  $s$  et le moment  $m$  doivent être transférées dans le repère local du rayon, comme montré sur la Figure II-20.

La force tangentielle  $s_r(\alpha)$  et le moment  $m_r(\alpha)$  sont exprimés dans le rayon pour un angle  $\alpha$  donné et sont calculés analytiquement de la manière suivante :

$$m_r(\alpha) = m + f \cdot R \cdot (1 - \cos \alpha) + s \cdot R \cdot \sin \alpha \quad II-7$$

$$s_r(\alpha) = f \cdot \sin \alpha + \cos \alpha \quad II-8$$

Avec  $R$  le rayon moyen, les forces tangentielles ( $f$ ,  $s$ ) et le moment  $m$  appliqué au bout du bras de la cornière. Ces équations sont déterminées en considérant le matériau isotrope et homogène. L'état de contrainte dans le rayon de la cornière est supposé biaxiale et constitué uniquement des contraintes normale hors-plan  $\sigma_{33}$  et de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$ . Elles sont calculées simplement de la manière suivante :

$$\sigma_{33}(\alpha) = -\frac{3}{2} \frac{m_r(\alpha)}{th \cdot \sqrt{r_i r_o}} \quad II-9$$

$$\tau_{13}(\alpha) = \frac{3}{2} \frac{s_r(\alpha)}{th} \quad II-10$$

Ces contraintes sont par la suite utilisées dans un critère de rupture hors-plan quadratique, de type Kim-Soni (voir II.2.2.4), afin de prévoir l'amorçage de délaminage dans le rayon de la cornière. Les cas de chargement pour lesquels les valeurs du critère de rupture sont les plus élevées sont considérées comme les cas de charges les plus critiques. Cette étape de pré-dimensionnement peut également être utilisée pour l'optimisation de formes géométriques de pièces composites.

Il convient toutefois de noter que l'étape de pré-dimensionnement utilise une idéalisation de la géométrie et des chargements appliqués. Il convient toutefois de noter que la présence de fixation proche des rayons entraîne des concentrations de flux induisant des modifications du champ de contraintes au sein du rayon et pouvant entraîner une rupture prématurée au sein du rayon de la cornière.

### II.4.3 Dimensionnement.

La différence majeure entre l'étape de pré-dimensionnement et l'étape de dimensionnement consiste en une description fine de la géométrie de la zone d'intérêt. La détermination du champ de contraintes régnant au sein du rayon de la cornière est alors effectuée essentiellement par calculs éléments finis et utilise des modèles de rupture plus avancés.

Afin de réduire les coûts de calcul, des stratégies de calcul ont été mises en place permettant d'effectuer une description fine des zones d'intérêt, tel que le rayon de la cornière ou les fixations, et une description grossière des parties courantes plus faiblement chargées.

La modélisation des zones d'intérêt est effectuée avec des éléments volumiques linéaires (un élément par pli) alors que les parties courantes sont représentées par des éléments coques multicouches, comme montré sur la Figure II-21. Le contact entre les fixations et les différentes parties de la structure est pris en compte dans les simulations éléments finis.

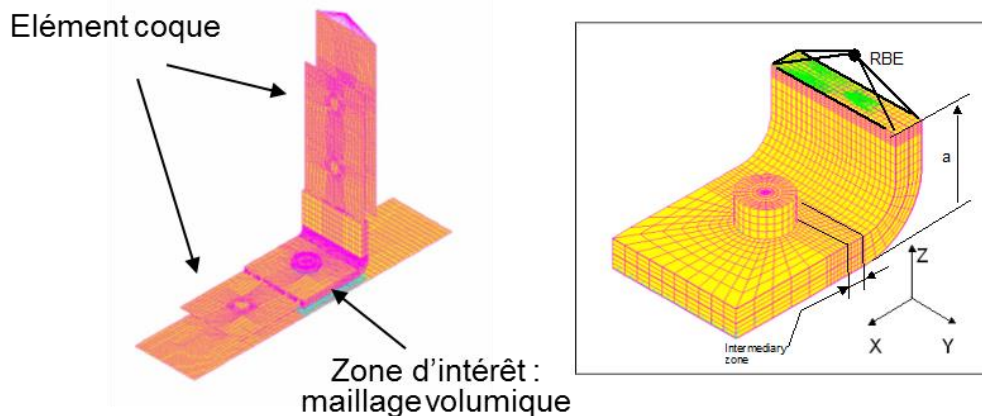


Figure II-21 : Modèle éléments finis d'une cornière.

Le dimensionnement de la structure peut être décomposé en deux parties principales :

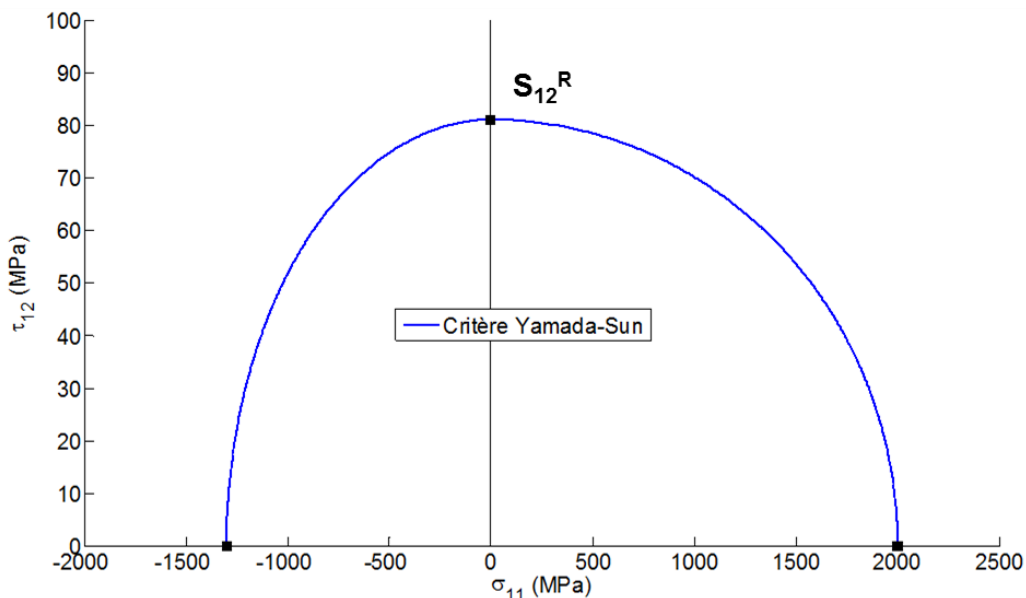
- La première étape consiste à calculer les contraintes et déformations au sein de la structure. Cette étape peut être réalisée à l'aide de simulations éléments finis ou par des méthodes analytiques. La comparaison entre les méthodes de calculs éléments finis et analytiques sera réalisée dans le chapitre IV pour le cas de la flexion quatre points. Le comportement du matériau est supposé linéaire élastique. Ces méthodes d'analyse sont spécifiques aux pièces telles que les cornières.

- Ensuite, la rupture des plis au sein de la structure est prévue en utilisant des critères de rupture. Trois modes de ruine différents sont considérés : (i) la rupture du pli en mode fibre dans la première rangée de fixations, (ii) le délaminage dans le rayon de la cornière et (iii) l'arrachement de la fixation dans les bras de la cornière due aux contraintes de cisaillement hors-plan. Les critères de ruptures sont utilisés pour la prévision de l'amorçage de la rupture pour les différents modes de ruine et la propagation est supposée instantanée et catastrophique.

Le critère utilisé pour la rupture de pli en mode fibre est celui de Yamada-Sun [Yamada 78], recommandé pour les plaques planes soumises à des chargements plan. Ce critère est un critère en contrainte formulé de la façon suivante :

$$f_1 = \begin{cases} \left( \frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^R} \right)^2 \leq 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \\ \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^R} \right)^2 \leq 1 & \text{si } \sigma_{11} \leq 0 \end{cases} \quad \text{II-11}$$

où  $X_t$  et  $X_c$  sont respectivement les résistances en traction et compression longitudinale et  $S_{12}^R$  la résistance de cisaillement plan. Le pli est considéré comme rompu dès que le critère de rupture  $f_1$  est supérieur à 1. L'enveloppe de rupture du critère Yamada-Sun dans le plan  $(\sigma_{11}, \tau_{12})$  est représentée sur la Figure II-22.



*Figure II-22 : Enveloppe de rupture du critère Yamada-Sun dans le plan  $(\sigma_{11}, \tau_{12})$ .*

La prévision du délaminage dans le rayon de cornière ou de l'arrachement de la fixation est réalisée grâce au critère de rupture hors-plan proposé par Kim-Soni (voir II.2.2.4). Dans le cas de mécanismes d'arrachement de la fixation (mécanisme noté pull-through), il est nécessaire de prendre en compte le renforcement en compression hors-plan et en cisaillement plan pour prévoir correctement la ruine du matériau.

#### II.4.4 Identification des résistances hors-plan.

L'identification de la résistance de traction hors-plan est effectuée à partir des essais de flexion quatre points sur cornières composites qui à la vue de l'étude bibliographique (voir section II.3.1.5) semble bien être l'essai répondant le mieux au cahier des charges industriel. En effet, cet essai (i) peut être mené sur des éprouvettes de différentes épaisseurs, (ii) il est relativement simple à réaliser (auto-centrage de l'éprouvette) et les méthodes analytiques proposées dans la norme permettent d'analyser facilement les résultats expérimentaux. Enfin, les essais sont menés sur des éprouvettes réalisées à partir du même procédé de fabrication que les pièces aéronautiques.

L'identification de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  est effectuée à partir des résultats des essais ILSS (section II.3.3.3) sur éprouvette plane constituée de plis UD. La résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  est supposée égale à la résistance de cisaillement  $S_{13}^R$ . Cette hypothèse semble critiquable et ce point sera abordé plus en détail dans le chapitre V. Les résistances de cisaillement hors-plan sont déterminées sur des plaques planes qui ne sont pas représentatives du procédé de fabrication des cornières.

Enfin, la résistance de compression hors-plan est supposée égale à la résistance de compression transverse, en accord avec l'hypothèse d'isotropie transverse du pli unidirectionnel.

Lors de l'identification des différentes résistances hors-plan, une dépendance à la séquence d'empilement a été observée. Ce point paraît étonnant et sera abordé plus en détails dans les chapitres suivants. De plus, les essais réalisés (notamment l'essai de flexion quatre points sur cornière) conduisent à des déplacements à rupture pouvant être très importants alors que les méthodes analytiques utilisées ne sont valables que pour des déplacements faibles (inférieur à 5 mm).

#### II.5 AXES D'AMELIORATION POUR UNE APPROCHE DE TYPE INDUSTRIELLE.

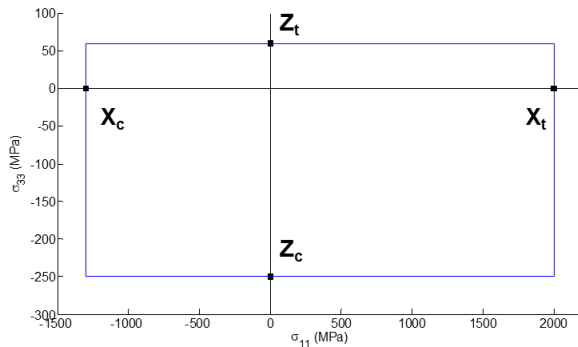
Les apports de ce travail de thèse se situeront essentiellement lors de l'étape de dimensionnement où la géométrie de l'éprouvette est fixée et où le chargement est connu. Dans cette section, une analyse critique de l'approche de dimensionnement générique utilisée dans l'industrie aéronautique, à savoir le modèle de rupture et la procédure d'identification associée, est réalisée afin de déterminer les axes d'amélioration de cette étude.

Il nous semble important de proposer des améliorations pour les trois points suivants : (i) la définition du domaine de validité du calcul des contraintes dans les plis par les méthodes analytiques, (ii) le choix de critères de rupture indépendants choisis pour décrire la rupture dans le plan et hors-plan et (iii) l'identification des résistances hors-plan.

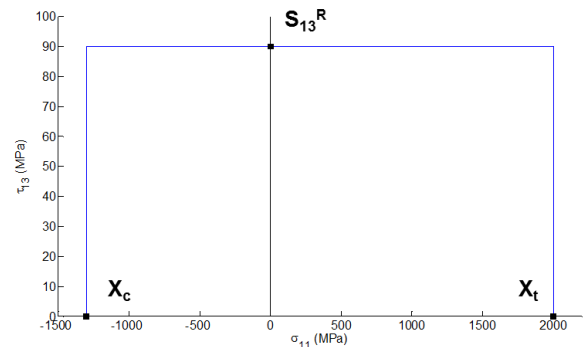
Concernant le premier axe de recherche, sur la détermination des contraintes dans les plis avant la rupture de la structure par délaminage, il sera déterminé dans cette thèse le domaine de validité des approches analytiques de l'analyse des essais de flexion quatre points. Les calculs éléments finis seront considérés comme références et nous permettrons de déterminer les limites du modèle analytique. Une mauvaise estimation des contraintes au sein de la cornière composite pourrait ainsi entraîner une prévision prématurée de la rupture de la structure. Ce point sera abordé en détails dans le chapitre IV.

Concernant le second axe de travail, sur la proposition de nouvelles approches de la rupture 3D, il convient tout d'abord de déterminer les avantages et les limitations du modèle de rupture classiquement utilisé dans l'industrie. L'approche à la rupture actuellement utilisée n'est pas une approche complètement 3D comme celle proposée par Hashin [Hashin 80] ou

Puck [Puck 98]. En effet, l'approche à la rupture utilisée consiste en une superposition d'un critère de rupture plan (critère de Yamada-Sun) et d'un critère de rupture hors-plan (Kim-Soni) pour prévoir le délaminage ou l'arrachement de fixation. Les deux modes de rupture sont pris séparément et supposés indépendants comme le montre les Figure II-23 et Figure II-24.



*Figure II-23 : Enveloppe de rupture de l'approche générique industrielle dans le plan ( $\sigma_{11}, \sigma_{33}$ ).*



*Figure II-24 : Enveloppe de rupture de l'approche générique industrielle dans le plan ( $\sigma_{11}, \tau_{13}$ ).*

Ce type d'approche ne prend en compte aucun couplage entre les différents mécanismes de rupture. Par exemple, l'effet du cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  sur la rupture en compression sens fibre, devrait être similaire à celui du cisaillement plan  $\tau_{12}$  sur ce mécanisme de rupture en supposant le pli comme isotrope transverse car il favorise le « kinking » de fibres au sein du pli UD [Edge 94]. Prendre en compte ce couplage pourrait améliorer les prédictions des mécanismes de l'arrachement de fixation.

Pour le critère plan de Yamada-Sun, il a été démontré par [Laurin 09a] que ce critère de rupture surestime l'influence du cisaillement plan  $\tau_{12}$  sur la rupture en traction de fibres menant à une sous-estimation de la rupture finale de l'éprouvette. De plus, pour une sollicitation en cisaillement plan pure, le critère de rupture de fibres est vérifié. Il est donc prévu une rupture sens fibre en traction pour un chargement de cisaillement pur ; alors les contraintes longitudinales ( $\sigma_{11}$ ) sont nulles, ce qui constitue une aberration de ce type de modèle. Concernant le critère de Kim-Soni, les limitations ont déjà été discutées dans la section II.2.2.4.

Une autre importante limitation au sein de la modélisation réside dans la non-prise en compte du couplage entre l'endommagement plan (fissuration transverse) et la rupture hors-plan (délaminage). L'endommagement intra-ply (fissuration transverse) peut être observé avant la rupture finale de cornières due au délaminage dans le cas de chargement de flexion quatre points pour des empilements spécifiques (Figure II-25). En effet, les fissures transverses sont souvent observées (Figure II-26) dans les plis à  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$  situés dans la partie inférieure du rayon (plis soumis localement à un chargement de traction). En front de fissure, plusieurs micro-délaminages sont habituellement observés [Huchette 05] menant à une diminution apparente de la résistance de traction hors-plan, l'interface étant « pré-coupé » par les micro-délaminages observés en point de fissures. Il nous semble donc important d'introduire dans le modèle ce couplage entre l'endommagement matriciel dans le plan (fissuration transverse) et les résistances hors-plan.



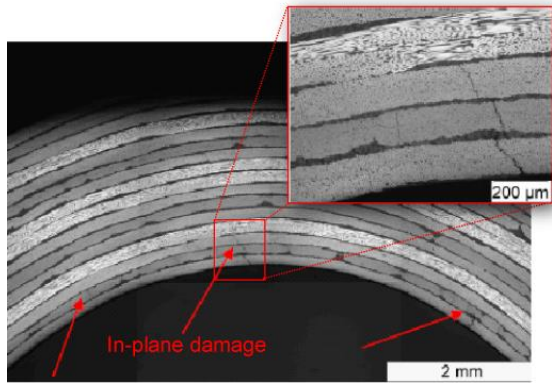


Figure II-25 : Endommagement plan observé avant la rupture hors-plan dans la partie inférieure de la cornière.

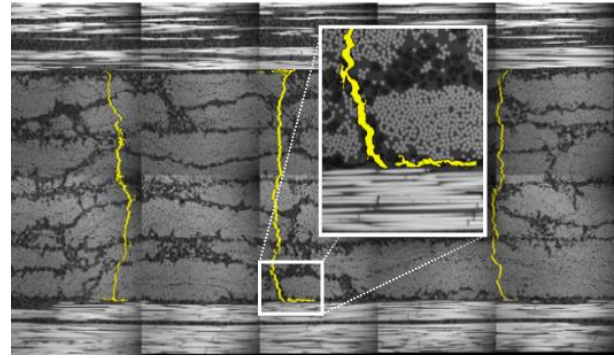


Figure II-26 : Micro-délaminage observé au front de la fissure transverse sur un stratifié T700GC/M21  $[0_2^\circ/90_2^\circ]_s$  soumis à un chargement de traction [Huchette 05].

Bien que des fissurations transverses soient observées couramment au sein des cornières composites, aucun critère de rupture n'est appliqué aujourd'hui pour prévoir l'endommagement plan au sein de cornières composites, bien que le critère de Puck modifié soit disponible chez l'avionneur et soit utilisé pour la prévision de l'endommagement plan au sein des plis d'une plaque stratifiée.

Pour résumer, le modèle de rupture générique actuel possède deux principales limitations : (i) il ne prend pas en compte les couplages entre les différents mécanismes de ruine (plan et hors-plan) et (ii) le couplage entre la fissuration transverse et le délaminage n'est pas pris en compte et peut engendrer des prévisions non conservatives de la ruine de structures composites sous sollicitations tridimensionnelles. Ces améliorations du modèle de rupture seront présentées en détails dans le chapitre suivant.

Enfin, concernant le dernier axe de recherche, sur la proposition de procédure d'identification des résistances hors-plan, un travail important de cette thèse a consisté à mieux analyser les essais classiquement utilisés dans l'industrie aéronautique et qui semblent présenter un compromis intéressant entre complexité de mise en œuvre de l'essai et complexité de la méthode d'analyse des essais. L'essai de flexion quatre points permettant d'identifier la résistance de traction hors-plan sera analysé en détails dans le chapitre IV. En revanche, un essai alternatif aux essais d'ILSS sera proposé dans le chapitre V afin de déterminer les résistances de cisaillement hors-plan sur des éprouvettes dont le procédé de fabrication est représentatif de celui de cornières composites. Des outils ont été mis en place afin de permettre un dialogue étroit entre les essais et les simulations sur structures composites pour pouvoir améliorer la compréhension des mécanismes de ruine hors-plan ainsi que de leur couplage.

## II.6 CONCLUSIONS.

L'objectif de cette thèse étant de proposer une méthodologie de prévision de la ruine de structures composites sous sollicitations 3D complexes qui soit une alternative à la méthode de dimensionnement actuellement utilisé dans l'industrie, il a été nécessaire, dans un premier temps, de réaliser une étude bibliographique tant sur (i) la modélisation de la rupture hors-plan que sur (ii) les essais à mettre en place pour identifier les paramètres nécessaires au modèle et notamment les résistances hors-plan.



Trois types d'approches ont été développés ces dernières années pour prévoir la rupture par délaminage :

- Les critères de ruptures, relativement simples à mettre en œuvre, permettent de prévoir l'amorçage du délaminage. La propagation est considérée comme instantanée et entraîne la ruine de la structure.
- La mécanique linéaire de la rupture, basée sur les critères de Griffith, est utilisée pour la propagation du délaminage. L'amorçage ne peut pas être décrit par ce type d'approche.
- Les modèles d'endommagement (de type modèle de zone cohésive ou approche progressive de la rupture) peuvent gérer l'amorçage et la propagation du délaminage.

Bien que la dernière approche semble la plus intéressante, nous avons choisi d'utiliser les critères de ruptures. En effet, la propagation du délaminage dans les cornières est souvent instantanée et catastrophique pour ce type de structure. Les critères de rupture semblent donc plus adaptés aux besoins d'un bureau d'étude : c'est-à-dire de faibles coûts de calculs, simple à identifier et à mettre en œuvre. C'est aujourd'hui le type d'approche utilisé dans l'industrie pour le dimensionnement de structures composites sous sollicitations 3D.

L'utilisation de tels critères nécessite l'identification des résistances hors-plan. Parmi la liste non exhaustive des essais permettant de caractériser les résistances hors-plan, aucun de ces essais ne se distinguent clairement par rapport aux autres et notamment par rapport aux essais réalisés dans l'industrie aéronautique. L'un des objectifs de cette thèse est de proposer une méthodologie robuste pour l'identification des propriétés hors-plan utilisable dans un contexte industriel. Plutôt que de complexifier les essais, il nous est apparu que le point faible de l'identification repose principalement sur les méthodes d'analyse de ces essais. En effet, l'analyse des essais est usuellement effectuée par des méthodes analytiques simples. Par exemple, d'après la théorie classique des poutres, la distribution des contraintes de cisaillement dans une poutre chargée en flexion trois points est parabolique dans l'épaisseur. La contrainte est maximale au plan médian et nul sur les faces inférieure et supérieure de la plaque. Toutefois, le faciès de rupture observé expérimentalement est fonction de l'empilement considéré et est bien plus complexe qu'un simple délaminage au plan médian. Cette approche ne prenant pas en compte les spécificités composites, la détermination de la résistance en cisaillement est donc critiquable. Nous nous orienterons vers des calculs par éléments finis sous Abaqus (en utilisant des scripts Python) pour identifier de manière automatique et rapide les résistances hors-plan. Le domaine de validité des approches analytiques de l'analyse des essais permettant l'identification des résistances hors-plan, sera également étudié.

Il nous semble donc préférable d'améliorer les essais déjà utilisés (Flexion quatre points) en réalisant une meilleure analyse des tests par un dialogue étroit essai/calcul. D'un point de vue expérimental une métrologie fine (corrélation d'image, émission acoustique, jauges, capteur LVDT...) est nécessaire pour mieux appréhender les différents modes de ruine intervenant au sein de la structure. D'un point de vue modélisation, des simulations par éléments finis sont nécessaires du fait de la complexité des géométries d'éprouvettes considérées et des mécanismes de ruine étudiés sous chargements tridimensionnels complexes.

Enfin, le critère de rupture de Kim & Soni actuellement utilisé pour prévoir l'amorçage du délaminage (considéré comme catastrophique pour la structure), possède un certain nombre d'avantages, comme la prise en compte du renforcement apparent du matériau pour les

chargements en compression / cisaillement hors-plan mais présente également quelques faiblesses majeures. Il apparaît donc important de proposer un critère de rupture 3D prenant en compte l'ensemble des couplages mis en évidence dans ce chapitre, à savoir les couplages entre les mécanismes de ruine plan et hors-plan et l'introduction du couplage entre la fissuration transverse et le délaminage.

Enfin, un point important de ce travail de thèse reste la validation expérimentale de la forme de l'enveloppe du critère de rupture à l'aide d'essais multiaxiaux originaux sur cornières. Ce point sera traité en détails dans le chapitre VI.



# CHAPITRE III :

## PRESENTATION DE L'APPROCHE PROGRESSIVE DE LA RUPTURE 3D

---

<b>III.1 INTRODUCTION</b>	<b>41</b>
<b>III.2 PRESENTATION DU COMPORTEMENT MESOSCOPIQUE.</b>	<b>45</b>
<b>III.3 PRESENTATION DU CRITERE DE RUPTURE 3D DU PLI UNIDIRECTIONNEL.</b>	<b>47</b>
III.3.1 Rupture en mode fibre.	47
III.3.2 Rupture en mode transverse.	52
III.3.3 Rupture en mode hors-plan.	59
<b>III.4 PRESENTATION DU MODELE DE DEGRADATION PROGRESSIVE.</b>	<b>63</b>
<b>III.5 PRESENTATION DU COUPLAGE PLAN/HORS-PLAN.</b>	<b>66</b>
<b>III.6 CONCLUSIONS.</b>	<b>69</b>

---



### III.1 INTRODUCTION

Suite à l'analyse de la méthodologie classiquement utilisée dans l'industrie aéronautique pour le dimensionnement de structures de type cornières (chapitre II), une approche alternative de la rupture 3D progressive est proposée dans ce chapitre afin de prévoir la ruine de structures composites sous chargements multiaxiales tridimensionnels. Afin d'être alternatif à la méthode actuelle, ce modèle doit donc présenter un rapport simplicité de mise en œuvre, coût de calcul associé acceptable pour un bureau d'étude tout en décrivant convenablement les mécanismes de rupture observés au sein de structures composites stratifiés.

Avant de proposer un modèle de rupture adapté aux composites stratifiés, il est nécessaire de définir l'échelle de modélisation. En effet, les matériaux composites sont caractérisés par leurs natures multiéchelles : l'échelle de la fibre (10  $\mu\text{m}$ ) appelé aussi échelle microscopique, l'échelle du pli unidirectionnel (0.1 à 0.3 mm) appelé échelle mésoscopique, l'échelle du stratifié (> 1 mm) appelé échelle macroscopique et enfin l'échelle de la structure (> 10 m). L'échelle d'étude doit évidemment être associée à celle des mécanismes physiques observés. L'étude du comportement, de l'endommagement et de la rupture peut s'effectuer à chacune de ces échelles et les difficultés concernant le choix de l'échelle de modélisation sont illustrées sur un cas classique présenté sur la Figure III-1. Dans le cas d'un stratifié croisé  $[0^\circ/90^\circ]_s$  sous une sollicitation de traction, le scénario d'endommagement est le suivant: (i) décohésion à l'interface fibre/matrice (échelle microscopique), (ii) multiplication et coalescence de ces micros décohésions conduisant à (iii) la première fissure transverse dans la matrice (échelle mésoscopique), (iv) une multiplication des fissures mésoscopiques au sein des plis jusqu'à (v) observer la rupture des plis à  $0^\circ$  en traction sens fibre engendrant la ruine totale du stratifié (échelle macroscopique).

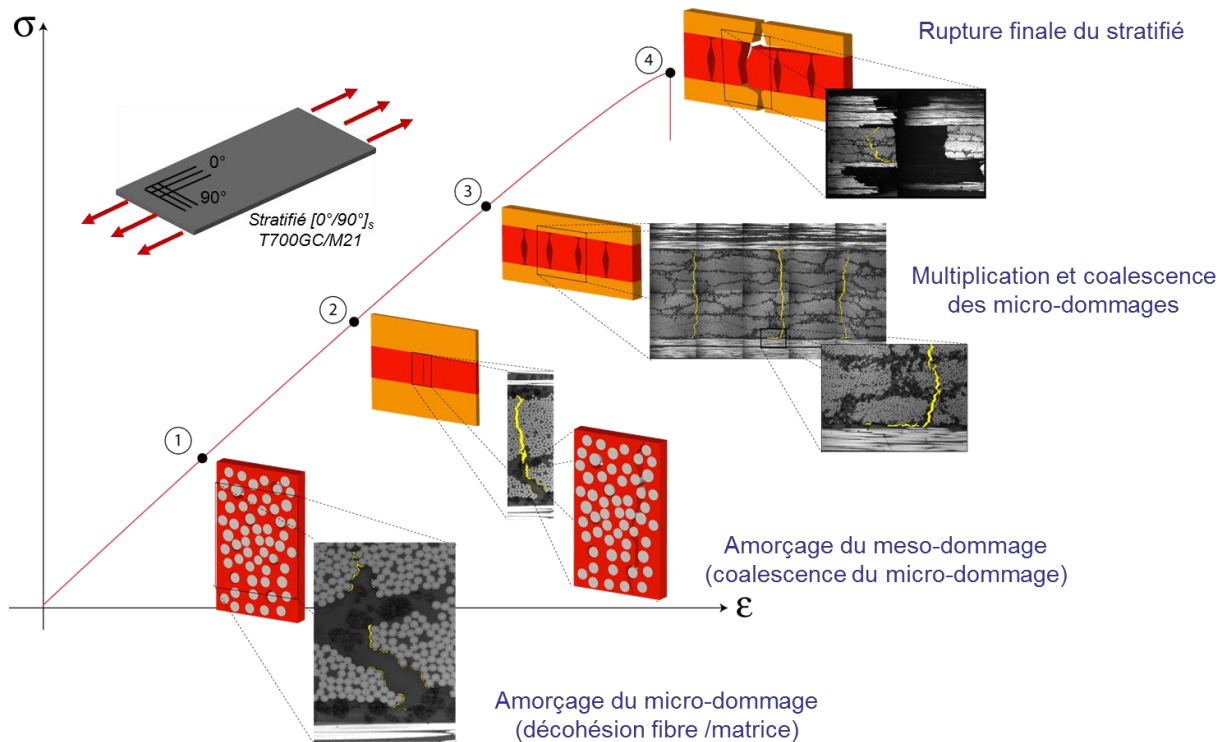


Figure III-1 : Scénario d'endommagement au cours d'un chargement d'un stratifié croisé en T700G/M21 [Huchette 05].

On constate que même pour ce cas de chargement simple, les mécanismes de ruine sont complexes, interviennent aux différentes échelles et sont intimement liés. A la vue de ce scénario, les approches à la rupture microscopique, définies à l'échelle des constituants fibre/matrice, semblent être les approches de modélisation les plus prometteuses. Toutefois, le développement de tels modèles reste complexe d'un point de vue théorique (définition d'un Volume Élémentaire Représentatif dans un milieu avec distribution aléatoire des fibres longues, gestion de 3 changements d'échelles, ...) et nécessite des moyens d'identification délicats à mettre en œuvre (essais sur fibre seule, détermination des propriétés de la matrice au sein du composite, ...). Par conséquent, il nous semble que l'échelle mésoscopique présente aujourd'hui le meilleur rapport difficulté d'identification / complexité de modélisation / qualité des prévisions. Cette conclusion est celle obtenue par les organisateurs du 1<sup>er</sup> World Wide Failure Exercise WWFE-I [Soden 04], dont l'objectif était de réaliser un état de l'art sur les approches à la rupture permettant la prévision de ruine d'éprouvettes stratifiées sous sollicitations multiaxiales dans le plan. Elle reste à notre avis toujours valide et s'applique également pour la rupture hors-plan.

La tenue de structures composites sous sollicitations hors-plan étant un point faible avéré des stratifiés d'unidirectionnels, un second exercice international WWFE-II a été proposé afin de réaliser un bilan sur les capacités prédictives des approches de la rupture existantes pour prévoir la ruine de composites sous sollicitations hors-plans ou sous chargements combinés de pression hydrostatique et de chargements plans [Hinton 09]. Afin de décrire au mieux les mécanismes physiques tout en restant à une échelle de modélisation utilisable en calcul de structure, l'Onera a donc proposé dans le cadre de cet exercice une approche hybride multi-échelle de la rupture [Carrère 10a]. Une des idées majeures de cette approche consiste à introduire à l'échelle mésoscopique les effets des ruptures intervenant à l'échelle micromécanique (décohésion fibre/matrice, micro-rupture matricielle) sur le comportement non-linéaire et la rupture du pli. Dans cette approche, le pli unidirectionnel est donc considéré comme l'entité élémentaire de modélisation. Cette approche a été comparée avec succès à des essais sur plis UD ou sur des stratifiés soumis à des sollicitations triaxiales [Carrère 10b]. La prise en compte des effets des micro-dommages sur le comportement et les résistances mésoscopiques permet ainsi de décrire un certain nombre de couplages entre les mécanismes de rupture dont notamment le renforcement classiquement observé sur les résistances à rupture des plis soumis à des chargements de cisaillement  $\tau_{12}$  plan et de compression transverse  $\sigma_{22}$  mais également le renforcement pour les chargements de compression hors-plan  $\sigma_{33}$  et de cisaillement  $\tau_{13}$  hors-plan

Toutefois, le modèle proposé par l'Onera est un modèle permettant de décrire la physique des différents mécanismes observés mais présente une complexité importante aussi bien dans la procédure d'identification, que dans la modélisation et les coûts de calculs associés à ce type d'approche sont importants. Dans le cadre ce travail, l'approche 3D de rupture progressive a été simplifiée afin de répondre aux cahiers des charges industriels. Il est donc clair que le modèle présenté ici a un domaine de validité plus restreint que le modèle Onera et n'est notamment pas valable pour prévoir la ruine de structures sous sollicitation combinée de pression hydrostatique et de chargements de cisaillement.

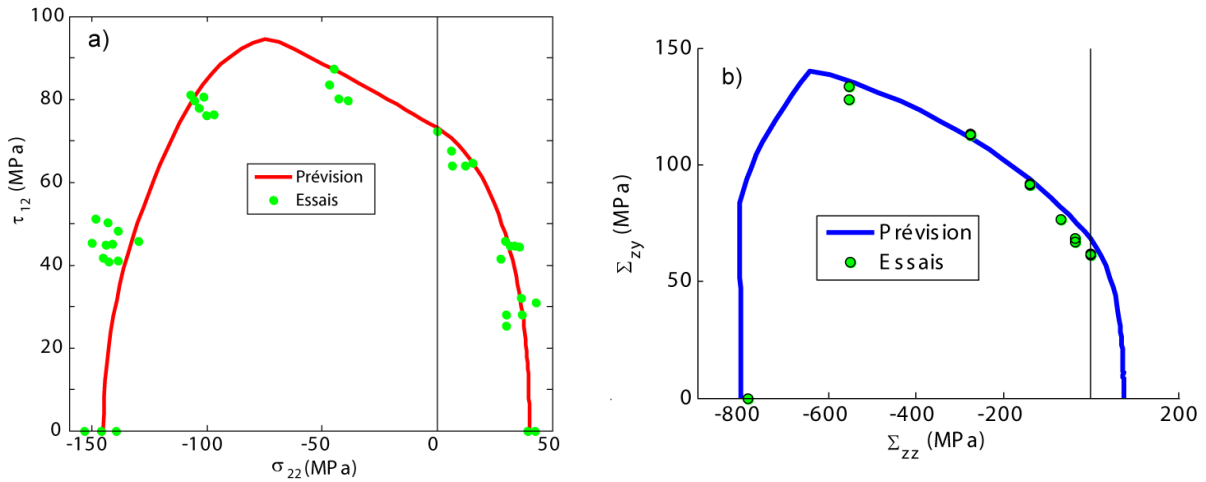


Figure III-2 : (a) Comparaisons essais/calculs de l'enveloppe de rupture d'un pli UD en Eglass/LY556 dans le plan des contraintes ( $\sigma_{22}$ ,  $\tau_{12}$ ) et (b) Comparaisons essais/calculs de l'enveloppe de rupture d'un stratifié [45°/-45°/90°/0°]<sub>s</sub> en IM7/8551-7 dans le plan des contraintes ( $\Sigma_{zz}$ ,  $\Sigma_{zy}$ ).

Il est important de noter que le pli unidirectionnel est considéré comme l'entité élémentaire de modélisation pour l'ensemble des mécanismes de ruine, et notamment les mécanismes de rupture hors-plan tel que le délaminage. L'interface n'est donc pas explicitement modélisée, mais seuls les effets du délaminage sur les plis adjacents à l'interface sont pris en compte. Le délaminage est alors considéré comme un phénomène de rupture intrapli dont l'amorçage est décrit par un critère en contrainte (calculé dans les plis UD à partir des contraintes hors-plan) et dont la propagation est gérée par un modèle d'endommagement continu (les effets sont pris en compte également à l'échelle du pli). Le délaminage est un phénomène de rupture surfacique et les modèles d'endommagement avancés [Allix 92, Camanho 03, Laurin 11a] préconisent d'utiliser des modèles de zones cohésives pour décrire ce mécanisme, mais ce type de modèle entraîne une complexité de modélisation et des coûts de calculs importants comme mentionné dans le chapitre II. Aussi, afin de répondre aux contraintes industrielles, un modèle de rupture 3D volumique a été proposé et peut-être vu comme une extension du modèle de rupture progressive proposé précédemment par l'Onera [Laurin 07a] développé pour prévoir la ruine de stratifiés d'UD sous chargements multiaxiaux dans le plan au cas de chargements tridimensionnels. Un des objectifs de ce travail de thèse est de déterminer les capacités prédictives de ce type d'approche et de définir son domaine de validité.

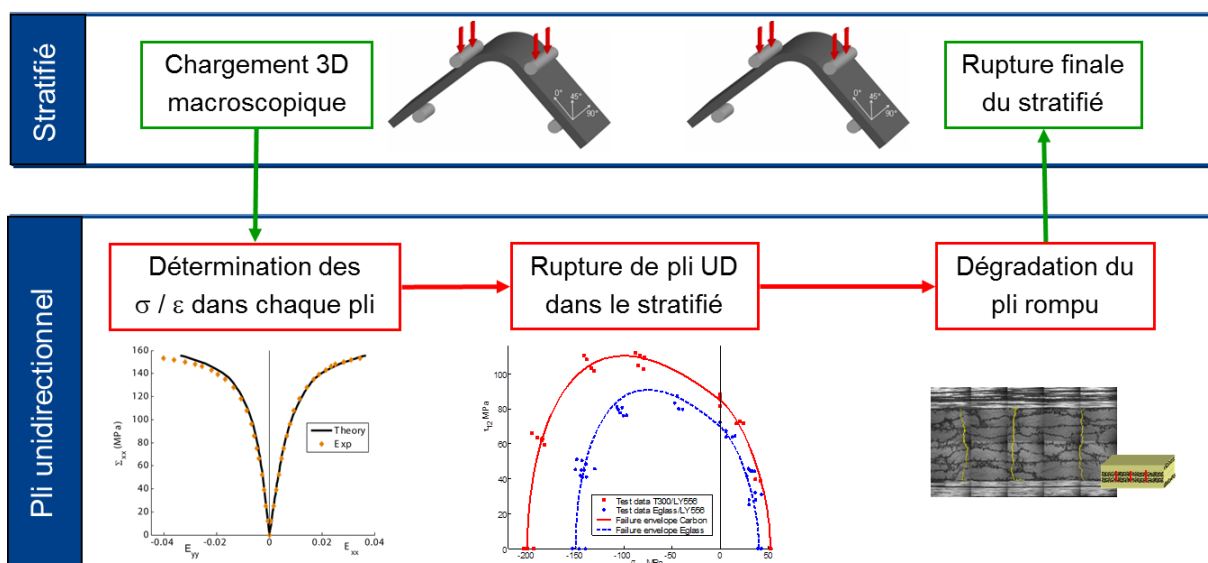
L'approche 3D progressive de la rupture proposée, comme l'ensemble des approches à la rupture mésoscopique de la littérature, peut-être décomposée en cinq étapes principales (Figure III-3):

- La méthode de changement d'échelle permettant de passer de l'échelle du stratifié à l'échelle du pli UD.
- La loi de comportement mésoscopique permettant de déterminer les champs de contraintes et déformation au sein des plis.
- Le critère de rupture du pli UD permettant de prévoir la rupture du pli UD au sein du stratifié.
- Le modèle de dégradation du pli rompu permettant de prendre en compte l'évolution des propriétés mécaniques des plis fissurés et de gérer le report des charges sur les plis sains jusqu'à la ruine finale de la structure
- La définition de la rupture finale de la structure.



Le changement d'échelles permettant de passer du chargement 3D appliqué à la structure au chargement local appliqué aux plis UD au sein du stratifié peut être réalisé soit par des méthodes analytiques spécifiques, soit par calculs éléments finis où les plis sont explicitement maillés. Ce point sera traité en détail dans le chapitre IV.

Concernant, la définition de la rupture finale des structures considérées dans le cadre de ce travail, on peut considérer raisonnablement que la rupture d'un pli en mode fibre (traction et compression) induit la rupture finale de la structure. De même, la rupture d'un pli en compression transverse induisant une éjection d'une partie des plis du stratifié [Puck 98] sera considéré comme catastrophique. Enfin, comme mentionné dans les chapitres précédents, suite à l'amorçage du délaminage dans la structure, sa propagation est instable et instantanée induisant ainsi la ruine de la pièce. Ce mécanisme de rupture sera également considéré comme catastrophique dans le cas de cornières sous sollicitations tridimensionnelles.



*Figure III-3 : Principe d'une approche 3D multi-échelle progressive de la rupture*

Par conséquent, dans la suite de ce chapitre, nous traiterons en détail (i) du comportement des plis UD (section III.2), (ii) puis le critère de rupture 3D permettant de prévoir les ruptures de plis plan et hors-plan, (section III.3) et (iii) un modèle d'endommagement continu permettant de décrire l'évolution des propriétés mécaniques au sein du pli rompu (section III.4). Enfin, une attention particulière sera portée au couplage entre les mécanismes de rupture dans le plan et le délaminage (section III.5).

### III.2 PRESENTATION DU COMPORTEMENT MESOSCOPIQUE.

Pour prévoir précisément la rupture d'un pli dans un stratifié, il est nécessaire de bien déterminer les champs de contraintes et déformations au sein des plis. Nous utiliserons pour cela une loi thermo-viscoélastique non linéaire [Laurin 05], défini à l'échelle du pli :

$$\sigma = C^0 : (\varepsilon - \varepsilon^{th} - \varepsilon^{ve} - \varepsilon^{nl}) \quad III-1$$

Où  $\sigma$  est la contrainte,  $C^0$  est la matrice de rigidité,  $\varepsilon$  la déformation totale,  $\varepsilon^{th}$  la déformation thermique,  $\varepsilon^{ve}$  la déformation visqueuse et  $\varepsilon^{nl}$  la déformation non linéaire décrivant la non linéarité sens fibre en traction ou compression.

La prise en compte des contraintes résiduelles de cuisson est nécessaire pour pouvoir prévoir avec précision la première rupture transverse dans le stratifié. La déformation thermique est définie par l'équation :

$$\varepsilon^{th} = \alpha (T - T_0) \quad III-2$$

Où  $\alpha$  est le tenseur des dilatations thermiques, T la température de l'essai et  $T_0$  la température libre de contrainte.

La viscosité est également pris en compte pour prévoir précisément la rupture des plis à  $\pm 45^\circ$  dans le stratifié. Le comportement non linéaire observé dans les plis UD sollicités principalement en cisaillement plan ou hors-plan est du à la viscosité de la matrice (Figure III-4).

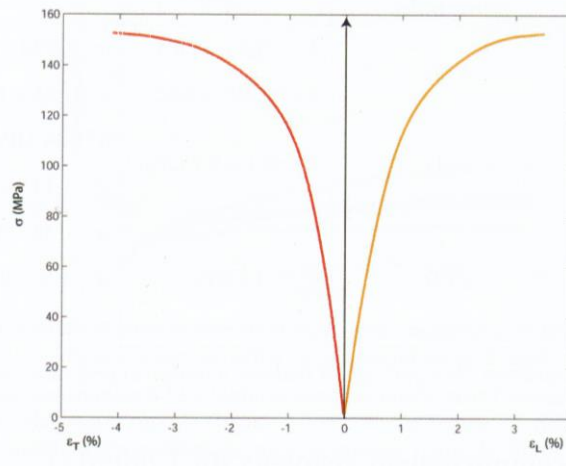


Figure III-4 : Influence de la viscosité sur le comportement macroscopique du d'un stratifié de T700GC/M21 [ $\pm 45^\circ$ ]<sub>s</sub>, sous sollicitation de traction.[Huchette 05].

La viscoélasticité de la matrice est modélisée par une loi non-linéaire viscoélastique spectrale [Maire 96, Petitpas 00]. L'idée principale de cette loi est de décomposer la viscosité en mécanismes élémentaires visqueux ( $\xi_i$ ) :

$$\dot{\varepsilon}^{ve} = g(\sigma) \sum_i \dot{\xi}_i \quad \text{avec} \quad \dot{\xi}_i = \frac{1}{\tau_i} (\mu_i g(\sigma) S^R : \sigma - \xi_i) \quad III-3$$

Chaque mécanisme visqueux élémentaire est défini par son temps de relaxation ( $\tau_i$ ) et son poids ( $\mu_i$ ) :

$$\tau_i = \exp(i) \quad \text{et} \quad \bar{\mu}_i = \frac{1}{n_0 \sqrt{\pi}} \exp\left(-\left(\frac{i-n_0}{n_c}\right)^2\right) \quad \text{avec} \quad \mu_i = \frac{\bar{\mu}_i}{\sum_i \bar{\mu}_i} \quad \text{III-4}$$

Le tenseur des souplesses visqueuses est écrit en fonction des propriétés élastiques pour en faciliter l'identification. De plus, le comportement d'un pli unidirectionnel étant supposé isotrope transverse, nous avons  $\beta_{22}=\beta_{33}$ ,  $\beta_{55}=\beta_{66}$ ,  $\beta_{44}=2(S_{33}^R-S_{23}^R)/S_{44}^0$ .

$$S^R = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \beta_{22}S_{22}^0 & & \vdots \\ & \beta_{33}S_{33}^0 & \ddots & \\ \vdots & \ddots & \beta_{44}S_{44}^0 & \\ & & & \beta_{55}S_{55}^0 & 0 \\ 0 & \dots & & 0 & \beta_{66}S_{66}^0 \end{bmatrix} \quad \text{III-5}$$

Enfin, l'élasticité non linéaire observée lors de sollicitation en traction ou compression longitudinale, particulièrement important pour les matériaux carbone époxy de nouvelle génération, est également prise en compte.

Cette non linéarité dans le sens des fibres est supposée non linéaire élastique et l'évolution du module de Young ( $\tilde{E}_{11}$ ) est différente en traction ( $E_{11}^t$ ) de celle en compression ( $E_{11}^c$ ) et est continue :

$$\tilde{E}_{11} = \eta_1 E_{11}^t + (1 - \eta_1) E_{11}^c \quad \text{avec} \quad \eta_1 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \end{cases} \quad \text{III-6}$$

Le module de Young en traction  $E_{11}^t$  (III-7) ou en compression  $E_{11}^c$  (III-8) évolue respectivement entre le module de Young initial  $E_0$  défini à  $\sigma_{11} = 0$  et le module de Young asymptotique en traction  $E_1^t$  ou le module de Young asymptotique en compression  $E_1^c$ . Les déformations associées ( $\varepsilon_0^t$  ou  $\varepsilon_0^c$ ) sont les déformations obtenues à  $\sigma_{11} = 0$  avec les comportements asymptotiques.

$$E_{11}^t = E_1^t \frac{\sigma_{11} + E^t \varepsilon_0^t}{\sigma_{11} + (E^t + E_1^t) \varepsilon_0^t} \quad \text{avec} \quad E^t = \frac{E_1^t E_0}{E_1^t - E_0} \quad \text{III-7}$$

$$E_{11}^c = E_1^c \frac{\sigma_{11} + E^c \varepsilon_0^c}{\sigma_{11} + (E^c + E_1^c) \varepsilon_0^c} \quad \text{avec} \quad E^c = \frac{E_1^c E_0}{E_1^c - E_0} \quad \text{III-8}$$

Ces différentes sources de non linéarités peuvent être désactivées dans les cas où elles ont peu d'influences (par exemple l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  sur cornières composites sous sollicitation de flexion quatre points).

### III.3 PRESENTATION DU CRITERE DE RUPTURE 3D DU PLI UNIDIRECTIONNEL.

Le critère de rupture 3D proposé est basé sur les hypothèses d'Hashin [Hashin 80] étendue au mode hors-plan. Les ruptures en mode fibre, transverse et hors-plan sont différenciées. Chaque mode de rupture distingue la rupture en traction de la rupture en compression car les mécanismes physiques mis en jeu sont différents.

#### III.3.1 Rupture en mode fibre.

La distinction entre la rupture d'un pli en traction sens fibre et celui d'un pli en compression sens fibre est réalisée car les mécanismes physiques de ruines mis en jeu sont très différents (Figure III-5). En effet, la rupture d'un pli UD en traction longitudinale est due à une instabilité de la rupture des fibres en traction au sein du composite [Leroy 97, Blassiau 06] alors que la rupture du pli UD en compression longitudinale est due au « kinking » des fibres [Rosen 65, Argon 72].

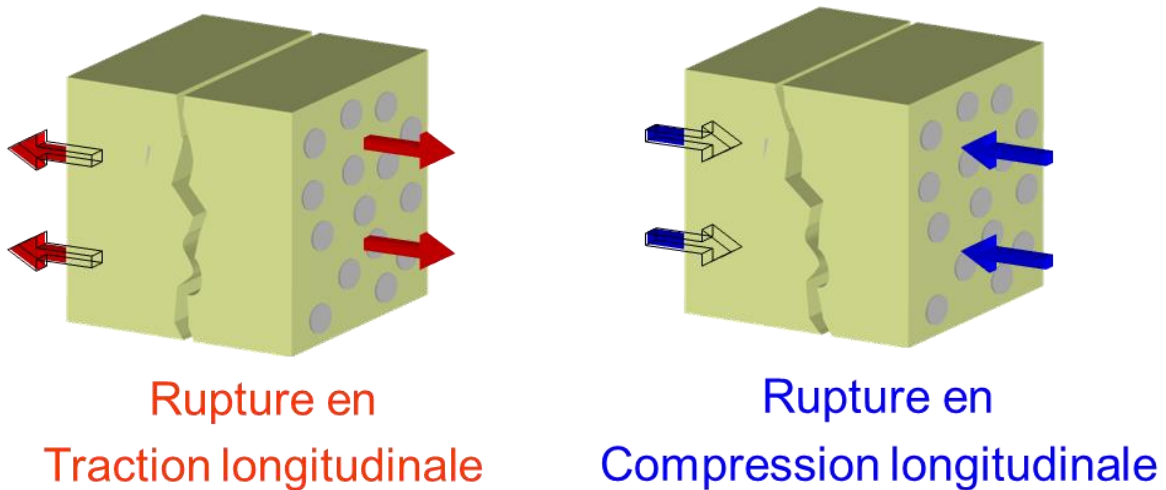


Figure III-5 : Mécanismes de rupture en mode fibre.

Le critère proposé en traction sens fibre (noté  $f_1^+$ ) est proche d'un critère en contrainte maximale. Contrairement au critère de Yamada-Sun présenté dans le chapitre II, nous avons négligé l'influence du cisaillement plan  $\tau_{12}$  sur la rupture en traction longitudinale. En effet, il a été démontré au travers de données expérimentales issues de la littérature [Laurin 07a] que le critère de Yamada-Sun surestime grandement les effets du cisaillement plan sur la rupture du pli en traction sens fibre et prévoir donc une charge à rupture très conservative pour des empilements  $[\pm\theta]_s$  avec  $\theta$  compris entre  $0^\circ$  et  $15^\circ$  comme montré sur la Figure III-6.

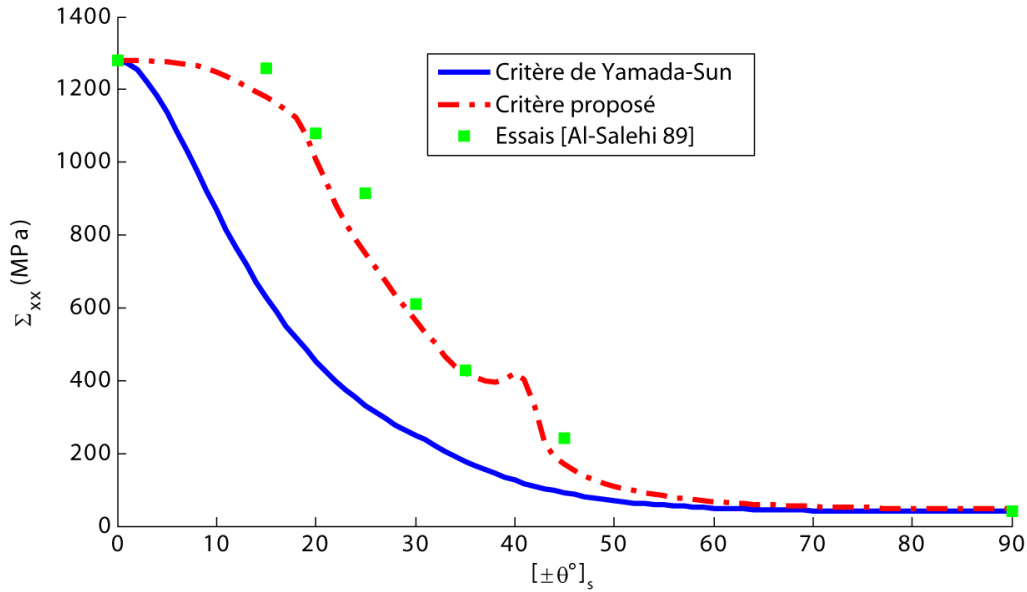


Figure III-6 : Comparaison des contraintes à rupture prévues par les critères de Yamada-Sun et Onera avec les résultats d'essais sur stratifiés  $[\pm\theta]_s$  en Eglass/MY750 [Al-Salehi 89].

Toutefois, la résistance utilisée dans ce critère ne doit pas être simplement celle mesurée expérimentalement sur un pli unidirectionnel. Il a été démontré expérimentalement ([Leroy 97], [Leveque 00]) et numériquement [Blassiau 06] que l'état de dégradation de la matrice a une influence non négligeable sur la résistance de traction longitudinale. Ce phénomène peut être expliqué par une approche de type « shear lag » : plus la matrice est endommagée, plus la zone de report de charge d'une fibre rompue prématurément (due à un effet statistique sur la résistance des fibres) sur les fibres voisines saines est importante, augmentant ainsi la probabilité de surcharger un nouveau maillon faible et d'entraîner une instabilité des ruptures de fibres. C'est pourquoi la résistance effective de traction longitudinale dans le modèle dépend de l'état de dégradation de la matrice. Il est donc fonction des variables d'endommagement plan  $d_2$  et hors-plan  $d_3$ , définis dans la section III.4. Le critère de rupture en mode traction sens fibre s'écrit alors :

$$f_1^+ = \left( \frac{\sigma_{11}}{\tilde{X}_t(d_2, d_3)} \right)^2 = 1 \text{ si } \sigma_{11} \geq 0 \quad \text{III-9}$$

$$\text{avec } \tilde{X}_t = \Lambda X_t^{UD} + X_t^{dry} (1 - \Lambda) \text{ et } \Lambda = e^{-(h_{2r} d_2 + h_{3r} d_3)} \quad \text{III-10}$$

Où  $\tilde{X}_t$  est la résistance effective de traction longitudinale,  $X_t^{UD}$  la résistance de traction longitudinale d'un pli unidirectionnel sain,  $X_t^{dry}$  la résistance de traction longitudinale des fibres seules,  $d_2$  et  $d_3$  sont les variables d'endommagement dues à la rupture du pli en mode interfibre (transverse et hors-plan). Les paramètres  $h_{2r}$  et  $h_{3r}$  permettent de passer de façon continue de la résistance d'un pli sain à celle d'un pli complètement endommagé (c'est-à-dire sans matrice). Grâce aux comparaisons avec différents matériaux [Laurin 05], il est recommandé de prendre  $h_{2r} = 0.1$  pour des composites verre/époxy et 0.01 pour des

composites carbone/époxy. Par manque de données expérimentales, le paramètre  $h_{3r}$  est fixé égal à au paramètre  $h_{2r}$ , conformément à l'hypothèse d'isotropie transverse. La rupture d'un pli UD en compression longitudinale est généralement due au « kinking » (Figure III-7) des fibres [Rosen 65, Argon 72] au sein du pli UD.

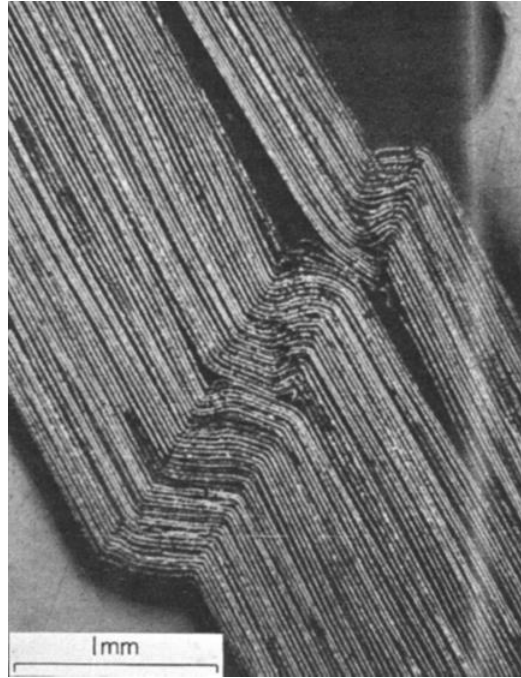


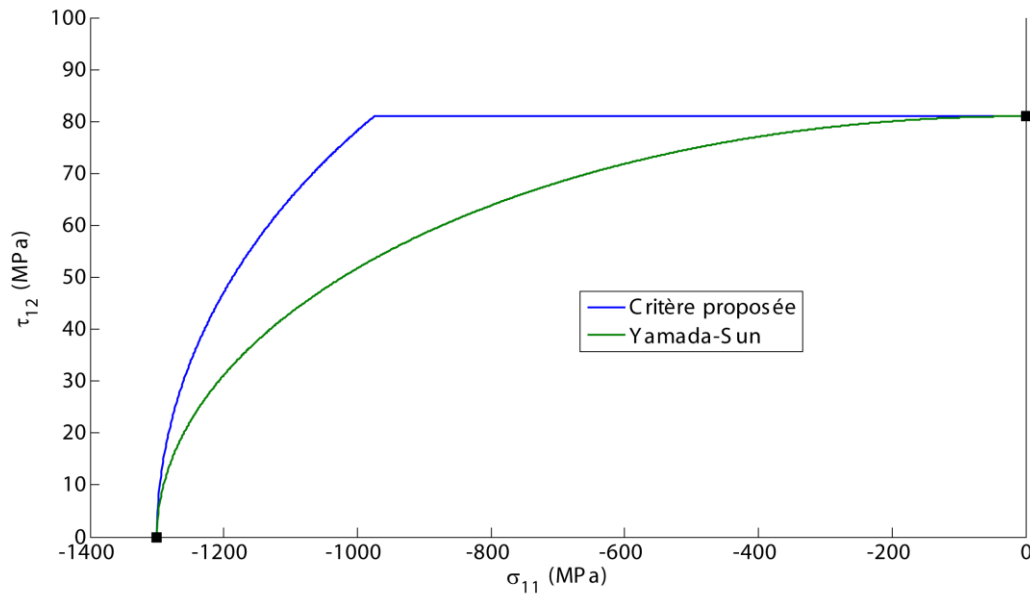
Figure III-7: Phénomène de kinking observé lors de la compression longitudinale [Argon 72].

Contrairement au critère en traction sens fibre, l'influence du cisaillement plan et hors-plan doit être prise en compte car il a été démontré expérimentalement ([Jelf 92], [Wisnom 93]) pour différents composites carbone/époxy que la combinaison d'un chargement de cisaillement et de compression diminuait notablement la résistance apparente de compression sens fibre. Le critère de rupture en compression sens fibre proposé (noté  $f_1^-$ ) est donc de la forme :

$$f_1^- = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^f(1-p_{12}\sigma_{22})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{13}}{S_{13}^f(1-p_{13}\sigma_{33})} \right)^2 = 1 \quad \text{si } \sigma_{11} < 0 \quad \text{III-11}$$

Où  $X_c$  est la résistance de compression longitudinale,  $S_{12}^f$  et  $S_{13}^f$  les résistances de cisaillement effectives plan et hors-plan.  $S_{12}^f$  et  $S_{13}^f$  sont les résistances de cisaillement pour le mode fibre et  $p_{12}$  et  $p_{13}$  sont des paramètres à identifier.

Les résistances  $S_{12}^f$  et  $S_{13}^f$  sont supérieures aux résistances  $S_{12}^R$  et  $S_{13}^R$  afin d'éviter de prévoir une rupture en compression fibre pour un chargement de cisaillement pur (comme c'est le cas pour le critère Yamada-Sun voir Figure III-8). Ce point est important car si le critère de rupture fibre est atteint, le calcul est arrêté et la structure est considérée comme rompue. Ainsi, le critère de Yamada-Sun peut induire un important surdimensionnement pour les stratifiés dont les séquences d'empilement génèrent dans certains plis du cisaillement plan combiné avec de la compression sens fibre.



*Figure III-8: Comparaison entre le critère proposé et celui de Yamada-Sun.*

Ces résistances de cisaillement spécifiques peuvent être déterminées facilement grâce aux paramètres de forme  $f_{5 \rightarrow 1}$  et  $f_{6 \rightarrow 1}$  en utilisant la relation suivante :

$$S_{12}^f = \frac{S_{12}^R}{\sqrt{1 - f_{6 \rightarrow 1}^2}} \quad \text{et} \quad S_{13}^f = \frac{S_{13}^R}{\sqrt{1 - f_{5 \rightarrow 1}^2}} \quad \text{III-12}$$

Le facteur de forme  $f_{6 \rightarrow 1}$  permet de calibrer le seuil de la contrainte longitudinale à partir duquel l'influence du cisaillement plan devient non négligeable sur la résistance de compression longitudinale. Pour  $f_{6 \rightarrow 1} = 0$ , le couplage entre la compression longitudinale et le cisaillement plan est pleinement activé, le critère est similaire au critère de Yamada-Sun. Les prévisions du critère sont alors les plus conservatives. Pour  $f_{6 \rightarrow 1}$  proche de 1, le critère est similaire à un critère en contrainte maximale et pour  $0 < f_{6 \rightarrow 1} < 1$ , ce coefficient permet de calibrer le seuil où le couplage entre la compression longitudinale et le cisaillement plan est observé (Figure III-9).

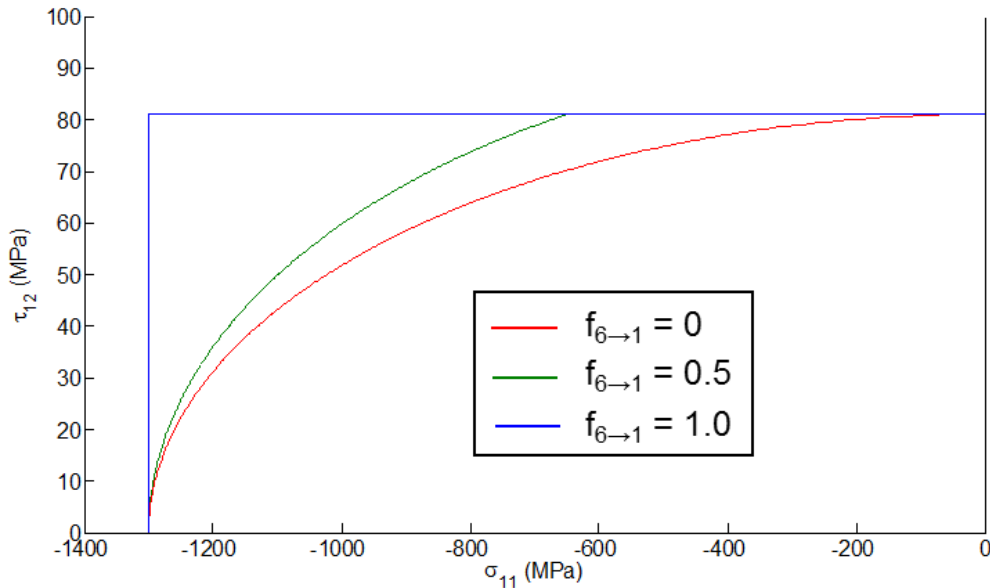


Figure III-9: Influence du paramètre  $f_{6 \rightarrow 1}$  sur la prévision de la rupture en compression sens fibre.

Par défaut, et conformément à l'hypothèse d'isotropie transverse, il est recommandé de prendre  $f_{6 \rightarrow 1} = f_{5 \rightarrow 1}$ . Ces paramètres peuvent évoluer entre 0.7 et 1.0 pour éviter les discontinuités dans l'enveloppe de rupture dans le plan en contrainte  $(\sigma_{11}, \tau_{12}, \tau_{13})$ . Nous avons choisi de prendre de  $f_{6 \rightarrow 1} = f_{5 \rightarrow 1} = 0.75$  et nous obtenons les enveloppes de ruptures présentées Figure III-10 et Figure III-11.

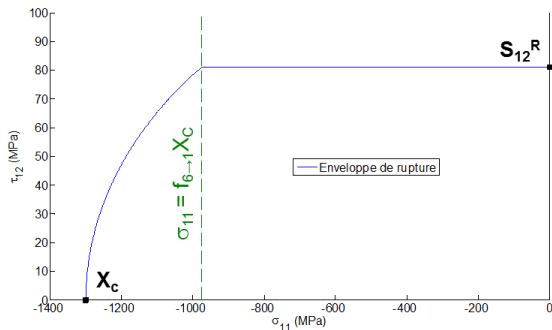


Figure III-10: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{11}, \tau_{12})$ .

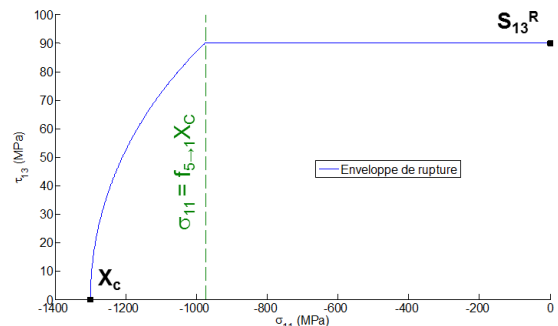
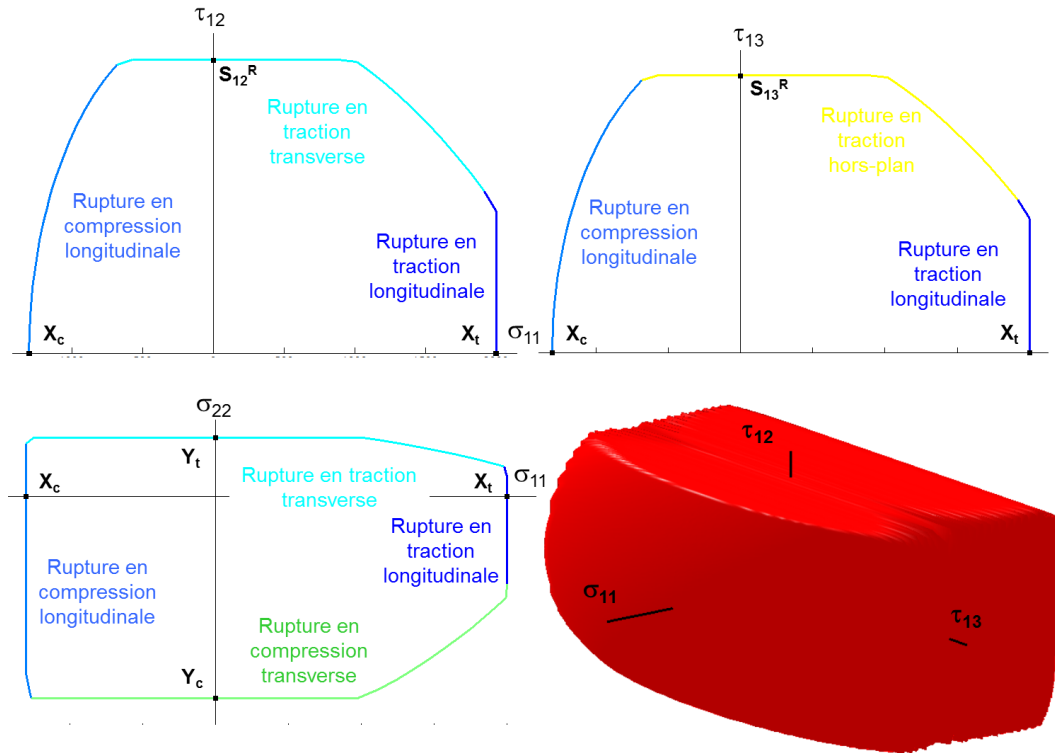


Figure III-11: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{11}, \tau_{13})$ .

Les paramètres  $p_{12}$  et  $p_{13}$  ont été introduits dans l'équation pour éviter les discontinuités dans les espaces  $(\sigma_{11}, \tau_{12}, \tau_{13})$  et  $(\sigma_{11}, \sigma_{22}, \tau_{13})$ . La signification de ces deux paramètres de forme sera expliquée dans le paragraphe suivant.

Pour résumer, les apports du critère de rupture en mode fibre (Figure III-12) en comparaison du critère de Yamada-Sun, sont : (i) le couplage entre l'état de dégradation de la matrice ( $d_2$  et  $d_3$ ) et la résistance de traction longitudinale et (ii) les effets du cisaillement plan et hors-plan sur la résistance de compression longitudinale.





*Figure III-12: Enveloppes de ruptures d'un pli UD du critère proposé en mode fibre.*

Enfin, il convient de noter qu'il faudrait introduire dans le modèle l'influence de l'état de dégradation de la matrice sur la résistance de compression sens fibre, comme il a été fait pour le critère fibre en traction. Ce travail, non trivial, n'a pas été engagé dans le cadre de cette thèse par manque de temps.

### III.3.2 Rupture en mode transverse.

Comme pour la rupture en sens fibre, les mécanismes de ruines sont différents en traction et en compression (Figure III-13). En effet, la rupture d'un pli UD en traction transverse est due à l'apparition d'une fissure matricielle parallèle aux fibres traversant tout l'épaisseur du pli [Huchette 05] alors que la rupture du pli UD en compression transverse pure est due à l'apparition d'une fissure matricielle orientée aux alentours de  $53^\circ$  [Puck 98] comme montré sur la Figure III-13.

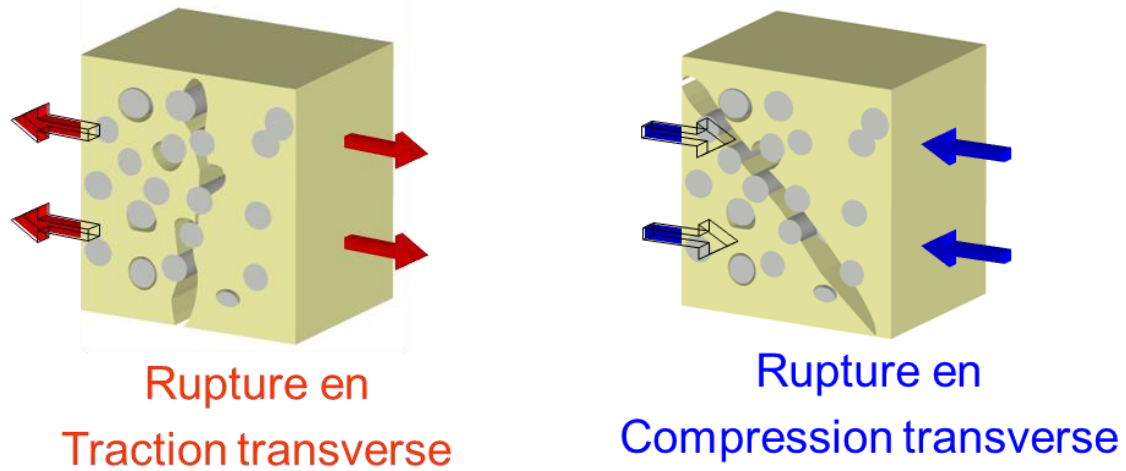


Figure III-13: Mécanisme de ruines de la rupture en mode transverse.

C'est pourquoi, nous avons également distingué le critère de rupture en traction transverse (noté  $f_2^+$ ) de celui en compression transverse (noté  $f_2^-$ ).

$$f_2^+ = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^R (1 - p_{12} \sigma_{22})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{S_{23}^R (1 - p_{23} (\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = (1 - d_{12f})^2 \quad \text{III-13}$$

$$f_2^- = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^R (1 - p_{12} \sigma_{22})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{S_{23}^R (1 - p_{23} (\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = (1 - d_{12f})^2 \quad \text{III-14}$$

Où  $Y_t$ ,  $Y_c$ ,  $S_{12}^R$ , et  $S_{23}^R$  sont respectivement les résistances de traction et compression transverse, de cisaillement plan et hors-plan dans le plan (2,3),  $d_{12f}$  est la variable de dégradation du seuil du critère plan due à la rupture prématurée de fibres. Comparé au critère de rupture de Rotem [Rotem 98] (Figure III-14), trois améliorations ont été apportées :

- Une meilleure description de la rupture du pli UD sous chargement combiné de traction/compression transverse et cisaillement plan grâce à l'introduction du coefficient  $p_{12}$ .
- Une description précise de la résistance apparente du pli UD sous sollicitations combinées de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  et chargement transverse grâce à l'introduction du coefficient  $p_{23}$ .
- Une meilleure description des couplages entre les modes de rupture fibre et transverse grâce à l'introduction d'une variable de dégradation  $d_{12f}$ .

Ces différentes améliorations vont être explicitées dans la suite de ce paragraphe.

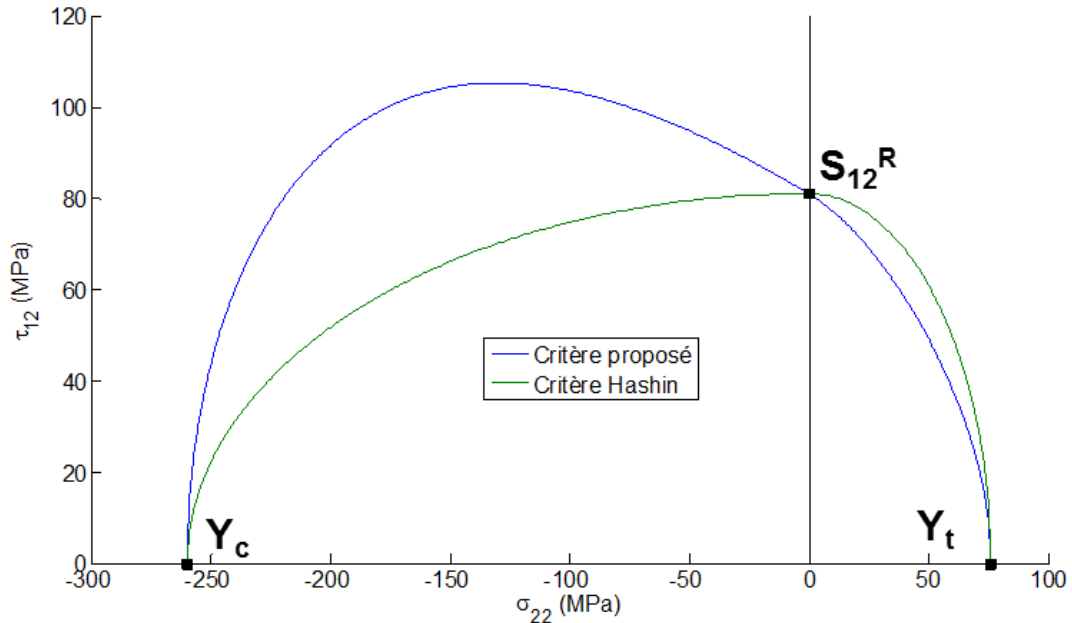


Figure III-14: Comparaison du critère proposé avec le critère de Hashin dans le plan des contraintes ( $\sigma_{22}$ ,  $\tau_{12}$ ).

Le renforcement observé pour un chargement combiné en faible compression et fort cisaillement peut-être expliqué d'un point de vue micromécanique : la compression transverse tend à fermer les décohésions fibre/matrice retardant par conséquent leur coalescence due au chargement de cisaillement et augmentant ainsi la résistance apparente de cisaillement du pli UD (voir Figure III-15). A l'opposé, la traction transverse tend à ouvrir ces micro-dommages réduisant ainsi la résistance apparente (Figure III-15). Dans le modèle proposé par [Carrère 10a], ce phénomène est représenté à l'aide de micro-dommages ayant un effet sur les résistances à l'échelle du pli. Afin de simplifier ce modèle, comme proposé par [Laurin 05], cet effet a été traduit de façon phénoménologique à l'aide du paramètre  $p_{12}$  (paramètre de forme supérieur ou égale à 0 d'unité  $\text{MPa}^{-1}$ ). La résistance en cisaillement plan effective s'écrit alors :

$$\tilde{S}_{12}^R = S_{12}^R (1 - p_{12} \sigma_{22}) \quad \text{III-15}$$

Cette résistance effective de cisaillement plan évolue donc de la façon suivante :

- Pour un chargement combiné de traction/cisaillement, la résistance effective est inférieure à la résistance de cisaillement pur.
- Lors d'un chargement combiné de compression/cisaillement, le phénomène inverse est observé, la résistance effective est supérieure à la résistance de cisaillement pur.

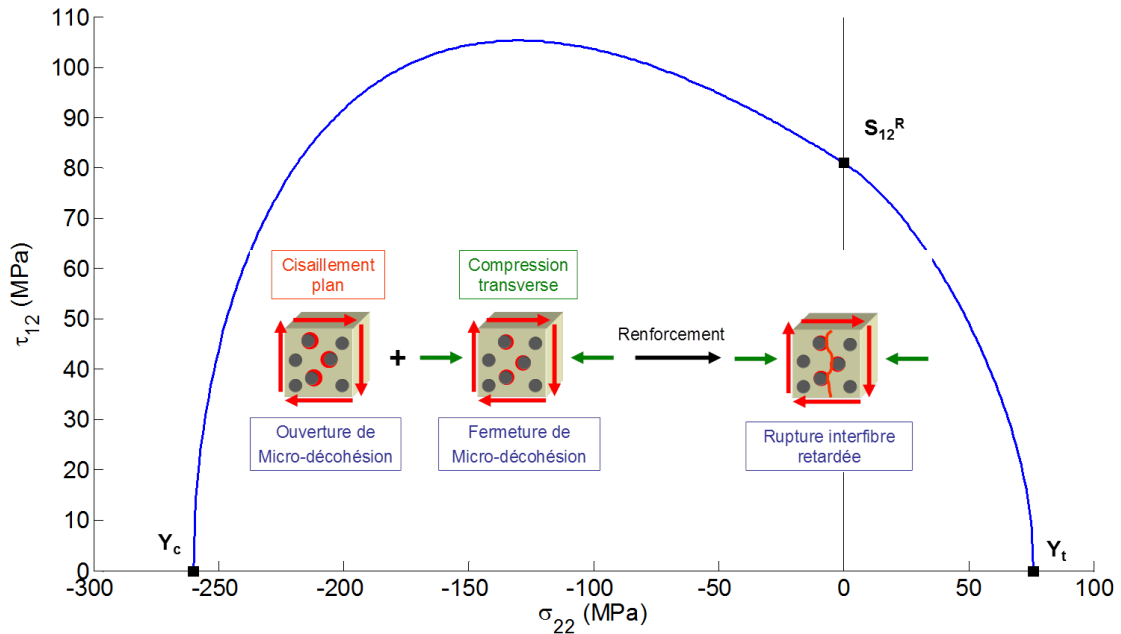


Figure III-15: Enveloppe de rupture d'un pli UD en Carbone/Epoxy dans le plan ( $\sigma_{22}$ ,  $\tau_{12}$ ).

Le caractère orthotropique du pli unidirectionnel est assuré. En effet, il n'y a pas d'interactions entre les termes  $\sigma_{22}$  et  $\tau_{12}$  mais uniquement entre la résistance de cisaillement  $S_{12}^R$  et la contrainte transverse  $\sigma_{22}$ . L'indépendance du signe de la contrainte de cisaillement plan  $\tau_{12}$  est également assurée (terme quadratique). La Figure III-16 présente l'enveloppe de rupture ainsi que les résultats d'essais combinant à la fois du cisaillement plan et de la contrainte transverse (T300/LY556 et Eglass/LY556). La forme de l'enveloppe de rupture est la même pour les deux types de matériaux. Les résultats expérimentaux obtenus sur différents matériaux à fibres de verre ou de carbone, montrent que le maximum de la résistance apparente est généralement obtenue pour une sollicitation combinée en cisaillement plan et compression transverse lorsque  $\sigma_{22} = Y_c/2$ . Il est alors possible d'identifier le paramètre  $p_{12}$  sans essais multiaxiaux supplémentaires (contrairement au critère de Puck [Puck 98]) et ce paramètre est défini comme :  $p_{12} = -1/Y_c$ .

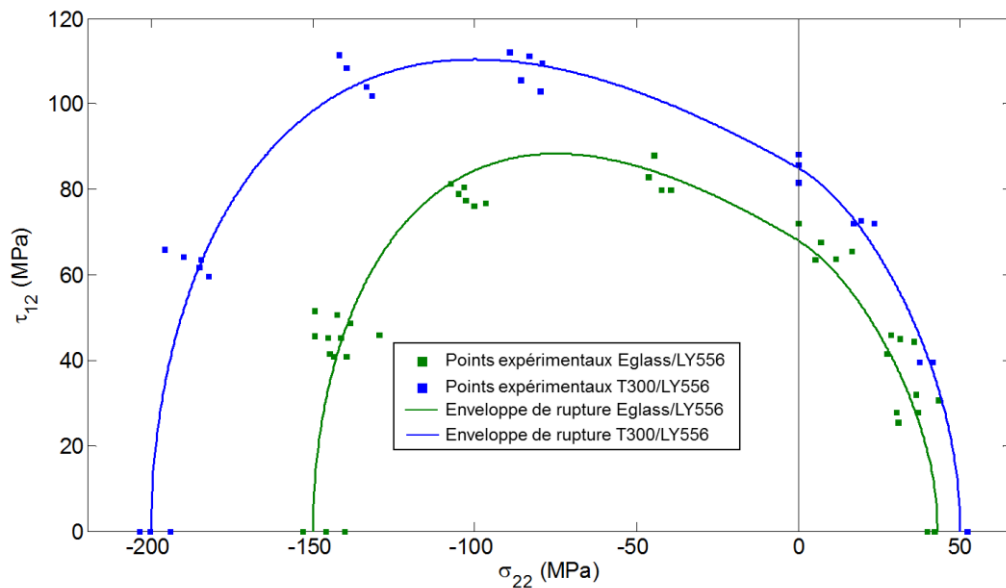


Figure III-16: Enveloppe de rupture de pli UD en Carbone/Epoxy et Eglass/Epoxy dans le plan des contraintes ( $\sigma_{22}$ ,  $\tau_{12}$ ) [Cuntze 04].

Le pli unidirectionnel ayant un comportement supposé isotrope transverse, le renforcement en faible compression transverse et important cisaillement hors-plan est également introduit dans le plan  $\sigma_{22}$ - $\tau_{23}$  (voir Figure III-17).

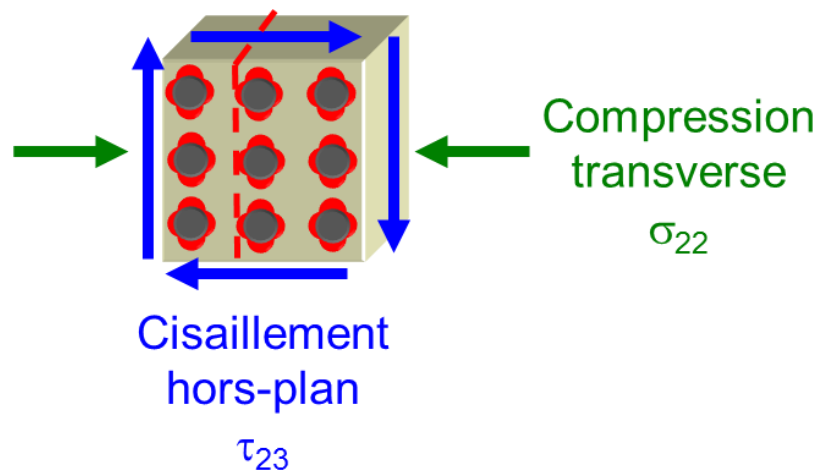


Figure III-17: Mécanisme de ruine sous chargement combiné de compression transverse  $\sigma_{22}$  et de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ .

L'enveloppe de rupture pour un matériau Carbone/Epoxy dans le plan ( $\sigma_{22}$ ,  $\tau_{23}$ ) est présentée Figure III-18 .

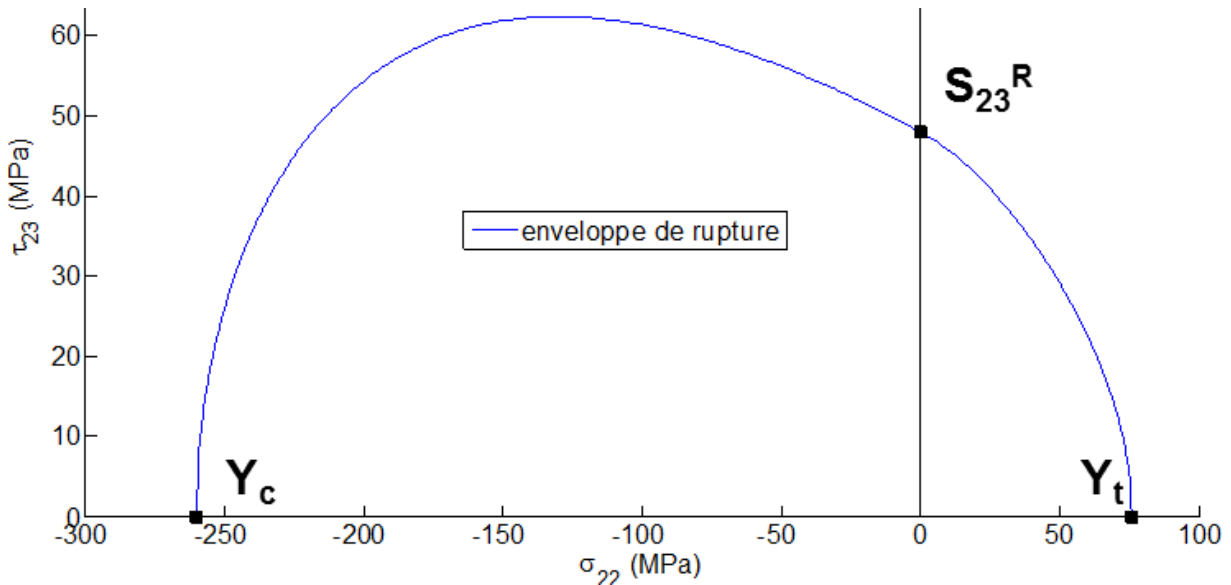


Figure III-18: Enveloppe de rupture d'un pli UD Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{22}, \tau_{23})$ .

Une autre amélioration du critère de rupture transverse réside dans l'introduction de couplages entre les différents modes de ruine, contrairement à l'approche générique industrielle actuelle, qui considère chaque mode de rupture comme indépendant. La prise compte des effets des ruptures prématurées de fibres sur les modes de rupture matriciels (plan et hors-plan) permet de décrire un certain nombre de couplages inter-modes observés expérimentalement.

A cause de la statistique de résistance des fibres (souvent décrite par une loi de type Weibull) il est possible que sous une sollicitation de traction longitudinale, quelques fibres individuelles rompent bien avant la rupture des clusters de fibres menant à la rupture finale du matériau. Ces ruptures prématurées de fibre entraînent le décollement d'interface fibre/matrice et la formation de microfissures au sein de la matrice. [Blumberg 95] a montré expérimentalement que la qualité de l'interface fibre/matrice a un effet sur les résistances de traction transverse et du cisaillement plan. Nous pouvons donc déduire que les microdommages (principalement des décohésions fibre/matrice), dus aux ruptures prématurées de fibres, favorisent la coalescence des microfissures et par conséquent mènent à une diminution apparente des résistances transverses.

Ce mécanisme peut-être modélisé en utilisant une variable de dégradation  $d_{12}^f$  représentant la cinétique des ruptures prématurées de fibres, qui affecte le seuil du critère de rupture transverse :

$$f_2 = (1 - d_{12f})^2$$

- Si  $d_{12f} = 0$ , il n'y a pas de rupture prématurée de fibre. Le pli rompt sous un mode interfibre plan lorsque  $f_2 = 1$ .
- Si  $d_{12f}$  est différent de 0, le critère de rupture matriciel est atteint pour des chargements plus faibles puisque le seuil de rupture devient inférieur à 1.

La cinétique de  $d_{12f}$  est basée sur les modèles d'endommagement classique [Lemaitre 85], pour représenter la diminution du seuil du critère de rupture transverse (voir III-13 et III-14).

$$d_{12f} = \alpha_{12f} \left\langle \sup[f_1^+] - f_0 \right\rangle^+$$

où la fonction sup permet de sélectionner la valeur maximale atteinte par le critère de rupture  $f_1^+$  (voir III-9) au cours du chargement. Ce modèle permet donc de prendre des couplages inter-modes de ruine y compris pour des chargements non proportionnels puisque l'histoire du chargement intervient dans le critère contrairement à certaines approches de la littérature [Puck 98].

La variable de dégradation  $d_{12}^f$  augmente lorsque le critère de rupture fibre en traction atteint le seuil de d'endommagement  $f_{02}$ . Le coefficient  $\alpha_{12}^f$  permet de décrire la cinétique de décroissance du seuil du critère de rupture transverse. La variable de dégradation ( $d_{12}^f$ ) est totalement définie par les deux paramètres de forme dans le plan  $(\sigma_{11}, \sigma_{22})$  :

- $f_{1 \rightarrow 2}$  permet l'identification de la diminution du seuil ( $f_0 = f_{1 \rightarrow 2}^2$ ).
- $f_{2 \rightarrow 1}$  permet de déterminer simplement la cinétique de dégradation de l'amorçage de ce critère de rupture avec la relation :  $\alpha_{12f} = (1 - f_{2 \rightarrow 1}) / (1 - f_{1 \rightarrow 2}^2)$ .

Ces coefficients peuvent être identifiés à partir d'essais multiaxiaux, mais il a été montré que les valeurs  $f_{1 \rightarrow 2} = f_{2 \rightarrow 1} = 0.5$  donnent une bonne description des enveloppes de rupture pour différents matériaux (Carbone/Epoxy et Verre/Epoxy) comme le montre les Figure III-19 et Figure III-20.

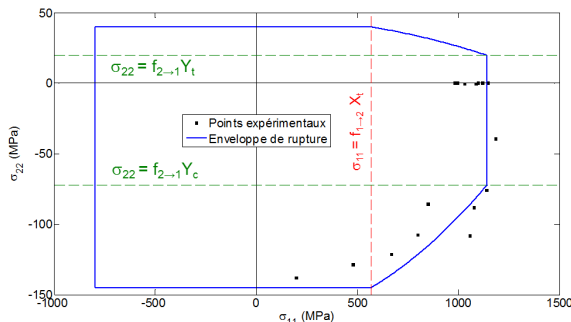


Figure III-19: Enveloppe de rupture d'un stratifié Eglass/MY750 dans le plan  $(\sigma_{11}, \sigma_{22})$  [Al-Khalil 95].

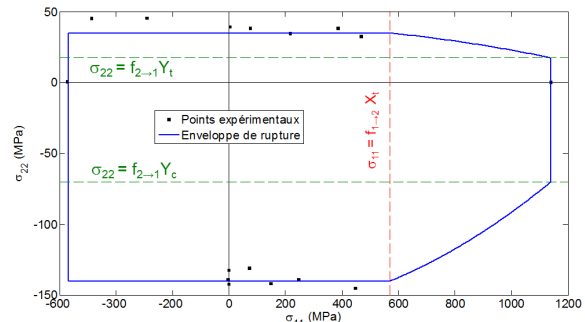


Figure III-20 : Enveloppe de rupture d'un stratifié Eglass/LY556 UD dans le plan  $(\sigma_{11}, \sigma_{22})$  [Hütter 74].

Pour résumer, les améliorations apportés au critère en mode transverse (Figure III-21) en comparaison du critère de Hashin sont : (i) l'effet des ruptures prématurées de fibres sur le seuil des critères transverse et hors-plan est pris en compte, ce qui permet d'obtenir des couplages entre les différents modes de ruine et (ii) le couplage entre la compression transverse et le cisaillement (plan et hors-plan) est considéré et validé au travers de comparaisons avec des résultats d'essais.

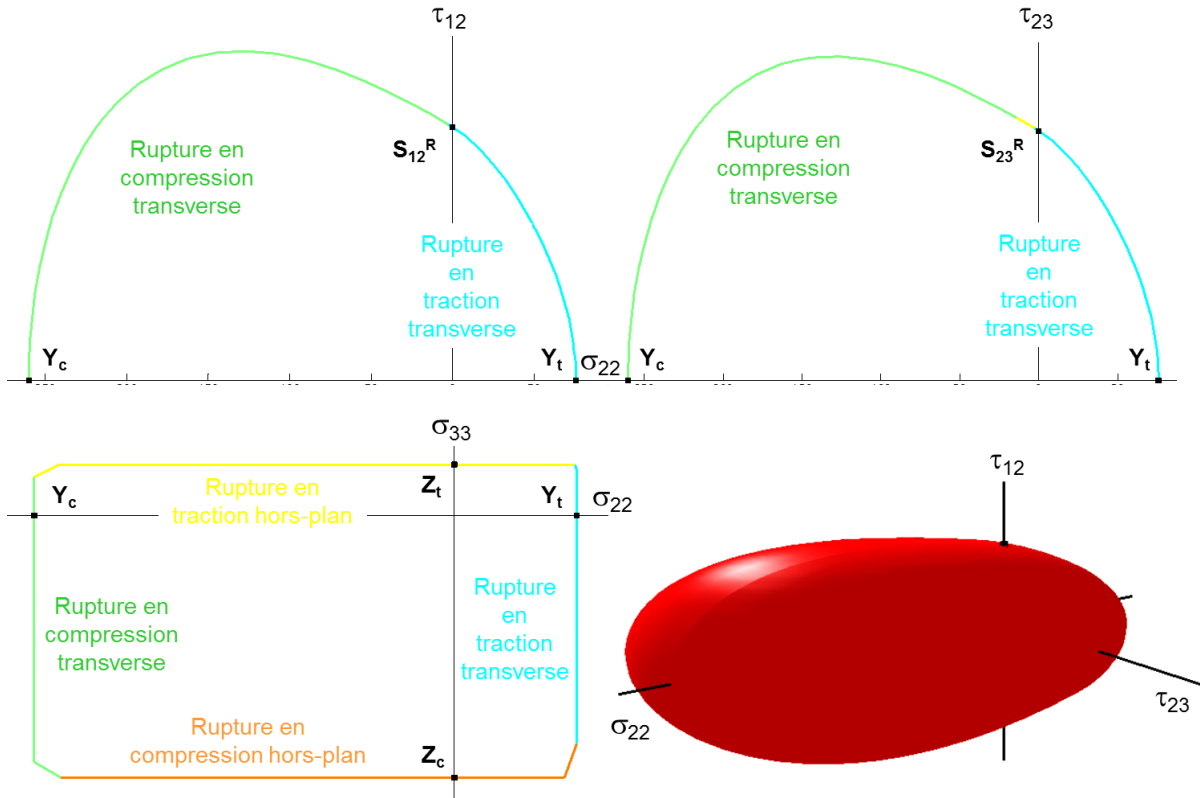


Figure III-21: Enveloppes de ruptures d'un pli UD du critère proposé en mode transverse.

Pour les deux modes de rupture précédents, les modes fibre et transverse, le travail de cette thèse a consisté essentiellement à étendre au cas tridimensionnel le critère de rupture Onera [Laurin 07a] développé sous les hypothèses de contraintes planes. En revanche, un apport important de ce travail réside dans la proposition d'un critère de rupture hors-plan original pour prévoir l'amorçage du délaminage au sein des structures composites.

### III.3.3 Rupture en mode hors-plan.

Pour ce mode rupture, nous distinguons à nouveau la rupture en traction de celle en compression (Figure III-22). En effet, la rupture d'un pli UD en traction hors-plan est due à l'apparition d'un décollement entre les plis [Vandellos 11], ce phénomène a été largement étudié dans la littérature comme évoqué dans le chapitre II. Toutefois, la rupture du pli UD en compression hors-plan reste encore mal connue.



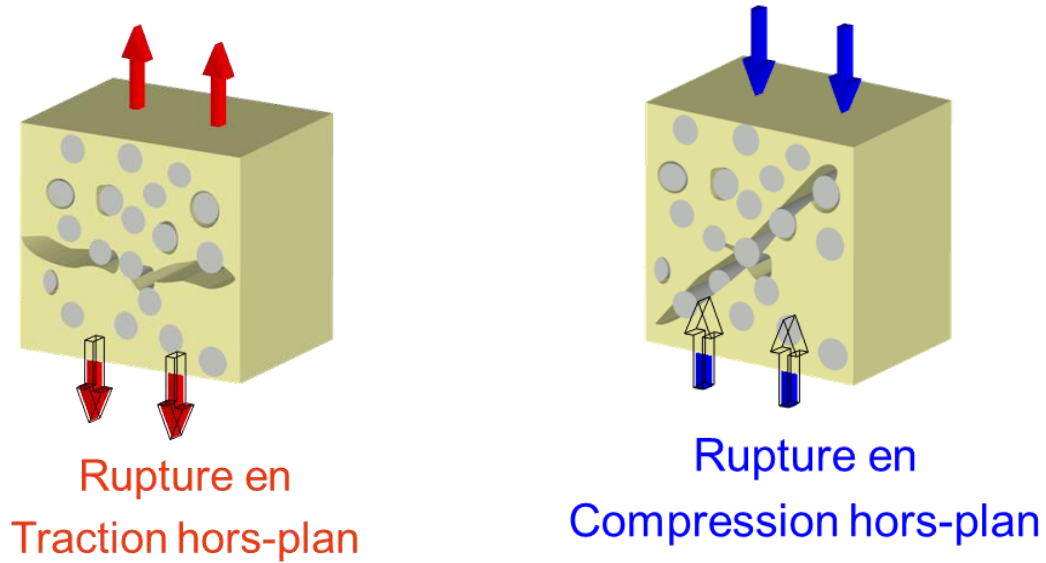


Figure III-22 : Mécanisme de ruine de la rupture hors-plan.

Le critère de rupture en traction (noté  $f_3^+$ ) et compression (noté  $f_3^-$ ) hors-plan est obtenu en permutant 2 par 3 dans le critère de rupture en mode transverse (voir III-13 et III-14).

$$f_3^+ = \left( \frac{\sigma_{33}}{\tilde{Z}_t} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{13}}{\tilde{S}_{13}^R (1 - p_{13} \sigma_{33})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{\tilde{S}_{23}^R (1 - p_{23} (\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = (1 - d_{13f}^f)^2 \quad \text{si } \sigma_{33} \geq 0 \quad \text{III-17}$$

$$f_3^- = \left( \frac{\sigma_{33}}{\tilde{Z}_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{13}}{\tilde{S}_{13}^R (1 - p_{13} \sigma_{33})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{\tilde{S}_{23}^R (1 - p_{23} (\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = (1 - d_{13f}^f)^2 \quad \text{si } \sigma_{33} < 0 \quad \text{III-18}$$

Où  $\tilde{Z}_t$ ,  $\tilde{Z}_c$ ,  $\tilde{S}_{13}^R$  et  $\tilde{S}_{23}^R$  sont respectivement les résistances apparentes de traction et compression hors-plan et cisaillements hors-plan et  $d_{13f}^f$  est la variable de dégradation du seuil du critère de rupture hors-plan due aux ruptures prématurées de fibres.

Comparé au critère hors-plan de Kim-Soni [Kim 86] présenté dans le chapitre II, trois améliorations ont été apportées au critère de rupture hors-plan :

- Une meilleure description de la résistance du pli UD sous sollicitation de cisaillement hors-plan et chargements hors-plan grâce à l'introduction des coefficients  $p_{13}$  et  $p_{23}$  (III-17 et III-18).
- L'introduction de la variable de dégradation ( $d_{13f}^f$ ), due aux ruptures prématurées de fibre, sur le seuil de du critère de rupture hors-plan.
- Le couplage entre l'endommagement plan et les résistances hors-plan.

Ces différentes améliorations vont être explicitées dans la suite de ce paragraphe, à l'exception du couplage entre l'endommagement plan et les résistances hors-plan qui sera détaillé dans la section III.5.

Le renforcement pour les chargements de faible compression et fort cisaillement  $\tau_{13}$  hors-plan, grâce au terme  $(1 - p_{13} \sigma_{33})$ , peut-être à nouveau expliqué d'un point de vue micromécanique.

Contrairement au plan  $(\sigma_{22}, \tau_{12})$ , il n'existe que peu d'essais multiaxiaux [Christensen 04] dans plan  $(\sigma_{33}, \tau_{13})$  permettant d'estimer l'influence d'une compression hors-plan sur la résistance en cisaillement hors-plan. C'est pourquoi, par défaut, dans un premier temps, nous considérerons que puisque les mécanismes de ruines sont proches et que le pli est usuellement considéré comme isotrope transverse alors  $Z_c = Y_c$  et  $p_{13} = p_{12}$ . Il est important de noter que la nature d'isotropie transverse du pli sera vérifiée et que la forme du critère de rupture ainsi obtenu (voir Figure III-23) sera également expérimentalement validée.

Il convient également de noter qu'il n'existe pas à notre connaissance d'essais multiaxiaux dans plan  $(\sigma_{33}, \tau_{23})$  permettant d'estimer l'influence d'une compression hors-plan sur la résistance en cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ . A nouveau, la forme du critère de rupture ainsi obtenu (voir Figure III-24) sera également expérimentalement validée.

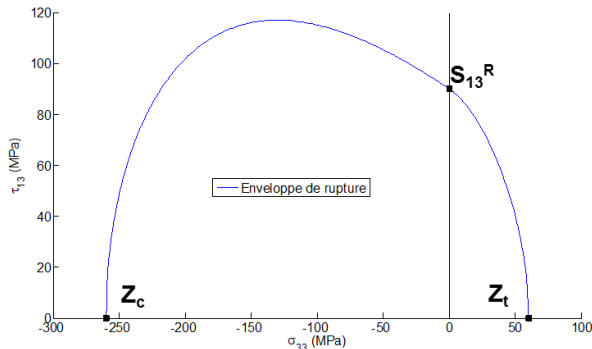


Figure III-23: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{33}, \tau_{13})$ .

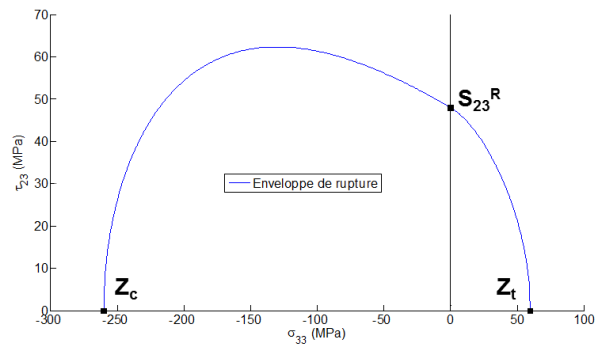


Figure III-24: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{33}, \tau_{23})$ .

Il est également important de noter que contrairement au critère de Kim-Soni, il n'est pas nécessaire de modifier la résistance de compression hors-plan  $Z_c$  pour calibrer le renforcement mais seulement de faire varier les paramètres  $p_{13}$  et  $p_{23}$  (Figure III-25 et Figure III-26).

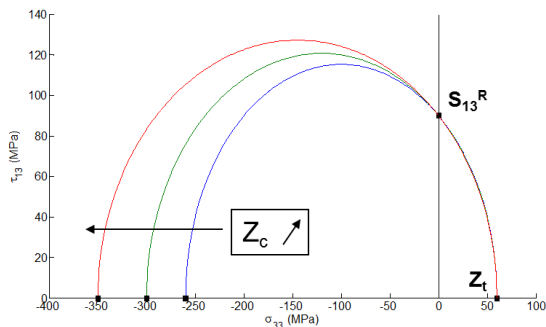


Figure III-25: Influence de la résistance de compression hors-plan  $Z_c$  sur le renforcement du pli dans le plan des contraintes  $(\sigma_{33}, \tau_{13})$ .

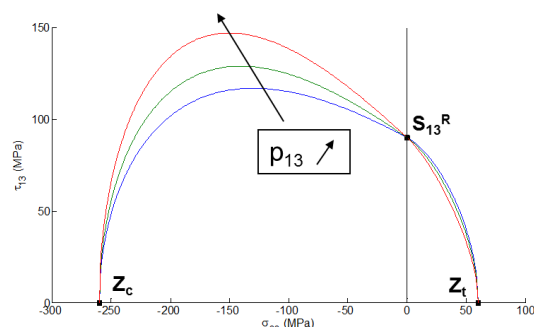


Figure III-26: Influence du coefficient  $p_{13}$  sur le renforcement du pli dans le plan des contraintes  $(\sigma_{33}, \tau_{13})$ .

Comme mentionné précédemment, les micro-dommages (principalement des décohésions fibre/matrice), dus aux ruptures de fibres prématurées, favorisent la coalescence des microfissures, et par conséquent entraîne une diminution de la résistance apparente hors-plan.

Comme pour le critère inter-fibre dans le plan, ce mécanisme est modélisé en utilisant la variable de dégradation  $d_{13}^f$ , basé sur les modèles d'endommagement classique, représente la diminution du seuil du critère de rupture hors-plan (III-19).

$$d_{13f} = \alpha_{13f} \langle \sup[f_1^+] - f_0 \rangle^+ \quad \text{III-19}$$

La variable de dégradation  $d_{13}^f$  est augmentée lorsque le critère de rupture fibre en traction atteint la valeur seuil  $f_0$ . Le coefficient  $\alpha_{13}^f$  permet de décrire les effets des micro-dommages sur la décroissance du seuil du critère de rupture hors-plan. Cette variable est définie par les deux paramètres de forme dans la plan  $(\sigma_{11}, \sigma_{33})$  :  $f_{1 \rightarrow 3}$  et  $f_{3 \rightarrow 1}$  qui permet de déterminer simplement la cinétique de dégradation de l'amorçage du critère avec la relation :  $\alpha_{13f} = (1 - f_{3 \rightarrow 1}) / (1 - f_{1 \rightarrow 3}^2)$ .

Les effets des ruptures prématurées de fibres sur le mode hors-plan devant être similaire à ceux sur le mode interfibre plan, il est recommandé de supposer que les paramètres de forme des critères plan et hors-plan sont similaires  $f_{1 \rightarrow 3} = f_{1 \rightarrow 2}$  et  $f_{3 \rightarrow 1} = f_{2 \rightarrow 1}$ . Par conséquent, les variables  $d_{12}^f$  et  $d_{13}^f$  sont égales et permettent d'introduire un couplage entre le mode de rupture fibre et hors-plan illustré sur les Figure III-27 et Figure III-28, contrairement à l'approche générique industrielle actuelle.

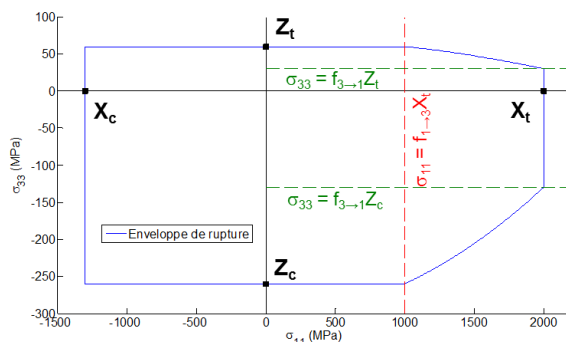


Figure III-27: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{11}, \sigma_{33})$ .

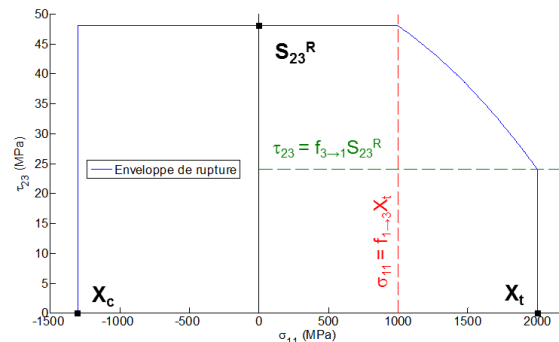


Figure III-28: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{11}, \tau_{23})$ .

Les améliorations du critère de rupture hors-plan (Figure III-29) que nous proposons en comparaison du critère de Kim-Soni [Kim 86] sont (i) une description plus robuste du couplage entre la compression hors-plan et le cisaillement hors-plan et (ii) l'effet des fissures transverses sur les résistances effectives hors-plan (mise en évidence expérimentale par [Huchette 05]) est également pris en compte.

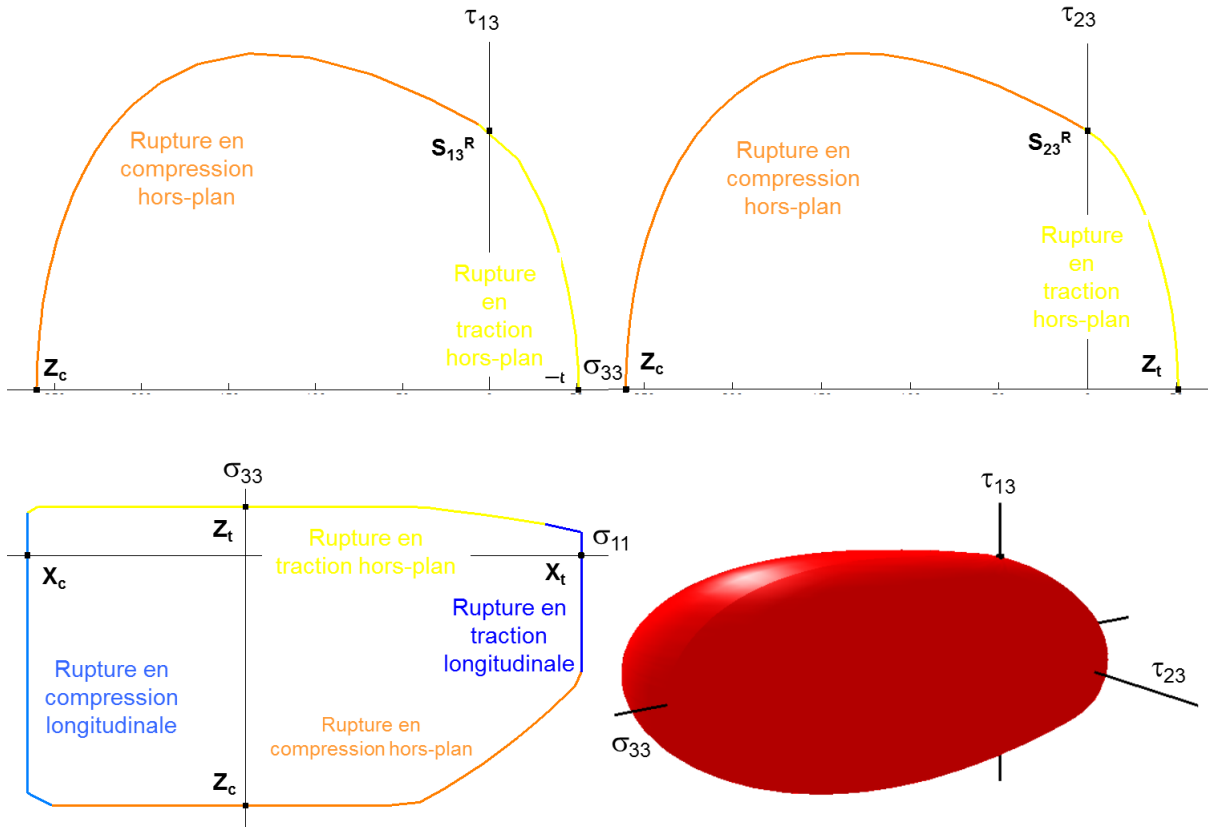


Figure III-29: Enveloppes de ruptures d'un pli UD du critère proposé en mode hors-plan.

### III.4 PRESENTATION DU MODELE DE DEGRADATION PROGRESSIVE.

Le modèle de dégradation progressive est basé sur les modèles d'endommagement continu développé depuis un certain nombre d'années à l'Onera [Maire 97]. La principale idée consiste à modéliser un pli UD contenant une fissure discrète dans un stratifié par un pli équivalent homogénéisé. Ce pli équivalent ne possède pas de fissures discrètes mais possède des propriétés mécaniques dégradées permettant de libérer le même potentiel énergétique. Ce modèle d'endommagement suppose donc que l'endommagement mésoscopique est intrinsèque au pli. Ainsi, l'approche proposée peut-être prédictive pour différentes séquences d'empilements à partir de la connaissance des propriétés mécaniques du pli UD considéré. Après la rupture d'un pli dans un stratifié, la souplesse élastique du pli rompu est augmentée.

$$\tilde{S} = S^0 + d_1 H_1 + d_2 H_2 + d_3 H_3 \quad \text{III-20}$$

Où  $S^0$  est la souplesse élastique initiale, et  $d_1 H_1$ ,  $d_2 H_2$  et  $d_3 H_3$  sont les tenseurs qui représentent respectivement les effets de la rupture fibre, transverse et hors-plan sur la souplesse élastique du pli rompu. Pour chaque modèle de dégradation, une distinction est faite entre la cinétique de dégradation avec des variables scalaires  $d_i$  et les effets de la rupture sur le comportement mésoscopique avec les tenseurs des effets  $H_i$ .

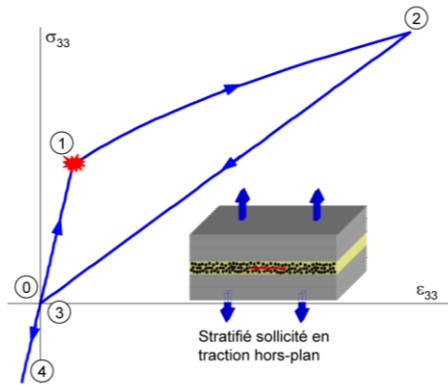
La cinétique de dégradation décrit l'évolution de la rigidité effective de chaque pli au cours du chargement (en lien avec la densité de fissures). Les variables de dégradations  $d_i$  pour la rupture fibre,  $d_2$  pour la rupture transverse et  $d_3$  pour la rupture hors-plan sont obtenues par :

$$d_1 = \alpha_1 \langle \sqrt{f_1} - 1 \rangle^+ \quad \text{avec} \quad f_1 = \eta_1 f_1^+ + (1 - \eta_1) f_1^-, \quad \eta_1 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \dot{d}_1 \geq 0 \quad \text{III-21}$$

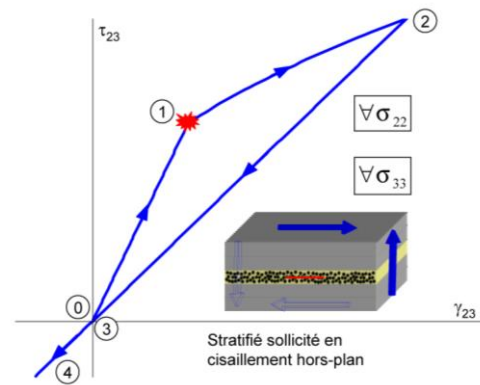
$$d_2 = \alpha_2 \langle \sqrt{f_2} - 1 \rangle^+ \quad \text{avec} \quad f_2 = \eta_2 f_2^+ + (1 - \eta_2) f_2^-, \quad \eta_2 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{22} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{22} < 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \dot{d}_2 \geq 0 \quad \text{III-22}$$

$$d_3 = \alpha_3 \langle \sqrt{f_3} - 1 \rangle^+ \quad \text{avec} \quad f_3 = \eta_3 f_3^+ + (1 - \eta_3) f_3^-, \quad \eta_3 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{33} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{33} < 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \dot{d}_3 \geq 0 \quad \text{III-23}$$

Où les coefficients  $\eta_i$  sont les indices d'ouverture qui permettent de distinguer au sein des différents modes de ruine, les mécanismes de rupture en traction de ceux en compression. Ce modèle de dégradation permet de décrire le comportement d'un pli unidirectionnel sous chargement hors-plan (Figure III-30) et cisaillement hors-plan (Figure III-31) au sein d'un stratifié. Le stratifié est sollicité en traction hors-plan jusqu'au point 1 où la rupture hors-plan se produit. Ensuite, les propriétés du pli rompu sont dégradées progressivement jusqu'au point 2 (dû au transfert de charge des plis rompus vers les plis sains dans le stratifié). La pente lors de la décharge (partie 2-3) est différente du comportement initial (partie 0-1) car le pli est dégradé. Lors du chargement en compression hors-plan (partie 3-4), le pli retrouve son élasticité initiale (uniquement pour  $\sigma_{33}$ ) car la compression appliquée permet de refermer les fissures.



*Figure III-30: Comportement d'un pli rompu sollicité en traction/compression hors-plan.*



*Figure III-31: Comportement d'un pli rompu sollicité en cisaillement hors-plan.*

Concernant le stratifié sollicité en cisaillement hors-plan, on retrouve le même type de comportement jusqu'au point 3. Le stratifié est sollicité en cisaillement hors-plan jusqu'au point 1 où la rupture se produit. Ensuite les propriétés du pli rompu sont dégradées (partie 2-3). Le comportement est différent lorsque le stratifié est sollicité en cisaillement négatif (partie 3-4). En effet, le pli rompu ne retrouve pas son élasticité initiale car la dégradation du pli sous cisaillement hors-plan est indépendante du signe. L'évolution de la variable de dégradation est nécessairement positive afin de vérifier l'inégalité de Clausius-Duhem (ce modèle est thermodynamiquement admissible). Cette condition permet donc de décrire un comportement réaliste même pour des chargements/déchargements complexes. Pour un matériau sans endommagement, les variables  $d_i$  sont égales à 0 et tendent vers  $+\infty$  pour un

matériau totalement endommagé, un matériau de rigidité nulle présentant une souplesse infinie.

La rupture du pli en mode fibre est considérée comme catastrophique dans le cas d'une éprouvette lisse. Dans ce cas, le calcul est donc arrêté quand le critère en mode fibre est atteint et ainsi il n'est pas nécessaire d'identifier le paramètre  $\alpha_1$  (le cas échéant  $\alpha_1$  est choisi très grand). Pour des calculs de structures avec gradient, afin de représenter l'effet des ruptures de fibre sur le comportement il est nécessaire d'utiliser des lois dites « adoucissantes » et donc de modifier la cinétique proposée dans l'équation III-21.

La rupture du pli en mode transverse ou hors-plan n'est pas nécessairement catastrophique pour la structure. Par conséquent, les paramètres  $\alpha_2$  et  $\alpha_3$  (représentant la cinétique de dégradation plan et hors-plan du pli rompu dans le stratifié), doivent être identifiés à partir d'essais sur stratifiés. Néanmoins, pour les structures considérées dans le cadre de cette thèse, c'est-à-dire des cornières soumises à des efforts de flexion quatre points ou à des efforts de pliage / dépliage, le délaminage est catastrophique pour la structure. Le coefficient  $\alpha_3$  n'aura donc pas besoin d'être identifié. Seul le coefficient  $\alpha_2$ , permettant de déterminer la cinétique de dégradation des propriétés mécaniques d'un pli rompu en mode transverse (*i.e.* effet des fissurations transverses sur le comportement mésoscopique), devra être identifié à partir d'un essai de traction sur stratifié.

Les tenseurs des effets représentent les effets des fissures sur le comportement du pli rompu. Ces effets sont bien entendu différents en fonction du mode de rupture. En effet, pour des mécanismes catastrophiques pour la structure (rupture fibre, rupture en compression, rupture hors-plan), l'effet de la rupture du pli sur le comportement du pli et de la structure est beaucoup plus important que pour des mécanismes plus « progressifs » (rupture interfibre dans le plan). De plus, les tenseurs des effets sont différents si le pli est sollicité en traction (fissures ouvertes) ou compression (fissures fermées). Les coefficients  $\eta_i$ , appelés « indices d'ouverture », autorisent la prise en compte du caractère unilatéral du dommage et permettent donc de distinguer une fissure ouverte ( $\eta_i=1$ ) d'une fissure fermée ( $\eta_i=0$ ).

Le tenseur des effets pour une rupture en mode fibre (tenseur  $H_1$ ), en mode transverse (tenseur  $H_2$ ) et en mode hors-plan (tenseur  $H_3$ ), sont données respectivement par les équations III-24, III-25 et III-26.

$$H_1 = \begin{bmatrix} (\eta_1 h_{11}^+ + (1-\eta_1)h_{11}^-) S_{11}^0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & h_{55}^{FF} S_{55}^0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & h_{66}^{FF} S_{66}^0 \end{bmatrix} \quad III-24$$

$$H_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & (\eta_2 h_{22}^+ + (1-\eta_2)h_{22}^-) S_{22}^0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & h_{44}^{IFF2} S_{44}^0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & h_{66}^{IFF2} S_{66}^0 \end{bmatrix} \quad III-25$$

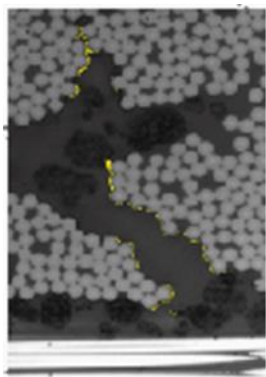
$$H_3 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & (\eta_3 h_{33}^+ + (1-\eta_3)h_{33}^-) S_{33}^0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & h_{44}^{IFF3} S_{44}^0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & h_{55}^{IFF3} S_{55}^0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad III-26$$

La détermination des tenseurs des effets peut-être effectuée à partir de la connaissance des propriétés élastiques du matériau et ne nécessite donc pas d'essais supplémentaires. La détermination du tenseur des effets du dommage sur le pli rompu peut-être effectuée de façon analytique [Sih 50, Dvorak 87] ou numérique [Lubineau 08, Huchette 05] en fonction de la précision et du coût de calcul toléré. Nous nous sommes orientés vers des approches analytiques pour leur transférabilité vers un bureau d'étude. L'idée majeure de ces modèles analytiques micromécaniques réside dans la construction d'une équivalence en termes d'énergie élastique entre un matériau fissuré et un matériau homogène équivalent. L'approche analytique de [Sih 50] basée sur la mécanique linéaire de la rupture a été choisie pour sa simplicité et sa pertinence comme cela été démontrée expérimentalement par [Maire 92] sur des tubes en Eglass/Epoxy soumis à des chargements multiaxiaux. Le tenseur des souplesses du pli unidirectionnel endommagé peut s'exprimer comme la somme du tenseur des souplesses initiales  $S^0$  et des tenseurs des effets du dommage  $H_i$ . Dans le cas d'un endommagement hors-plan, seules les composantes du tenseur des souplesses  $S_{33}$ ,  $S_{44}$  et  $S_{55}$  seront modifiées. Dans le cas d'endommagements multiples au sein du pli, le tenseur des souplesses efficaces sera modifié/augmenté par la somme des effets des différents modes de rupture pouvant intervenir au sein du pli. On notera que le tenseur de souplesse restera défini positif.

### III.5 PRESENTATION DU COUPLAGE PLAN/HORS-PLAN.

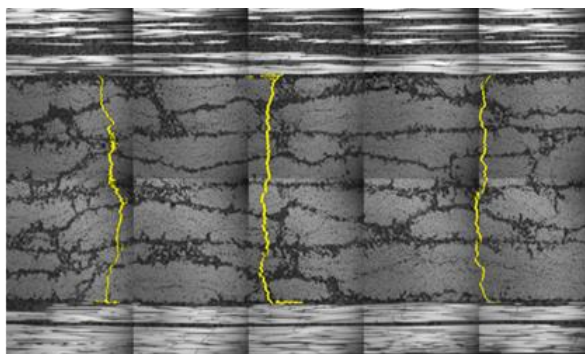
Il a été démontré expérimentalement [Chang 87, Renault 94, Guinard 02, Huchette 05, Wright 10] et numériquement ([Huchette 05], [Lubineau 08]) qu'il existe un couplage entre l'endommagement plan et le délaminage. En effet, pour de faibles niveaux de charges, de l'endommagement se développe au sein du stratifié. Le premier type d'endommagement rencontré est la décohésion fibre/matrice (Figure III-32). Ces décohésions coalescent et donnent naissance ensuite à des fissures transverses (Figure III-33).





Décohésion fibre /matrice

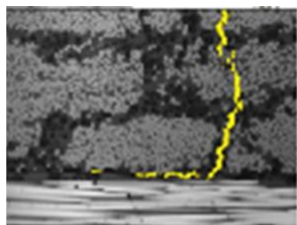
Figure III-32: Décohésion fibre/matrice observée sur un stratifié T700GC/M21  $[0_2^\circ/90_2^\circ]_s$  soumis à un chargement de traction [Huchette 05].



Fissuration transverse  
(coalescence du micro-dommage)

Figure III-33: Fissuration transverse observée sur un stratifié T700GC/M21  $[0_2^\circ/90_2^\circ]_s$  soumis à un chargement de traction [Huchette 05].

En pointe de ces fissures transverses, il est couramment observé des micro-délaminares comme montré sur la Figure III-34. Ces micro-dommages tendent donc à pré-découper en « pointillé » l'interface induisant ainsi une diminution des résistances apparentes hors-plan. La rupture par délaminage intervient alors dans la structure au niveau des interfaces pré endommagées qui ne sont pas nécessairement celles soumises au chargement hors-plan les plus importants. On observe de plus, sur le faciès à rupture de cornières composites sous sollicitation de flexion quatre points, une claire interaction entre la fissuration transverse présente sur la partie inférieure de la cornière (chargement local de traction) et le délaminage, comme montré sur la Figure III-35 sous sollicitations de flexion quatre points.



Amorçage du micro-délaminage en pointe de la fissure transverse

Figure III-34: Micro-délaminage observé au front de la fissure transverse sur un stratifié T700GC/M21  $[0_2^\circ/90_2^\circ]_s$  soumis à un chargement de traction [Huchette 05].

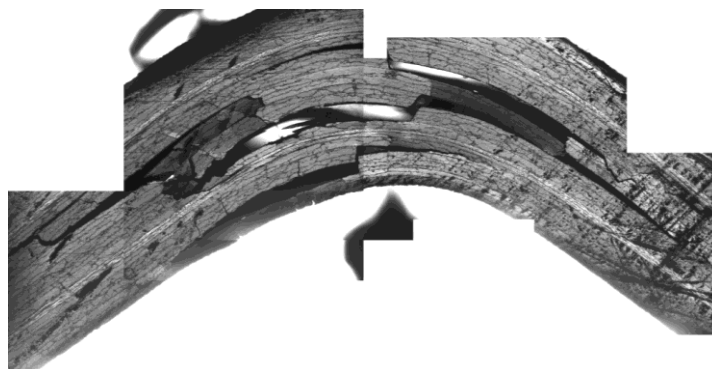


Figure III-35: Faciès de rupture de cornières composites sous sollicitations de flexion 4 points pour laquelle des fissurations transverses sont observées avant la rupture finale par délaminage [Laurin 11b].

Aussi, une des principales améliorations de cette approche par rapport aux critères classiquement utilisés dans la littérature repose sur l'introduction d'un couplage entre



l'endommagement plan (variable de dégradation  $d_2$  présenté dans le paragraphe III.4) et les résistances apparentes hors-plan  $\tilde{Z}_t$ ,  $\tilde{Z}_c$ ,  $\tilde{S}_{13}^R$  et  $\tilde{S}_{23}^R$ .

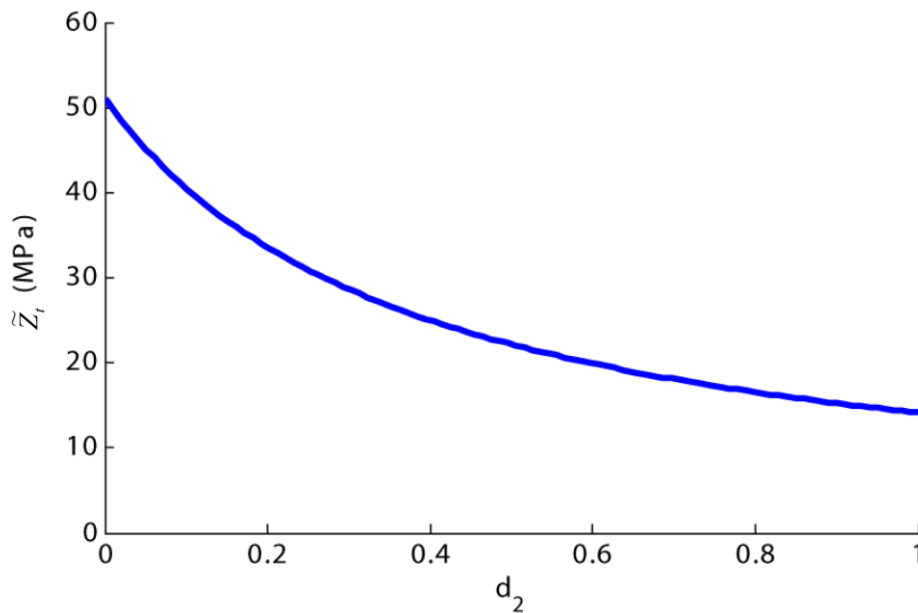
La relation entre la variable de dégradation plan et les résistances de traction et compression hors-plan est donnée par l'équation III-27 et la relation avec les résistances de cisaillement hors-plan par l'équation III-28.

$$\tilde{Z}_t = \frac{Z_t}{1 + h_{33}^t d_2} \quad \text{et} \quad \tilde{Z}_c = \frac{Z_c}{1 + h_{33}^c d_2} \quad \text{III-27}$$

$$\tilde{S}_{13}^R = \frac{S_{13}^R}{1 + h_{13} d_2} \quad \text{et} \quad \tilde{S}_{23}^R = \frac{S_{23}^R}{1 + h_{23} d_2} \quad \text{III-28}$$

Où  $Z_t$ ,  $Z_c$ ,  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  sont respectivement les résistances de traction et compression hors-plan, et de cisaillements hors-plan dans les plans (1,3) et (2,3). Les paramètres  $h_{33}^t$ ,  $h_{33}^c$ ,  $h_{13}$  et  $h_{23}$  permettent de calibrer l'effet de l'endommagement plan sur les résistances hors-plan sont à identifier : ces paramètres peuvent-être identifiés sur des essais où l'endommagement plan se produit avant la rupture par délaminage. Ces paramètres de couplage sont fortement liés à la cinétique de fissuration transverse des plis (voir paragraphe III.4).

La variable de dégradation  $d_2$  varie entre 0 s'il n'y a pas d'endommagement plan et  $+\infty$  pour un matériau entièrement endommagé. La résistance apparente hors-plan évolue donc de la résistance initiale (pour  $d_2 = 0$ ) et tend vers 0 pour un matériau totalement endommagé (Figure III-36).



*Figure III-36: Chute de la résistance effective hors-plan  $\tilde{Z}_t$  en fonction de la variable de dégradation  $d_2$ .*

Les Figure III-37 et Figure III-38 montrent l'influence de l'endommagement plan sur les enveloppes de rupture dans les plans  $(\sigma_{33}, \tau_{13})$  et  $(\sigma_{33}, \tau_{23})$ . Trois différentes valeurs d'endommagement plan sont considérées : (i)  $d_2 = 0$ , cela signifie qu'il n'y a pas d'endommagement plan dans le pli, (ii)  $d_2 = 1$ , cela signifie que le pli unidirectionnel est

modérément endommagé et (iii)  $d_2 = 2$ , cela signifie que le pli unidirectionnel est fortement endommagé.

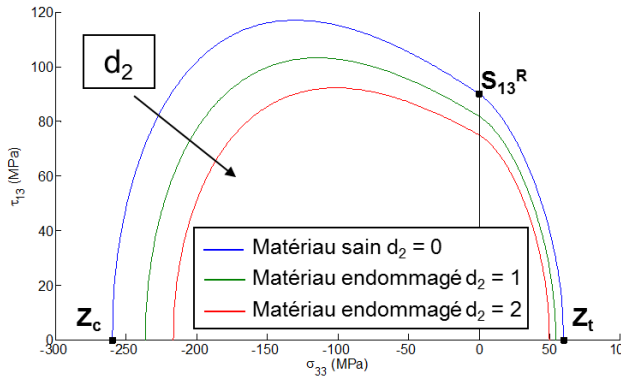


Figure III-37: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{33}, \tau_{13})$  avec différents niveaux d'endommagement plan  $d_2$ . Les paramètres  $h_{33}^t, h_{33}^c, h_{13}$  et  $h_{23}$  sont supposés égaux à 0.1.

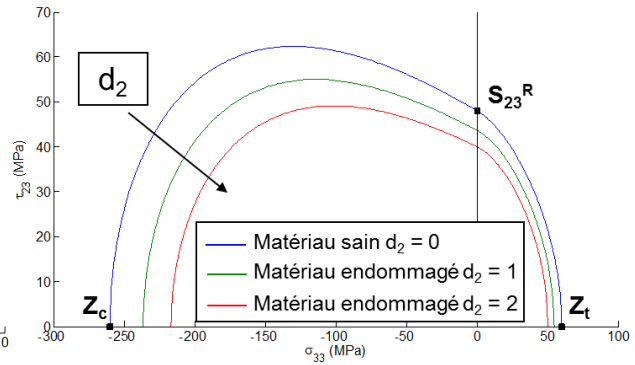


Figure III-38: Enveloppe de rupture d'un stratifié Carbone/Epoxy dans le plan  $(\sigma_{33}, \tau_{23})$  avec différents niveaux d'endommagement plan  $d_2$ . Les paramètres  $h_{33}^t, h_{33}^c, h_{13}$  et  $h_{23}$  sont supposés égaux à 0.1.

Dans un premier temps, vu le but de ce travail (étude de la rupture de cornière) pour lequel le délaminage est instable, nous considérerons que l'endommagement plan n'a pas d'effet sur la cinétique de délaminage. Il sera toutefois nécessaire d'explorer ce point à l'aide d'essais adéquats (comme l'essai de traction rainuré proposé par Vandellos [Vandellos 11]).

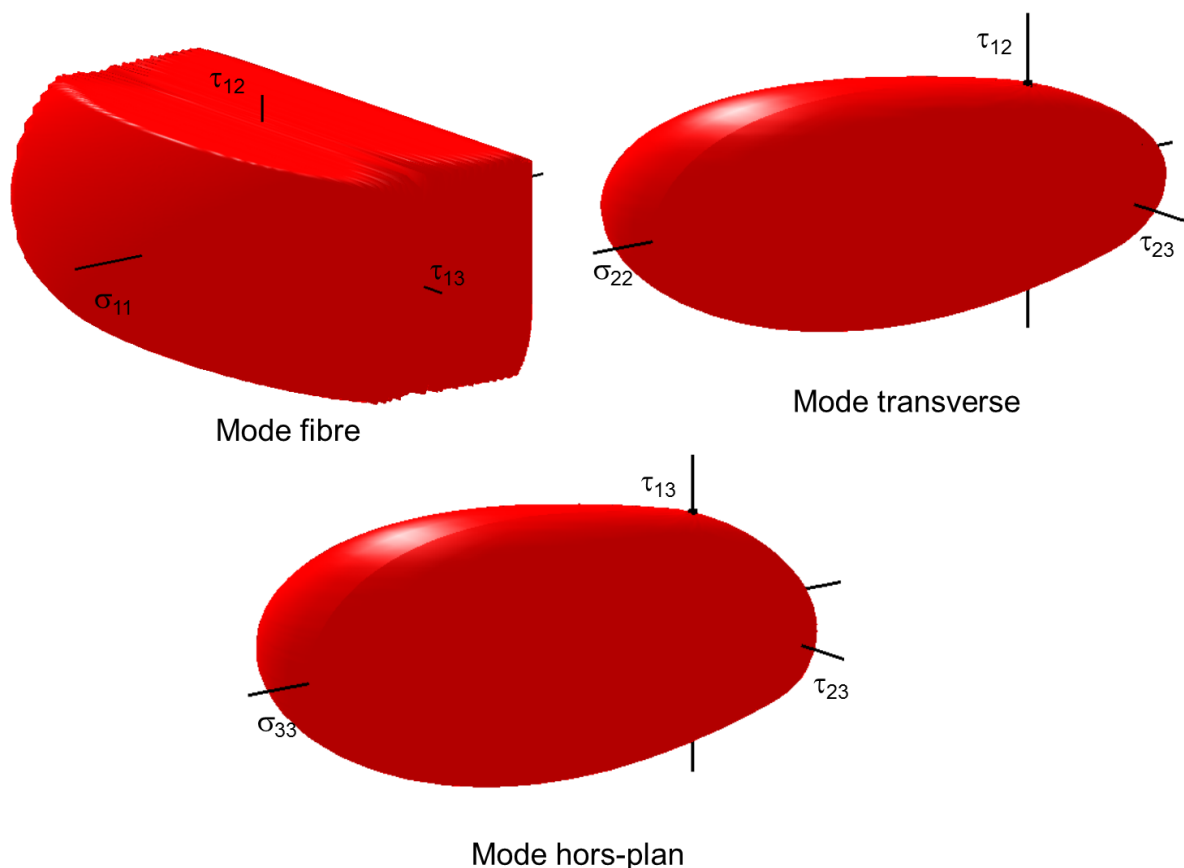
### III.6 CONCLUSIONS.

L'approche progressive 3D de la rupture proposée dans le cadre de ce travail se décompose en quatre points principaux : (i) une loi de comportement mésoscopique déterminant les champs de contraintes et déformations au sein des plis, (ii) un critère de rupture 3D prévoyant la première rupture du pli (amorçage des ruptures de fibres, de la fissuration transverse ou du délaminage), (iii) un modèle d'endommagement permettant de décrire l'évolution de la rupture au sein du pli et (iv) la définition de la rupture finale de la structure.

L'hypothèse de départ réside dans l'introduction des mécanismes de délaminage (mécanisme de surface) à l'échelle du pli (approche volumique). Il est important de noter que le délaminage est ici principalement considéré du point de vue de l'amorçage. C'est pourquoi l'introduire à l'échelle du pli nous semble acceptable. En ce qui concerne la propagation, le pont entre délaminage surfacique et modèle d'endommagement hors-plan introduit à l'échelle du pli reste encore à démontrer. Nous montrerons toutefois dans la suite certains cas structuraux pour lesquels, l'ouverture du délaminage restant faible (cornières, plaque trouées, ...), cette hypothèse donne des résultats intéressants.

Pour déterminer les champs de contraintes et déformations au sein des plis, nous utilisons une loi thermo-viscoélastique spectrale non linéaire [Laurin 05]. La non linéarité sens fibre, particulièrement importante en traction et compression longitudinale pour les matériaux de nouvelles générations, est prise en compte par une loi élastique non linéaire. Les contraintes résiduelles de cuisson sont prises en compte afin de prévoir avec précision les premières ruptures de plis transverses. L'effet de la viscosité de la matrice sous chargement de cisaillement est également pris en compte. Il convient de noter que les différentes sources de non linéarité peuvent être désactivées en fonction du problème considéré.

Le critère de rupture 3D proposé est basé sur les hypothèses d'Hashin [Hashin 80]. Les ruptures en mode fibre, transverse et hors-plan sont différenciées. Chaque mode de ruine distingue la rupture en traction de la rupture en compression car les mécanismes physiques mis en jeu sont différents. L'intérêt du critère de rupture proposé est illustré en le comparant aux critères existants dans la littérature ou utilisés au sein de l'industrie aéronautique. Les apports du critère de rupture en mode fibre (Figure III-39a) en comparaison du critère de Yamada-Sun, sont: (i) le couplage entre l'état de dégradation de la matrice ( $d_2$  et  $d_3$ ) et la résistance de traction longitudinale et (ii) les effets du cisaillement plan et hors-plan sur la résistance de compression longitudinale. Pour le critère de rupture transverse (Figure III-39b), les améliorations en comparaison du critère classique de Hashin sont : (i) l'effet des ruptures prématurées de fibres sur le seuil des critères transverse et hors-plan est pris en compte, ce qui permet d'obtenir des couplages entre les différents modes de ruine et (ii) le couplage entre la compression transverse et le cisaillement (plan et hors-plan) est considéré et validé au travers de comparaisons avec des résultats d'essais multi-axiaux dans le plan. Enfin, pour le critère hors-plan (Figure III-39c), les améliorations en comparaison du critère de Kim-Soni [Kim 86] sont (i) une description plus robuste du couplage entre la compression hors-plan et le cisaillement hors-plan et (ii) l'effet des fissures transverses sur les résistances effectives hors-plan (mise en évidence expérimentale par [Huchette 05]) est également pris en compte.



*Figure III-39: Enveloppe de rupture pour chaque mode de rupture*

Les critères de rupture pour chaque mode de ruine sont résumés dans le Tableau III-1. Il est important de noter que le critère de rupture proposé est tridimensionnel et ne se résume pas à l'assemblage d'un critère plan et d'un critère hors-plan considérés comme indépendants

comme c'est classiquement effectué. Des couplages ont été introduits entre les différents mécanismes de rupture au sein de chaque mode de ruine, mais également entre les différents modes de ruine.

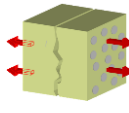
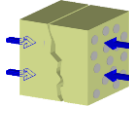
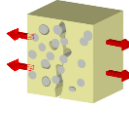
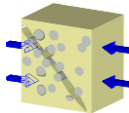
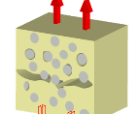
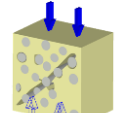
<b>Rupture fibre</b>	Rupture en traction ( $\sigma_{11} \geq 0$ )	$f_1^+ = \left( \frac{\sigma_{11}}{\tilde{X}_t(d_2, d_3)} \right)^2 = 1$ avec $\tilde{X}_t = X_t^{UD} e^{-(h_{2f} d_2 + h_{3f} d_3)} + X_t^{dry} (1 - e^{-(h_{2f} d_2 + h_{3f} d_3)})$	
	Rupture en compression ( $\sigma_{11} < 0$ )	$f_1^- = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^f (1 - p_{12} \sigma_{22})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{13}}{S_{13}^f (1 - p_{13} \sigma_{33})} \right)^2 = 1$ avec $S_{12}^f = \frac{S_{12}^R}{\sqrt{1 - f_{6 \rightarrow 1}^2}}$ et $S_{13}^f = \frac{S_{13}^R}{\sqrt{1 - f_{5 \rightarrow 1}^2}}$	
<b>Rupture transverse</b>	Rupture en traction ( $\sigma_{22} \geq 0$ )	$f_2^+ = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^R (1 - p_{12} \sigma_{22})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{S_{23}^R (1 - p_{23} (\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = (1 - d_{12f})^2$	
	Rupture en compression ( $\sigma_{22} < 0$ )	$f_2^- = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}^R (1 - p_{12} \sigma_{22})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{S_{23}^R (1 - p_{23} (\sigma_{22} + \sigma_{33}))} \right)^2 = (1 - d_{12f})^2$	
<b>Rupture hors-plan</b>	Rupture en traction ( $\sigma_{33} \geq 0$ )	$f_3^+ = \left( \frac{\sigma_{33}}{\tilde{Z}_t} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{13}}{\tilde{S}_{13}^R (1 - p_{13} \sigma_{33})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{\tilde{S}_{23}^R (1 - p_{23} \sigma_{33})} \right)^2 = (1 - d_{13f})^2$	
	Rupture en compression ( $\sigma_{33} < 0$ )	$f_3^- = \left( \frac{\sigma_{33}}{\tilde{Z}_c} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{13}}{\tilde{S}_{13}^R (1 - p_{13} \sigma_{33})} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{23}}{\tilde{S}_{23}^R (1 - p_{23} \sigma_{33})} \right)^2 = (1 - d_{13f})^2$ avec $\tilde{Z}_t = \frac{Z_t}{1 + h_{33}^t d_2}$ , $\tilde{Z}_c = \frac{Z_c}{1 + h_{33}^c d_2}$ , $\tilde{S}_{13} = \frac{S_{13}^R}{1 + h_{13} d_2}$ et $\tilde{S}_{23} = \frac{S_{23}^R}{1 + h_{23} d_2}$	

Tableau III-1 : Résumé du critère de rupture 3D proposé.

Le modèle de dégradation progressive est basé sur les modèles d'endommagement continu développés à l'Onera [Maire 97]. La principale idée consiste à modéliser un pli avec une fissure discrète dans un stratifié par un pli équivalent homogénéisé dans le stratifié. Ce pli équivalent ne possède pas de fissure discrète mais possède donc des propriétés mécaniques dégradées permettant de libérer le même potentiel énergétique. Ce modèle d'endommagement suppose donc que l'endommagement mésoscopique est intrinsèque au pli. Ainsi, l'approche proposée peut-être prédictive pour différentes séquences d'empilements à partir de la connaissance des propriétés mécaniques intrinsèque du pli rompu. Ce modèle de dégradation est important afin de gérer correctement les reports de charge des plis rompus sur les plis voisins afin de prévoir de façon conservative la ruine finale de l'éprouvette. De plus, la prise en compte de l'endommagement matriciel est essentielle afin de prévoir la ruine de cornières composites au sein desquelles une forte interaction entre les fissurations transverses et le délaminage est observée.

Enfin, la rupture finale est atteinte lorsque le critère en mode fibre ou hors-plan est vérifié. En effet, pour les structures étudiées dans le cadre de cette thèse (cornière soumis à des efforts de flexion quatre points, de dépliage/pliage), la rupture hors-plan (délaminage) est catastrophique pour la structure.

L'approche à la rupture que nous avons proposée nécessite l'identification des propriétés d'un pli unidirectionnel supposé classiquement isotrope transverse. Nous devons donc identifier les coefficients suivants :

- *Propriétés élastiques* : Module de Young longitudinal  $E_{11}$  et transverse  $E_{22}$ , les coefficients de Poisson  $\nu_{12}$  et  $\nu_{23}$ , et le module de cisaillement plan  $G_{12}$  (5 paramètres).
- *Résistances du critère de rupture 3D* : Les résistances du pli UD pour des chargements uni-axiaux :  $X_t$ ,  $X_c$ ,  $Y_t$ ,  $Y_c$ ,  $Z_t$ ,  $S_{12}^R$ ,  $S_{13}^R$ ,  $S_{23}^R$  (8 paramètres).
- *Paramètre du modèle de dégradation* : la cinétique de dégradation en mode transverse  $\alpha_2$ , les coefficients  $h_{2r}$  et  $h_{3r}$  représentant les effets de la dégradation des propriétés mécaniques sur la résistance en traction longitudinale (3 paramètres).

Aujourd'hui, un certain nombre d'essais de caractérisation sont déjà réalisés dans l'industrie pour déterminer certaines propriétés élémentaires dans le plan pour un pli UD à savoir :

- Des essais de traction et compression sur pli UD à  $[0^\circ]_s$ , permettent d'identifier les résistances longitudinales  $X_t$  et  $X_c$ . Il est également possible d'identifier le module de Young longitudinal  $E_{11}$  ainsi que le coefficient de poisson  $\nu_{12}$  sur ces essais.
- Des essais de traction et compression sur pli UD à  $[90^\circ]_s$ , permettent d'identifier les résistances transverses  $Y_t$  et  $Y_c$  ainsi que le module de Young transverse  $E_{22}$ .
- Un essai de traction sur stratifié  $[\pm 45^\circ]$  permet d'identifier la résistance de cisaillement plan  $S_{12}^R$  et le module de Young de cisaillement  $G_{12}$ .
- Un essai de traction sur stratifié désorienté, c'est-à-dire un stratifié constitué de peu plis à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  et beaucoup de plis à  $90^\circ$ , peut permettre d'identifier la cinétique de dégradation en mode transverse  $\alpha_2$  mais également les coefficients  $h_{2r}$  et  $h_{3r}$  si de la fissuration est observée dans les plis à  $0^\circ$  avant la ruine finale.

Les essais permettant d'identifier les propriétés hors-plan, sont plus délicats à réaliser et/ou à analyser. L'analyse critique de ces essais et la mise en place d'un dialogue essais/calculs pour pouvoir capitaliser au mieux les informations ainsi obtenues constitue une part importante de ce travail de thèse. L'analyse de ces essais sera détaillée dans les chapitres IV pour l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  et le chapitre V pour l'identification des résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ .

# CHAPITRE IV :

## IDENTIFICATION DE LA RESISTANCE DE TRACTION HORS- PLAN

---

<b>IV.1 INTRODUCTION</b>	<b>75</b>
<b>IV.2 PRESENTATION DE L'ESSAI DE FLEXION QUATRE POINTS SUR CORNIERE.</b>	<b>75</b>
<b>IV.3 PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE.</b>	<b>78</b>
<b>IV.4 PRESENTATION DES METHODES D'ANALYSES.</b>	<b>80</b>
IV.4.1 Méthode d'analyse analytique.	80
IV.4.2 Méthode d'analyse par simulation éléments finis.	84
<b>IV.5 EXPLOITATION DES DONNÉES EXPÉRIMENTALES.</b>	<b>87</b>
IV.5.1 Détermination de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .	87
<b>IV.6 INTERET DE L'ESSAI DE FLEXION QUATRE POINTS SUR CORNIERE.</b>	<b>93</b>
IV.6.1 Influence des propriétés élastiques sur la détermination de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .	93
IV.6.2 Etude sur la stabilité de la propagation du délaminage.	96
IV.6.3 Etude de l'influence des effets de bords sur la détermination de la résistance de traction hors-plan.	99
<b>IV.7 INFLUENCE DU PROCÉDÉ DE FABRICATION SUR LA DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE DE TRACTION HORS-PLAN.</b>	<b>106</b>
<b>IV.8 CONCLUSIONS.</b>	<b>107</b>

---



## IV.1 INTRODUCTION

Nous avons présenté dans le chapitre précédent, l'approche progressive de la rupture 3D. Cette approche se décompose en quatre points principaux : (i) une loi de comportement mésoscopique déterminant les champs de contraintes et déformations au sein des plis, (ii) un critère de rupture 3D prévoyant la première rupture du pli (amorçage des ruptures de fibres, de la fissuration transverse ou du délaminage), (iii) un modèle d'endommagement permettant de décrire l'évolution de la rupture au sein du pli et (iv) la définition de la rupture finale de la structure. L'approche proposée nécessite l'identification des propriétés d'un pli unidirectionnel supposé classiquement isotrope transverse.

Un certain nombre d'essais standards sont déjà réalisés dans l'industrie pour déterminer les propriétés élémentaires dans le plan d'un pli UD. Nous nous intéressons ici au mode hors-plan qui repose sur l'identification de quatre résistances : les résistances hors-plan en traction et compression ( $Z_t$  et  $Z_c$ ) et les résistances de cisaillement hors-plan ( $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ ).

Dans le chapitre II, nous avons montré, que parmi la liste non exhaustive des essais permettant de caractériser les résistances hors-plan, aucun essai ne se distinguait clairement par rapport aux autres et notamment au regard de ceux réalisés actuellement au sein de l'industrie aéronautique. L'un des objectifs de cette thèse est de proposer une méthodologie robuste pour l'identification des propriétés hors-plan utilisable dans un contexte industriel. Plutôt que de proposer un nouvel essai, il nous est apparu plus intéressant d'enrichir la procédure expérimentale et de proposer une méthode d'analyse associée à des essais classiquement utilisés dans l'industrie aéronautique.

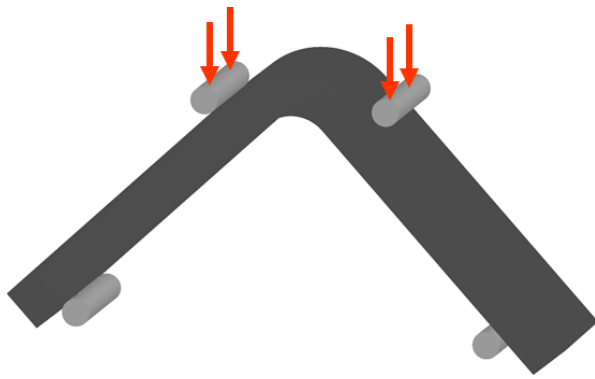
Pour cela d'un point de vue expérimental, il nous est apparu nécessaire de proposer des configurations d'essais permettant une analyse plus simple des résultats et d'utiliser une instrumentation adaptée pour valider certaines hypothèses. D'un point de vue modélisation, nous proposons d'utiliser dans un premier temps des simulations par éléments finis, qui seront considérées comme les solutions de références, puis de les comparer aux méthodes analytiques classiquement utilisées en bureau d'études.

Dans ce chapitre nous nous intéresserons principalement, à l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  à l'aide de l'essai de flexion quatre points sur cornière. Dans la suite de ce chapitre, nous présenterons l'essai de flexion quatre points (section IV.2), les méthodes permettant d'analyser cet essai (section IV.4), la campagne expérimentale (section IV.3) qui a été réalisé à l'Onera ainsi que les résultats obtenus (section IV.5). Pour terminer, nous montrerons l'intérêt de cet essai (section IV.6) pour l'identification de la résistance de traction hors-plan en comparaison des méthodes classiquement utilisées.

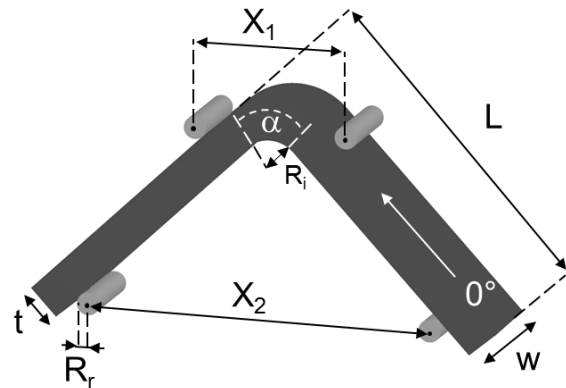
## IV.2 PRESENTATION DE L'ESSAI DE FLEXION QUATRE POINTS SUR CORNIERE.

L'essai de flexion quatre points sur cornière (Figure IV-1) est actuellement utilisé pour déterminer la résistance de traction hors-plan  $Z_t$ . Cet essai a été choisi car il permet l'identification d'une résistance de traction hors-plan à partir d'éprouvettes qui sont représentatives géométriquement de pièces aéronautiques et de leurs procédés de fabrication. L'éprouvette, en forme de L, est chargée en flexion quatre points afin de générer un moment uniforme dans le rayon de la cornière et induire une contrainte normale hors-plan pouvant conduire à la rupture de l'éprouvette par délaminage.





*Figure IV-1: Principe de l'essai de flexion quatre points sur cornière.*



*Figure IV-2: Paramètres caractéristiques de l'essai de flexion quatre points sur cornière.*

Les paramètres caractéristiques de l'éprouvette et du dispositif expérimental sont présentés sur la Figure IV-2. Les dimensions de l'éprouvette sont définies par la longueur totale ( $L$ ), sa largeur ( $w$ ), son épaisseur ( $t$ ), son rayon interne ( $R_i$ ) et l'angle entre les deux bras ( $\alpha$ ).

Les dimensions des rouleaux sont définies par le rayon du rouleau ( $R_r$ ), la distance entre les rouleaux qui imposent le chargement ( $X_1$ ) et la distance entre les rouleaux qui supportent l'éprouvette ( $X_2$ ).

Le dimensionnement de l'essai de flexion quatre points reste délicat et doit prendre en compte un certain nombre de considérations aussi bien du point de vue du procédé de fabrication que des contraintes mécaniques. Il existe une norme ASTM [ASTM 06a] pour cet essai mais qui est uniquement valable pour une éprouvette stratifiée unidirectionnel (100/0/0) dont les dimensions sont : rayon interne de 6.4 mm, largeur de 25 mm, épaisseur comprise entre 2 et 12 mm. Toutefois, ce travail de thèse avait pour but d'étudier l'influence de l'épaisseur de la cornière, de la séquence d'empilement et du rayon interne sur la détermination de la résistance de traction hors-plan du matériau. En se basant sur la norme et sur les précédentes campagnes d'essais, l'angle entre les bras de l'éprouvette  $\alpha$  a été fixé à  $90^\circ$  (représentatif des cornières fabriquées dans l'industrie aéronautique) et le rayon des rouleaux à 7.5 mm (dimension précédemment utilisée). Le dimensionnement des essais nécessite donc la détermination du rayon interne et de la distance entre rouleaux.

Le rayon interne doit remplir certaines contraintes : (i) Le rayon ne doit pas être trop important car une rupture en compression fibre peut avoir lieu dans le pli extérieur avant la rupture finale de l'éprouvette par délaminage. (ii) Le rayon interne de l'éprouvette doit être au moins égale à l'épaisseur de l'éprouvette pour éviter des problèmes lors de la fabrication de l'éprouvette. Au final, il a été décidé de fixer le rayon interne  $R_i$  égale à l'épaisseur totale de l'éprouvette.

Comme les cornières composites sont utilisées dans les avions en de nombreuses pièces (caisson central de voilure, dérives arrières horizontales ou verticales), elles peuvent donc présenter des épaisseurs totales très différentes (évoluant potentiellement entre 12 et 200 plis) et être constituées de différents empilements. La norme ASTM n'est valable que pour un empilement unidirectionnel et une gamme d'épaisseur restreinte et peut donc être utilisée pour définir une campagne d'essais sur plusieurs empilements et plusieurs épaisseurs. Les campagnes d'essais sont usuellement dimensionnées avec une distance  $X_1$  et  $X_2$  constantes (Figure IV-3) pour toutes les épaisseurs considérées. Dans le cas où les distances  $X_1$  et  $X_2$  sont optimisées pour une cornière fine, les rouleaux se trouveront dans le rayon si l'on teste des cornières plus épaisses, ce qui modifiera notablement le chargement dans le rayon et peut

fausser l'analyse. Dans le cas où les distances  $X_1$  et  $X_2$  sont optimisées pour une cornière épaisse, les rouleaux se trouveront éloignés du rayon si l'on teste des cornières plus fines. Il en résulte que la distance importante entre les rouleaux induira probablement un fort déplacement à rupture. L'analyse des essais par la méthode analytique proposée dans la norme ASTM peut être erronée dans le cas de fort déplacement (supérieur à 5 mm). Ce point sera discuté plus en détails dans la suite de ce chapitre.

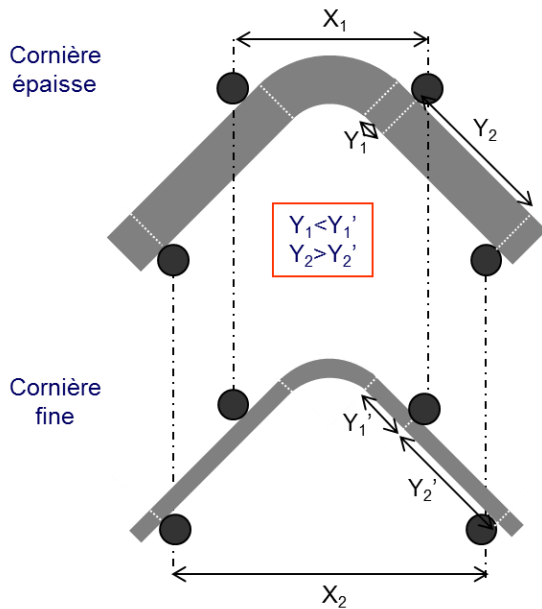


Figure IV-3: Dimensionnement des éprouvettes pour différentes épaisseurs avec  $X_1$  et  $X_2$  constantes.

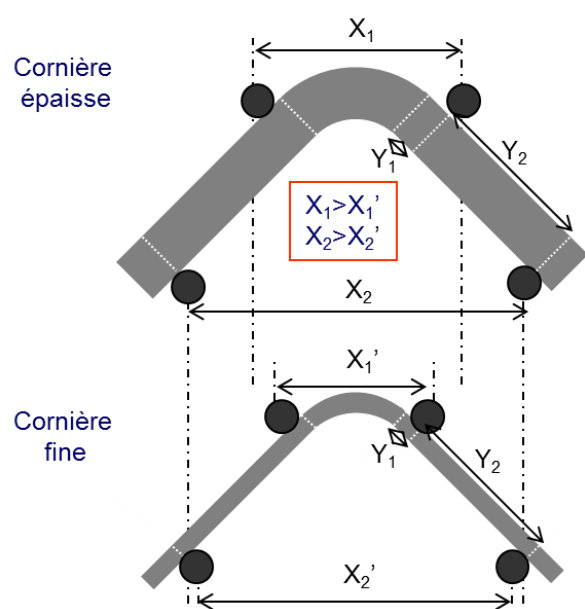


Figure IV-4: Dimensionnement des éprouvettes pour différentes épaisseurs avec  $Y_1$  et  $Y_2$  constantes.

L'utilisation des distances  $X_1$  et  $X_2$  constantes pour dimensionner une campagne d'essais avec des cornières de différentes épaisseurs ne nous a pas semblé la plus pertinente. Pour optimiser la distance entre les rouleaux, de nombreuses configurations d'essais ont été explorées numériquement [Laurin 07b] et ont permis d'arriver aux recommandations suivantes : (i) Les rouleaux ne doivent être trop proches du rayon pour minimiser le cisaillement hors-plan dans le rayon. La distance  $Y_1$  (Figure IV-5) entre la fin du rayon et la position de contact du rouleau supérieur avec l'éprouvette semble être un indicateur pertinent pour minimiser le cisaillement hors-plan dans le rayon. (ii) Les rouleaux ne doivent également pas être trop loin du rayon pour éviter des déplacements à rupture trop importants (ce qui peut mettre à défaut certains modèles analytiques et complexifier de manière importante les calculs par éléments finis). (iii) La distance entre les rouleaux de chargement et de support doit être suffisamment importante pour minimiser le cisaillement hors-plan dans les bras et ainsi éviter une rupture par délaminage dans les bras de l'éprouvette. La distance  $Y_2$  (Figure IV-6) entre les points de contact sur l'éprouvette des rouleaux supérieurs et inférieurs peut être utilisée pour minimiser le cisaillement dans les bras de l'éprouvette et éviter ainsi la rupture hors-plan (équivalente à un essai de type ILSS).

Nous proposons donc de réaliser des campagnes d'essais sur cornières avec des distances  $Y_1$  et  $Y_2$  constantes (Figure IV-4) définies à partir de calculs éléments finis préliminaires, les distances  $X_1$  et  $X_2$  seront automatiquement adaptées en fonction de l'épaisseur. Par la suite, cette méthode de dimensionnement a été retenue pour la campagne d'essais réalisée à l'Onera.

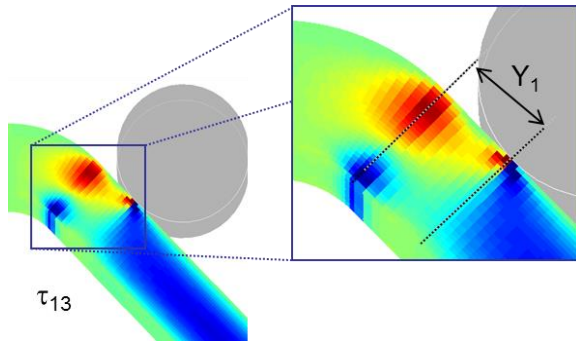


Figure IV-5: Influence de la distance  $Y_1$  sur les contraintes de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  dans le rayon. [Laurin 07b].

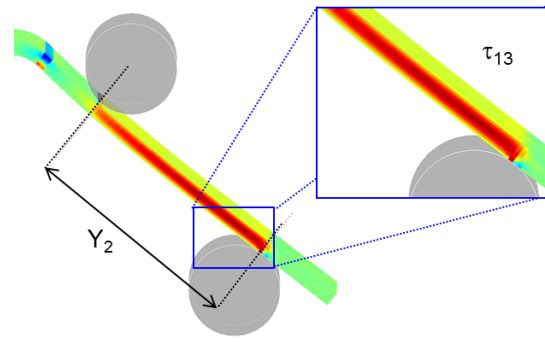


Figure IV-6: Influence de la distance  $Y_2$  sur les contraintes de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  dans le rayon. [Laurin 07b].

On notera enfin qu'il a été contrôlé que, pour les distances  $Y_1$  et  $Y_2$  choisies, aucun endommagement dans le plan (variable  $d_2$  du modèle présenté dans le chapitre III) n'était prévu. Les marges à première rupture de pli dans le plan avant le délaminage étaient relativement importantes pour les configurations retenues (y compris en prenant en compte les contraintes résiduelles de cuisson).

### IV.3 PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE.

Cette campagne d'essais a été réalisée à l'Onera<sup>1</sup> en utilisant les éprouvettes issues du lot-STAF.

Le choix des séquences d'empilement a été fait de manière à couvrir l'ensemble des séquences d'empilements dans l'industrie aéronautique. Quatre séquences d'empilements symétriques, composées de plis à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$ ,  $90^\circ$  ont donc été testées :

- Un stratifié unidirectionnel (100/0/0),  $[0_8]_{ns}$  noté UD.
- Un stratifié fortement orienté (50/25/25),  $[0_3/45/90_2/135/0]_{ns}$  noté OR.
- Un stratifié quasi-isotrope (25/50/25),  $[(45/90/135/0)_2]_{ns}$  noté QI.
- Un stratifié fortement désorienté (12.5/75/12.5),  $[45_2/0/135_3/90/45]_{ns}$  noté DIS.

Pour étudier l'influence de l'épaisseur sur la résistance de traction hors-plan, chaque séquence d'empilement a été testée pour 3 épaisseurs différentes : des éprouvettes épaisses 12.58 mm (48 plis,  $n = 3$ ), des éprouvettes intermédiaires 8.38 mm (32 plis,  $n = 2$ ) et des éprouvettes fines 4.19 mm (16 plis,  $n = 1$ ). Cette campagne d'essais a donc nécessité la fabrication de 36 éprouvettes. Les différentes configurations sont reportées dans le Tableau IV-1.

Epaisseur $t$ (mm)	Longueur $L$ (mm)	Largeur $w$ (mm)	Angle $\alpha$ ( $^\circ$ )	Rayon interne $R_i$ (mm)	Distance entre les rouleaux		Rayon rouleau $R_r$ (mm)	Epaisseur pli (mm)
					$X_1$ (mm)	$X_2$ (mm)		
12.58	80	60	90	12	53	79	7.5	0.262
8.38	72	40	90	8	42	74	7.5	0.262
4.19	62	20	90	4	30	66	7.5	0.262

Tableau IV-1 : Configurations des éprouvettes pour l'essai de flexion quatre points.

<sup>1</sup> Les essais présentés dans ce chapitre ont été réalisés par A. Mavel et P. Nunez

On notera que l'épaisseur réelle des cornières a été systématiquement mesurée (moyenne de des épaisseurs mesurées en 5 points particuliers : à savoir 1 point au centre de chacun des bras et 3 points équirépartis dans le rayon de la cornière).

Les essais sont réalisés sur une machine électromécanique (Figure IV-7) à déplacement imposé. Les rouleaux sont fabriqués en acier. Des roulements à billes sont également utilisés afin de minimiser la friction entre les rouleaux et l'éprouvette. Les essais sont pilotés en déplacement à l'aide des rouleaux supérieurs du dispositif. La vitesse de déplacement imposé lors de l'essai est de 0.5mm/min. Pour chacune des configurations, les essais sont répétés trois fois pour obtenir une estimation de la dispersion.

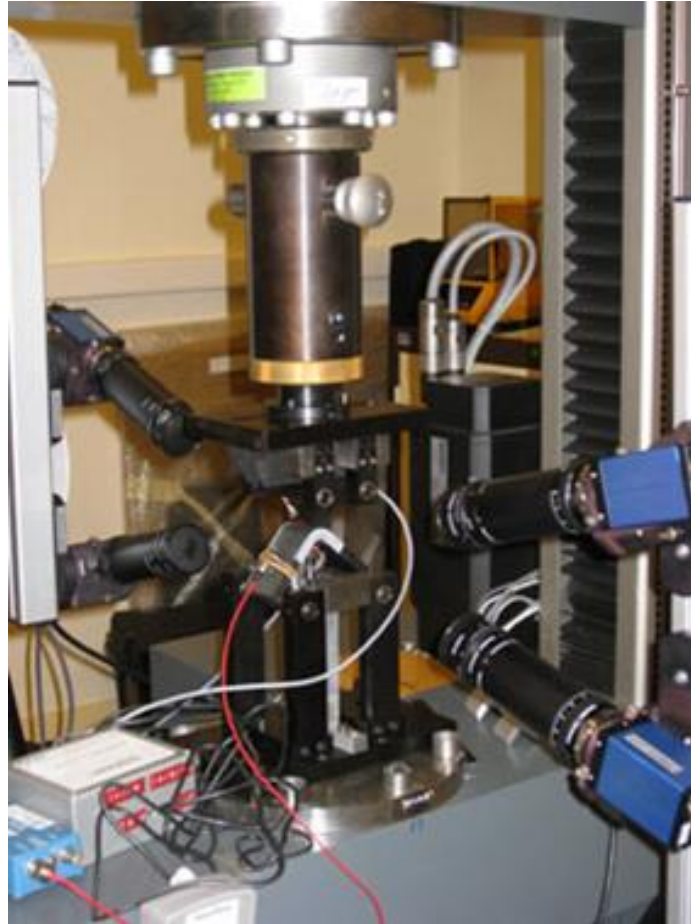


Figure IV-7: Dispositif expérimental de l'essai de flexion quatre points de l'Onera.

Pour chaque groupe de 3 éprouvettes, plusieurs types d'instrumentations ont été utilisés pour obtenir des informations globales (à l'échelle de la structure) et locales (à l'échelle du matériau). Ces informations nous permettent d'avoir une meilleure compréhension des mécanismes de rupture hors-plan.

L'instrumentation utilisée (Figure IV-8) lors de chaque essai est la suivante : (i) un capteur LVDT pour mesurer le déplacement au niveau du rayon (permettant de s'affranchir des problèmes de souplesses machines dans la mesure du déplacement), (ii) l'émission acoustique (afin de s'assurer qu'aucun endommagement ne soit engendré avant la rupture des éprouvettes par délaminage), (iii) et un bord de l'éprouvette est peint en blanc pour faciliter la détection du délaminage et étudier les faciès de rupture.

Pour certaines configurations, nous utilisons de plus (iv) une mesure de champs de déplacements à l'aide d'un système de stéréo-corrélation d'images (Vic3D<sup>®</sup>) et (v) une jauge de déformation collée sur la face supérieure du rayon.

Les mesures des champs de déplacement ont été effectuées pour certaines éprouvettes sur les deux faces de la cornière par corrélation d'images afin de s'assurer qu'il n'y avait pas sur cet essai de torsion de l'éprouvette. La stéréo-corrélation d'images permet également de réaliser des mesures de déformations et déplacements que nous avons respectivement comparées avec les mesures de déformation des jauges et la mesure de la flèche par capteur LVDT afin d'augmenter la confiance dans les mesures réalisées.

On notera de plus que cet essai est relativement aisé à mettre en place et que sa configuration entraîne un auto-centrage de l'éprouvette lors de la mise en charge, ce qui constitue un avantage de ce type de montage en regard des autres méthodes présentées dans le chapitre II.

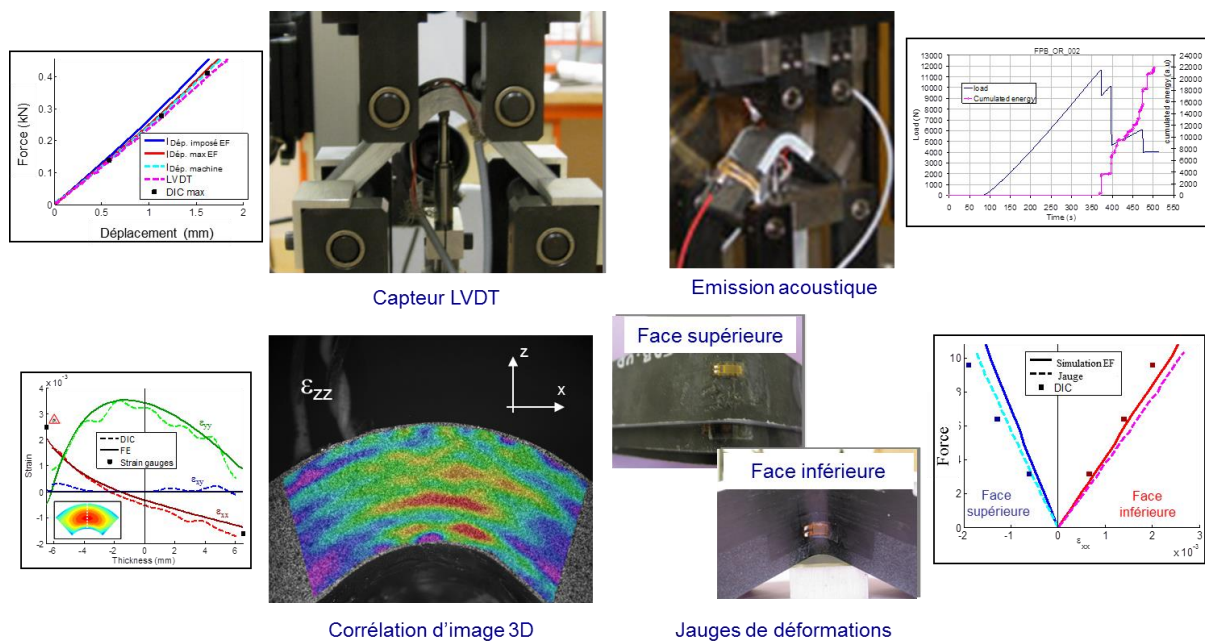


Figure IV-8: Instrumentations associées à l'essai de flexion quatre points.

Les 36 éprouvettes fabriquées ont été menées à rupture et la section suivante présente les différentes méthodes d'analyse existantes pour ce type d'essais.

#### IV.4 PRESENTATION DES METHODES D'ANALYSES.

##### IV.4.1 Méthode d'analyse analytique.

La méthode d'analyse se décompose en deux parties : Dans un premier temps, on détermine le moment appliqué au rayon de la cornière (aussi appelé « Curved Beam Strength » dans la norme [ASTM06a] et noté par la suite CBS) pour la charge expérimentale à rupture. Ensuite, un modèle (analytique ou semi-analytique) permet de calculer les contraintes hors-plan dans le rayon à partir de la connaissance du CBS. Ces deux étapes sont détaillées par la suite.

La méthode analytique qui permet de déterminer le CBS est décrite dans la norme ASTM [ASTM 06a]. La résistance de traction hors-plan est déterminée à partir des équations élastiques d'une poutre à section circulaire présentant une anisotropie cylindrique. La section



est supposée être en flexion pure à cause du couple appliqué sur chaque bras. De plus, les bras de la cornière sont également supposés être infiniment rigides (ou indéformable).

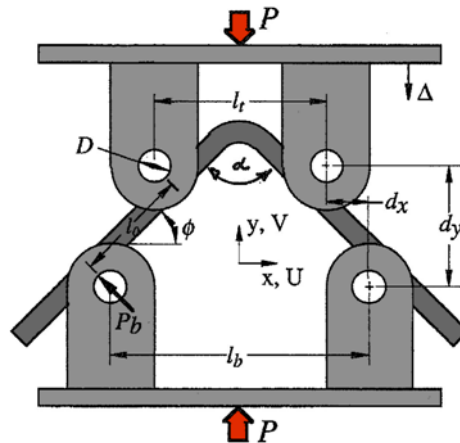


Figure IV-9: Configuration de l'essai de flexion quatre points sur cornières.

Le moment appliqué dans le rayon est le produit entre la force exercée par un des rouleaux imposant le chargement  $P_b$  et la distance  $l_0$  entre les deux rouleaux d'un bras. La force exercée par le rouleau est calculée à partir du chargement et de la distance  $l_0$  à partir de la géométrie du dispositif expérimental (voir Figure IV-9). Le CBS est donné par l'équation suivante :

$$CBS = \left( \frac{P}{2w \cos \Phi} \right) \left( \frac{d_x}{\cos \Phi} + (D + t) \tan \Phi \right) \quad IV-1$$

$$\text{avec } \Phi = \sin^{-1} \left( \frac{-d_x(D+t) + d_y \sqrt{d_x^2 + d_y^2 - D^2 - 2Dt - t^2}}{d_x^2 + d_y^2} \right) \text{ et } d_y = d_x \tan \Phi_i + \frac{(D+t)}{\cos \Phi_i} - \Delta \quad IV-2$$

où  $P$  est le chargement à rupture,  $w$  est la largeur de l'éprouvette,  $\Phi$  est l'angle en degré entre l'horizontal et le bras, l'angle initial est noté  $\Phi_i$ ,  $d_x$  et  $d_y$  sont les distances initiales entre le centre des rouleaux de chargement et de support suivant les axes  $(x,y)$ ,  $D$  le diamètre des rouleaux,  $t$  l'épaisseur de l'éprouvette et  $\Delta$  est le déplacement de la traverse du montage à rupture. On notera donc que le CBS ne dépend que de la charge appliquée et de la géométrie de l'éprouvette.

La norme ASTM recommande de n'utiliser cette méthode que pour des déplacements à rupture inférieurs à 5 mm. En effet, l'estimation du moment de flexion dans le rayon peut-être erronée si la déformation des bras, qui sont supposés être infiniment rigides, devient importante, ce qui est le cas pour de forts déplacements à rupture. On notera que la norme a été développée uniquement pour des empilements UD pour lesquels la rigidité des bras est importante. Pour d'autres empilements induisant une raideur des bras plus faible, l'estimation du CBS pourra être erronée pour des déplacements inférieurs à 5 mm, l'hypothèse limitante de la méthode étant l'indéformabilité des bras de la cornière. Ce point constitue la principale limitation de la méthode analytique proposée dans la norme.

Une fois que le CBS est déterminé, deux méthodes peuvent-être utilisées pour déterminer la résistance de traction hors-plan :

- Une méthode analytique simple et valable pour matériau homogène orthotrope proposée dans la norme ASTM [ASTM 06a].
- Une méthode semi analytique permettant de résoudre les équations élastiques dans le rayon d'une cornière.

La solution exacte a été développée par Lekhnitskii [Lekhnitskii 68] pour calculer les contraintes à rupture dans un rayon avec une anisotropie cylindrique à partir de la connaissance du CBS. Le matériau est considéré comme homogène orthotrope et linéaire élastique. La contrainte de traction hors-plan à rupture du stratifié est donnée par l'équation suivante :

$$\sigma_{33}^R = \frac{CBS}{r_0^2 g} \left[ 1 - \frac{1 - \rho^{k+1}}{1 - \rho^{2k}} \left( \frac{r_m}{r_0} \right)^{k-1} - \frac{1 - \rho^{k-1}}{1 - \rho^{2k}} \rho^{k+1} \left( \frac{r_m}{r_0} \right)^{k+1} \right]$$

$$\text{avec } g = \frac{1 - \rho^2}{2} - \frac{k}{k+1} \frac{(1 - \rho^{k+1})^2}{1 - \rho^{2k}} + \frac{k\rho^2}{k+1} \frac{(1 - \rho^{k-1})^2}{1 - \rho^{2k}} \quad IV-3$$

$$\text{avec } k = \sqrt{\frac{E_\theta}{E_r}} \quad \text{et} \quad \rho = \frac{r_m}{r_0} \quad \text{et} \quad r_m = \left[ \frac{(1 - \rho^{k-1})(k+1)(\rho r_0)^{k+1}}{(1 - \rho^{k+1})(k-1)r_0^{-k+1}} \right]^{\frac{1}{2k}}$$

où  $r_0$  est le rayon interne du rayon,  $E_r$  et  $E_\theta$  sont respectivement les modules macroscopiques radial et tangent, équivalent à  $E_{xx}$  d'un stratifié et  $E_{zz}$  supposé égale à  $E_{33}$  d'un pli unidirectionnel. La résistance de traction hors-plan est définie comme la contrainte maximale à rupture pour  $r_m$  évoluant entre le rayon interne  $r_i$  et le rayon externe  $r_e$ . Cette méthode analytique permet donc de déterminer la contrainte de traction hors-plan à rupture et de prévoir la localisation du délaminage dans l'épaisseur. Toutefois, le rayon étant supposé en flexion pure, les contraintes sont indépendantes de la position angulaire. On notera enfin que pour les matériaux isotropes, le fait que coefficient  $k=1$  engendre un problème dans la détermination du  $r_m$  et donc de la contrainte à rupture. Ce cas n'a pas été traité dans ce travail.

Une seconde méthode semi-analytique a été développée [Kardomateas 90, Lu 94] afin de prévoir la tenue de cornières composites sous sollicitations tridimensionnelles. Cet outil prend en compte certaines spécificités composites inhérentes aux stratifiés d'unidirectionnels (matériau isotrope transverse) et permet de déterminer une solution exacte du problème pour un certain nombre de cas de charges. Le rayon est supposé encastré d'un coté et libre de l'autre (Figure IV-10). Les chargements suivants peuvent-être appliqués sur le bord libre : (i) Force tangentielle, (ii) Cisaillement et Moment de flexion. De plus, les pressions internes et externes peuvent-être appliquées sur les faces intérieures et extérieures de la cornière.

Cette méthode est basée sur une analyse 2D (déformations planes) d'un rayon d'une cornière et les propriétés, conditions limites et chargement sont assumés constant dans la largeur. Les problèmes 3D ne peuvent donc pas être traités avec cette méthode.

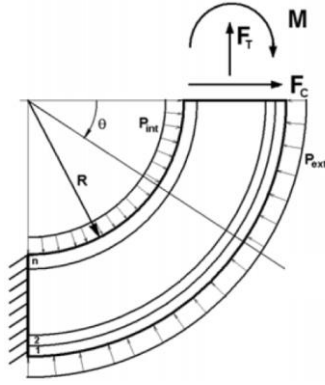


Figure IV-10: Conditions aux limites sur le rayon d'une cornière composite stratifiée.

L'idée principale consiste à proposer une fonction contrainte particulière F pour chaque pli de la structure comme le montre l'équation IV-4 :

$$F = f_0(r) + f_1(r) \cos \theta + f_2(r) \cos \theta$$

$$f_0(r) = A_0 + B_0 r^2 + C_0 r^{1+k} + D_0 r^{1-k} \quad k = \sqrt{\frac{E_\theta}{E_r}} \quad IV-4$$

avec  $f_1(r) = A_1 r^{1+\beta} + B_1 r^{1-\beta} + C_1 r + D_1 r \ln r$  et

$$f_2(r) = A_2 r^{1+\beta} + B_2 r^{1-\beta} + C_2 r + D_2 r \ln r \quad \beta = \sqrt{1 + \frac{S_{11} + 2S_{12} + S_{66}}{S_{22}}}$$

où  $E_r$  et  $E_\theta$  sont respectivement les modules élastiques radial et tangent de chaque pli dans le repère matériau ( $S_{11}$ ,  $S_{12}$ ,  $S_{22}$ ,  $S_{66}$ ) sont les composantes du tenseur des souplesses élastiques réduit, ( $A_i$ ,  $B_i$ ,  $C_i$ ,  $D_i$ ) sont les inconnues des fonctions contraintes qui doivent être déterminées. Les axes locaux sont reportés Figure IV-10.

Les contraintes ( $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$ ,  $\tau_{r\theta}$ ) sont dérivées à partir des fonctions contraintes et les déformations ( $\varepsilon_r$ ,  $\varepsilon_\theta$ ,  $\gamma_{r\theta}$ ) sont calculées grâce à la loi de Hooke. Enfin, les déplacements sont obtenus par intégrations des déformations.

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{1}{r} \frac{\partial F}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial F}{\partial \theta} \\ \sigma_\theta = \frac{\partial^2 F}{\partial^2 r} \\ \tau_{r\theta} = -\frac{\partial^2 (F/r)}{\partial r \partial \theta} \end{cases} \rightarrow \begin{cases} \varepsilon_r = S_{11} \sigma_r + S_{12} \sigma_\theta \\ \varepsilon_\theta = S_{21} \sigma_r + S_{22} \sigma_\theta \\ \gamma_{r\theta} = S_{66} \tau_{r\theta} \end{cases} \rightarrow \begin{cases} \varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r} \\ \varepsilon_\theta = \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_r}{r} \\ \gamma_{r\theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} + \frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} \end{cases} \quad IV-5$$

contraintes  $\rightarrow$  déformations  $\rightarrow$  déplacement



Le modèle proposé n'est applicable que pour un nombre restreint de conditions aux limites appliquées au rayon de la cornière comme le montre la Figure IV-10, et pour ces configurations, des hypothèses sont postulées :

- Un des bords, situé à  $\theta = 0^\circ$ , est libre et soumis à des chargements multiaxiaux : chargement de traction  $F_t$ , de cisaillement  $F_c$ , et moment de flexion  $M$ . Ces chargements sont déterminés grâce à l'intégration des contraintes sur ce bord.
- Un des bords, situé à  $\theta = 90^\circ$ , est encastré, il permet donc d'obtenir des conditions sur le déplacement  $(u_r, u_\theta)$  sur ce bord.
- On suppose la continuité de la contrainte radiale et du cisaillement hors-plan entre les plis, la continuité de la déformation tangente entre les plis et la continuité du déplacement radial entre chaque pli.

Connaissant donc les évolutions des quantités d'intérêts (déplacements, déformations et contraintes) au sein du rayon de la cornière suivant les directions radiales et tangentielles, connaissant les valeurs des quantités d'intérêt aux bords et ayant postulé la continuité de certains suivant la direction radiale, il est alors possible de déterminer les coefficients des fonctions contraintes pour chaque pli pour les cas de chargements définis précédemment.

Toutefois, dans le cas qui nous intéresse, à savoir la flexion quatre points, il est supposé qu'un moment pur est appliqué au rayon de la cornière. Par conséquent, les contraintes déterminées sont indépendantes de la position angulaire et les contraintes de cisaillement sont négligeables, ce qui simplifie notablement la procédure de calcul des coefficients des fonctions contraintes.

Il est important de noter que le moment pur correspond au CBS déterminé précédemment. Cela signifie donc que la méthode analytique avancée (ainsi que la méthode analytique proposée dans la norme) ne peut-être utilisée que dans le cas de cornières sous sollicitations de flexion quatre points dont le déplacement à rupture est faible (inférieur à 5 mm), car l'estimation du CBS n'est valable que dans ces conditions.

Pour résumer, d'un point de vue pratique, la détermination de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  est déterminée en utilisant l'une des deux méthodes analytiques présentées plus haut avec comme donnée d'entrée le CBS calculé pour un chargement correspondant au chargement à rupture. La résistance de traction hors-plan  $Z_t$  correspond alors à la plus forte contrainte supportée par la cornière dans le rayon.

#### **IV.4.2 Méthode d'analyse par simulation éléments finis.**

Afin de s'affranchir d'un certain nombre d'hypothèses des méthodes présentées dans le paragraphe précédent (bras infiniment rigide, petit déplacement à rupture, rayon soumis à un moment pur via le CBS), des simulations éléments finis ont été effectuées pour déterminer le champ de contraintes et de déformations dans le rayon de la cornière. Ces simulations ont été réalisées avec le code Abaqus<sup>®</sup> pour prévoir le comportement global et la rupture finale de l'éprouvette suite à un délaminage dans le rayon.

Des éléments volumiques linéaires (c3d8) sont utilisés à raison d'un élément par pli dans l'épaisseur de la cornière. Le maillage est raffiné dans les zones d'intérêt (le rayon et sous les rouleaux), afin de capturer de façon correcte les gradients de contraintes.

Le pli UD est supposé isotrope transverse avec un comportement linéaire élastique. Les contraintes dans le plan ( $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$ ,  $\tau_{12}$ ) dans le rayon de la cornière étant faibles (les distances entre les rouleaux ayant été choisies pour éviter d'engendrer de la fissuration transverse avant le délaminage) les non linéarités matériaux restent négligeables avant la rupture finale de l'éprouvette par délaminage. Il a également été vérifié que les contraintes hors-plan résiduelles de cuisson sont négligeables dans le rayon de la cornière et ne modifie donc pas la détermination de la résistance de traction hors-plan.

Les propriétés élastiques d'un pli UD de T700GC/M21 de grammage  $268\text{g/m}^2$  figurent dans le Tableau IV-2 :

$E_{11}$ (MPa)	$E_{22}$ (MPa)	$E_{33}$ (MPa)	$\nu_{12}$	$\nu_{23}$	$G_{12}$ (MPa)
115000	8500	8500	0.32	0.4	4500

Tableau IV-2 : Propriétés élastique d'un pli UD de T700/M21 [Huchette 05].

La moitié des rouleaux est maillée avec des éléments linéaires volumiques (c3d6). Les rouleaux sont en acier, supposé isotrope, avec les propriétés suivantes :  $E = 210\text{ GPa}$  et  $\nu = 0.3$ . La loi matériau des rouleaux est élastique linéaire.

Les conditions aux limites sont présentées Figure IV-11 :

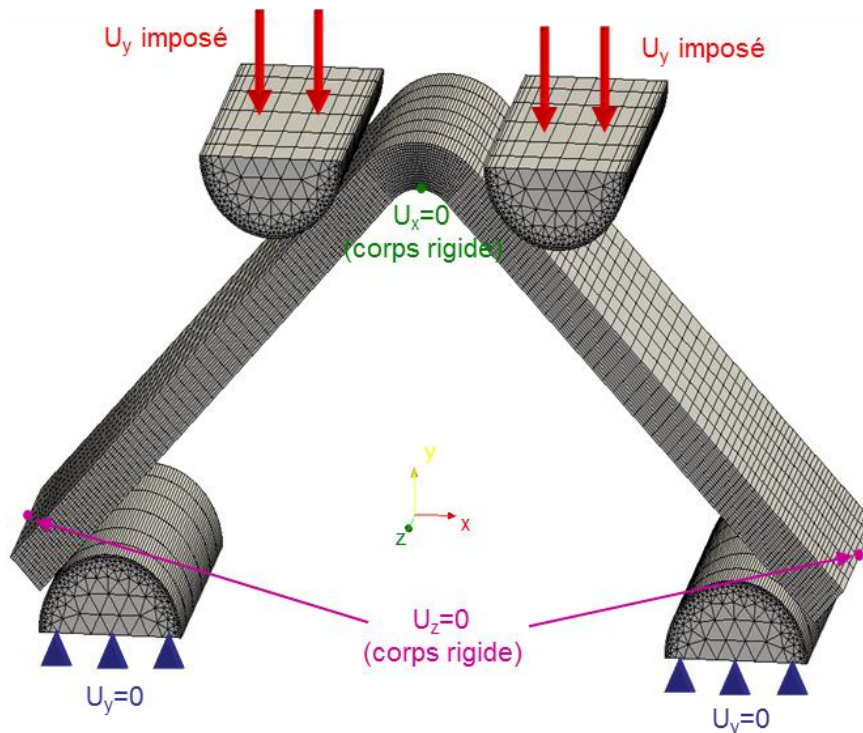


Figure IV-11: Conditions aux limites de l'essai de flexion quatre points sur cornière.

Le chargement est appliqué via le déplacement  $U_y$  imposé sur la face supérieure des rouleaux supérieurs. Sur les faces inférieures des rouleaux inférieurs qui supportent l'éprouvette, le déplacement  $U_y$  est bloqué. Deux nœuds des bras de la cornière ont leur déplacement suivant l'axe  $z$  bloqué et un nœud dans le rayon est bloqué suivant l'axe  $x$  pour éviter des mouvements de corps solide. D'un point de vue expérimental, les rouleaux sont montés sur roulement à billes permettant ainsi leurs rotations et conduisant à un faible frottement entre les rouleaux et l'éprouvette. D'un point de vue simulation, le contact est pris en compte entre les rouleaux et l'éprouvette, et le frottement est supposé négligeable comme constaté expérimentalement.

Les épaisseurs utilisées dans les calculs éléments finis sont les épaisseurs réelles mesurées. Le déplacement  $U_y$  est imposé progressivement au rouleau supérieur. Le champ de contrainte dans le rayon de l'éprouvette loin des bords (dans le plan médian de la cornière) est extrait du calcul pour une force à rupture expérimentale donnée.

D'un point de vue pratique, une procédure de calcul complète (maillage paramétrique, lancement du calcul, et post-traitement des données) a été développée sur Abaqus<sup>®</sup> en utilisant un script python (en raison du nombre important d'éprouvettes à analyser). Le principe consiste à appliquer un déplacement aux rouleaux supérieur jusqu'à atteindre le chargement à rupture expérimental (correspondant à la résultante des efforts normaux aux faces supérieures des rouleaux supérieurs) et à extraire la contrainte de traction hors-plan maximale dans le plan médian (loin des bords, à mi-largeur  $w/2$ ) de l'éprouvette qui correspond à la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  (Figure IV-12).

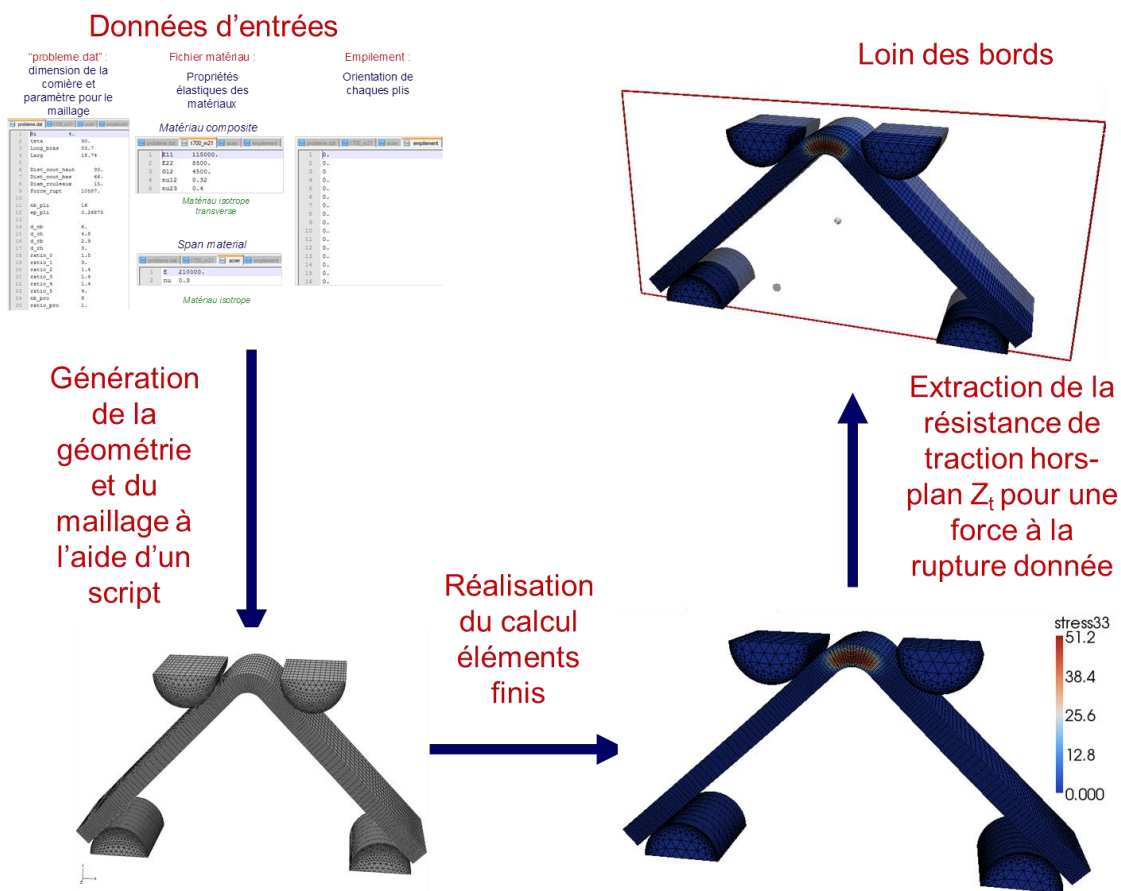


Figure IV-12: Démarche pour déterminer la résistance de traction hors-plan  $Z_t$ .

Pour résumer, trois méthodes différentes ont été présentées pour analyser l'essai de flexion quatre points sur cornières composites stratifiées :

- Une méthode analytique simple permet de déterminer le moment à rupture appliqué au rayon (CBS) et la contrainte de traction hors-plan à la rupture. Toutefois, cette méthode définie à l'échelle macroscopique ne prend pas en compte la spécificité des matériaux composite stratifiés. Cette méthode est recommandée par la norme ASTM [ASTM 06a].
- Une autre méthode analytique avancée définie à l'échelle mésoscopique a été proposée spécifiquement pour les cornières composites stratifiées. Toutefois, cette méthode utilise également en donnée d'entrée le CBS déterminée par la méthode analytique préconisée dans la norme.
- Les simulations éléments finis permettent d'obtenir une description précise du comportement global et du champ de contrainte locale dans le rayon de la cornière. Cette méthode sera par la suite considérée comme la méthode de référence pour déterminer le champ de contrainte dans le rayon d'une cornière composite stratifiée sous sollicitations de flexion quatre points.

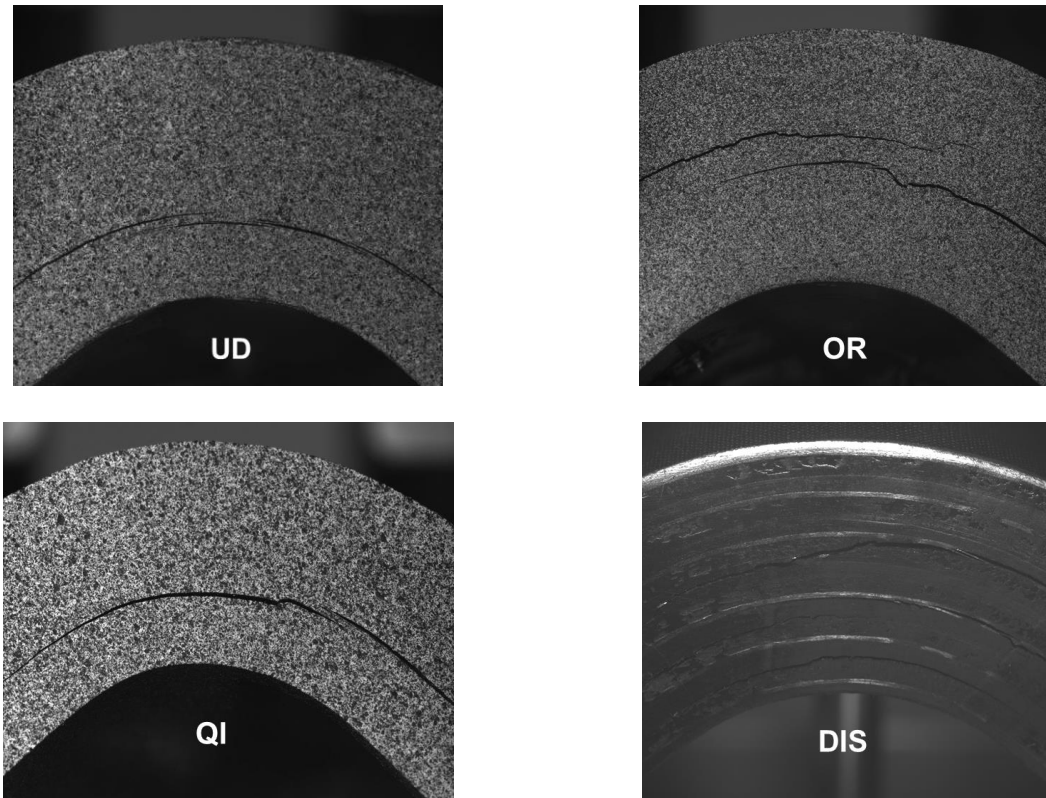
La section suivante présente l'analyse de la campagne d'essais réalisés à l'Onera avec les 3 méthodes présentées. Une attention particulière sera portée sur les limitations des méthodes analytiques en regard de la solution par éléments finis.

## IV.5 EXPLOITATION DES DONNÉES EXPÉRIMENTALES.

### IV.5.1 Détermination de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .

Cette section est dédiée à l'estimation de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  grâce à l'essai de flexion quatre points sur cornière avec les différentes méthodes d'analyse présentées précédemment. La rupture des cornières est due au délaminage se produisant dans le rayon de la cornière (voir Figure IV-13). L'interface la plus chargée, situé généralement au 2/3 de l'épaisseur rompt et le délaminage induit entraîne une chute des efforts appliqués. Le faciès de rupture est très similaire pour les différents empilements et les différentes épaisseurs.

Les résistances de traction hors-plan déterminées avec les simulations éléments finis seront considérées comme la référence car celles-ci reposent sur le moins d'hypothèses contrairement aux méthodes analytiques (déplacement inférieur à 5 mm, bras infiniment rigide, ...). Cette résistance est déterminée dans le plan médian de la cornière où nous avons constaté que les autres composantes hors-plan des contraintes ( $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$ ) sont négligeables.



*Figure IV-13: Faciès de rupture observés lors des essais de flexion quatre points sur cornières épaisses (48 plis) pour quatre empilements différents.*

Le cisaillement hors-plan étant négligeable dans le rayon, il semble donc pertinent de ne comparer que les contraintes à rupture hors-plan obtenues pour les trois différentes méthodes d'analyse (méthode analytique, méthode analytique avancée et les simulations éléments finis) présentées dans le paragraphe IV.4. Cette comparaison sera effectuée sur l'ensemble des essais réalisés que l'on peut décomposer en deux parties, à savoir les essais permettant de déterminer (i) l'influence de la séquence d'empilement sur la résistance de traction hors-plan à épaisseur totale donnée et (ii) l'influence de l'épaisseur totale de l'éprouvette sur la résistance de traction hors-plan pour un empilement donné.

#### **IV.5.1.1 Influence de la séquence d'empilement.**

L'influence de la séquence d'empilement sur la résistance de traction hors-plan est étudiée dans cette partie pour une épaisseur donnée.

La Figure IV-14 montre les résistances de traction hors-plan déterminées par les trois méthodes d'analyses pour les cornières épaisses (48 plis).

Les différentes méthodes d'analyses permettent d'obtenir pour des cornières épaisses quasiment la même résistance de traction hors-plan pour chaque empilement ( $\pm 2$  MPa). De plus, à méthode fixée, les résistances de traction hors-plan déterminées pour les différentes séquences d'empilement sont très proches ( $\pm 1.5$  MPa). Nous constatons également que les résistances déterminées par les simulations éléments finis sont dans tous les cas plus élevées que les autres méthodes (maximum + 3 MPa). L'écart est le plus notable sur les cornières désorientées. Pour cet empilement, la flexion des bras est la plus importante (mais toujours inférieure à 5 mm) rendant moins précise l'estimation du CBS par la méthode analytique. On

notera enfin la faible dispersion sur la détermination des contraintes de traction hors-plan à rupture.

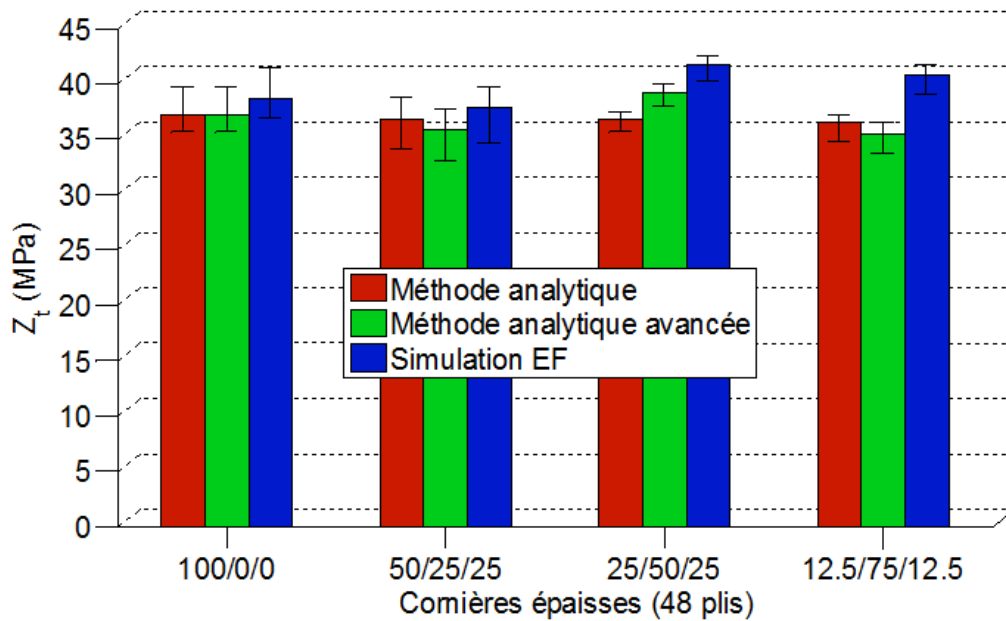


Figure IV-14: Résistance de traction hors-plan déterminée par les différentes méthodes d'analyses pour les cornières épaisses (48 plis).

La Figure IV-15 montre les résistances de traction hors-plan déterminées par les trois méthodes d'analyses pour des cornières intermédiaires (32 plis).

Les cornières d'empilement QI ne figurent pas dans ce comparatif, ces dernières présentaient des défauts initiaux (type porosité) ayant engendrées des ruptures prématurées. Les différentes méthodes estiment quasiment la même résistance de traction hors-plan pour les trois empilements. On notera toutefois une légère diminution de la résistance de traction hors-plan pour l'empilement le plus désorienté obtenue avec les méthodes analytiques (-3 MPa). La résistance de traction hors-plan déterminée par les simulations éléments finis est la même pour les trois séquences d'empilements considérées. La différence entre les résistances estimées par les méthodes analytiques et EF est à nouveau plus importante sur le stratifié désorienté présentant le déplacement à rupture le plus important (mais toujours inférieur à 5 mm). La dispersion sur la détermination des contraintes à rupture et sur la valeur de la résistance reste à nouveau relativement faible.

La Figure IV-16 montre les résistances de traction hors-plan déterminées par les trois méthodes d'analyses pour des cornières fines (16 plis).

La résistance de traction hors-plan déterminée par les simulations éléments finis est quasiment la même pour toutes les séquences d'empilements considérées ( $\pm 1$  MPa).

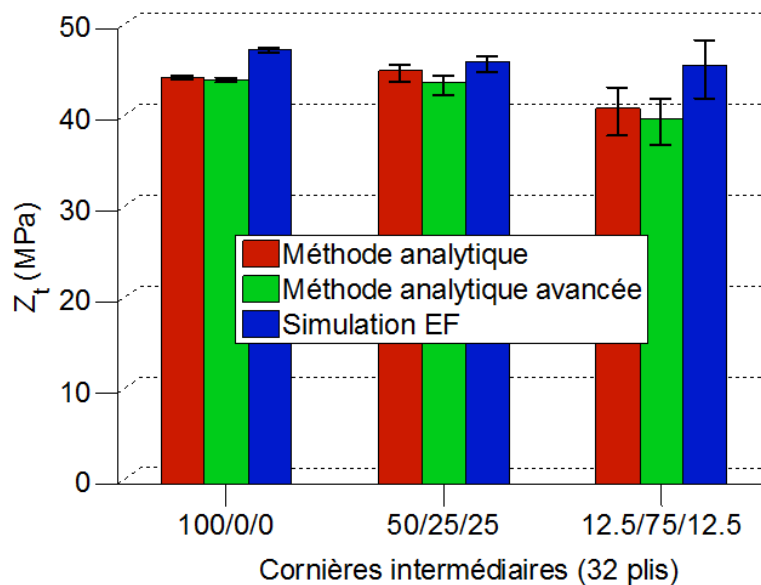


Figure IV-15: Résistance de traction hors-plan déterminée par les différentes méthodes d'analyses pour les cornières intermédiaires (32 plis).

Toutefois, pour les méthodes analytiques, nous notons une nette diminution de la résistance (de l'ordre à 8 MPa soit 20%) avec la désorientation de l'empilement par rapport à l'axe des bras. En effet, pour ces empilements, la déformation des bras devient non négligeable en raison des déplacements à rupture qui deviennent proches de 5 mm.

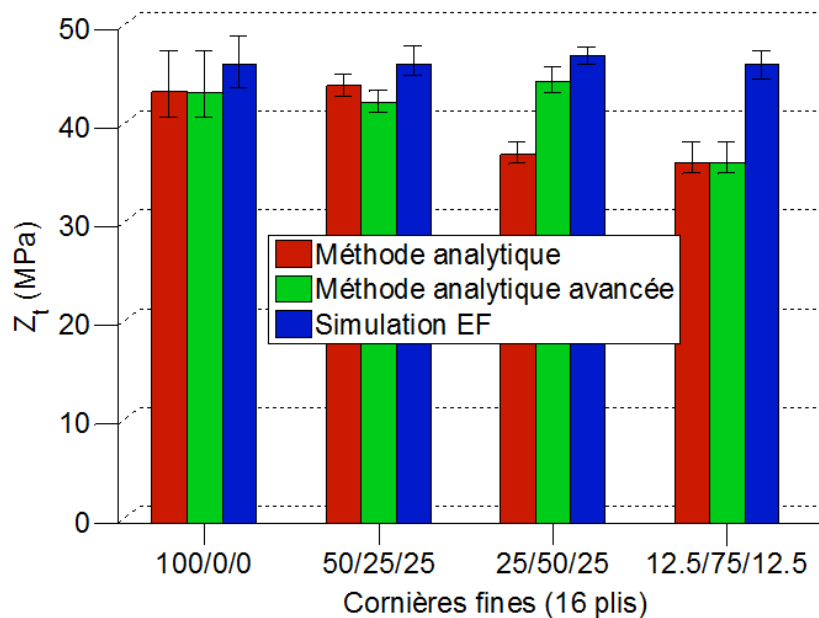


Figure IV-16: Résistance de traction hors-plan déterminée par les différentes méthodes d'analyses pour les cornières fines (16 plis).

Il a été démontré dans cette partie que la résistance de traction hors-plan déterminée par les simulations éléments finis semble être indépendante de la séquence d'empilement pour une épaisseur donnée.



Une autre conclusion importante de cette section réside dans la démonstration d'une diminution "artificielle" de la résistance en fonction de la désorientation de l'empilement avec les méthodes analytiques préconisées par la norme. Cette réduction de la résistance est due à une mauvaise estimation du CBS à cause d'une déformation non négligeable des bras des cornières intervenant pour des déplacements à rupture importants. Cette dépendance a déjà été constatée lors de précédentes campagnes expérimentales et est aujourd'hui expliquée dans le cadre de cette thèse. L'usage de méthodes éléments finis robuste pourrait de ce fait entraîner à l'avenir des campagnes d'essais sur cornières moins importantes et moins coûteuses tout en conservant le même niveau de confiance dans les résistances hors-plan déterminées.

#### IV.5.1.2 Influence de l'épaisseur totale de l'éprouvette.

Dans cette partie, nous allons étudier l'influence de l'épaisseur totale de l'éprouvette sur la résistance de traction hors-plan. La Figure IV-17 montre l'évolution de la résistance de traction hors-plan déterminée par les différentes méthodes d'analyses en fonction de l'épaisseur totale de l'éprouvette pour une séquence d'empilement donnée. Les résultats obtenus pour les cornières intermédiaires quasi-isotropes ne sont pas pris en compte dans cette étude pour les raisons évoquées précédemment.

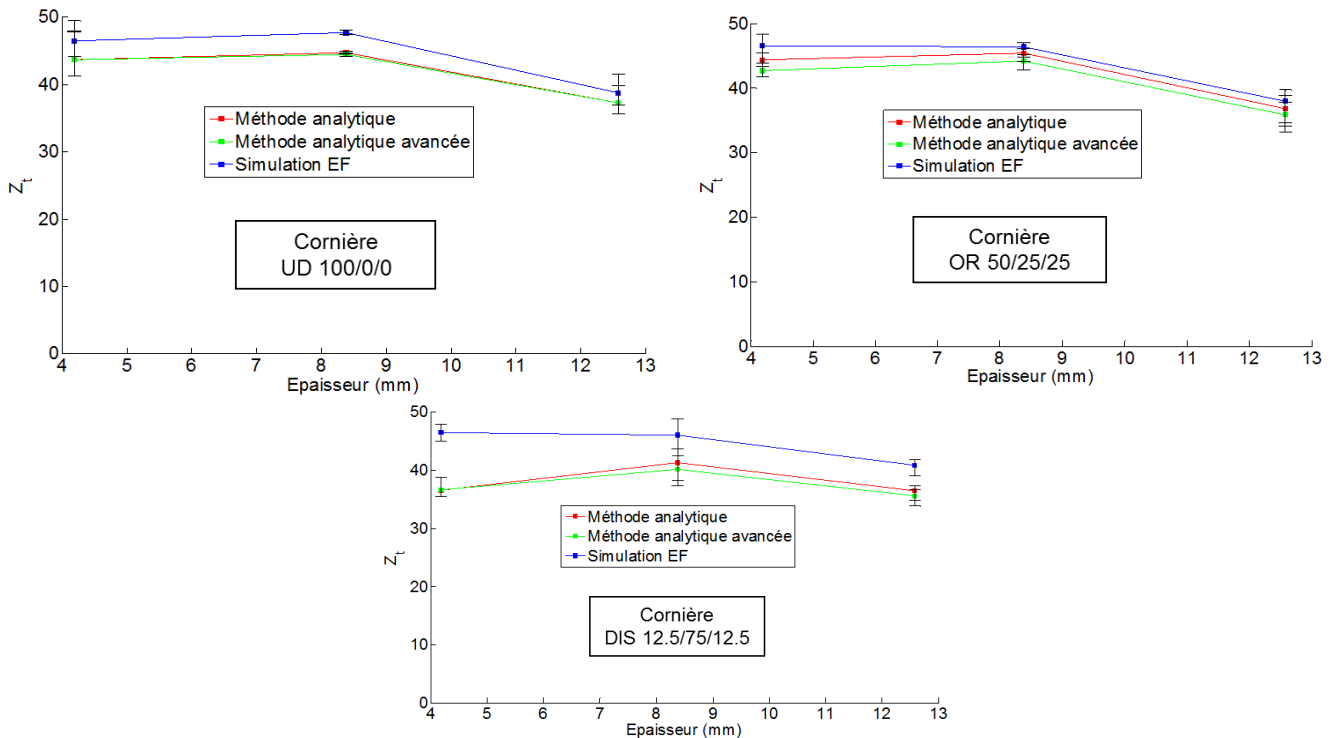


Figure IV-17: Evolution de la résistance de traction hors-plan déterminée par les trois méthodes en fonction de l'épaisseur totale de l'éprouvette pour une séquence d'empilement donnée.

La Figure IV-17 montre que les résistances de traction hors-plan prévues par simulation éléments finis pour les cornières fines et d'épaisseur intermédiaire sont identiques. En revanche, comme mentionnée précédemment, pour les méthodes analytiques, la résistance de traction hors-plan pour les cornières fines (4.19 mm) est systématiquement inférieure à celle des cornières intermédiaires (8.38 mm) et ce en particulier pour les empilements présentant les raideurs des bras de la cornière les plus faibles. La dépendance artificielle de la résistance à l'épaisseur totale de l'éprouvette pour les cornières fines déterminée par les méthodes



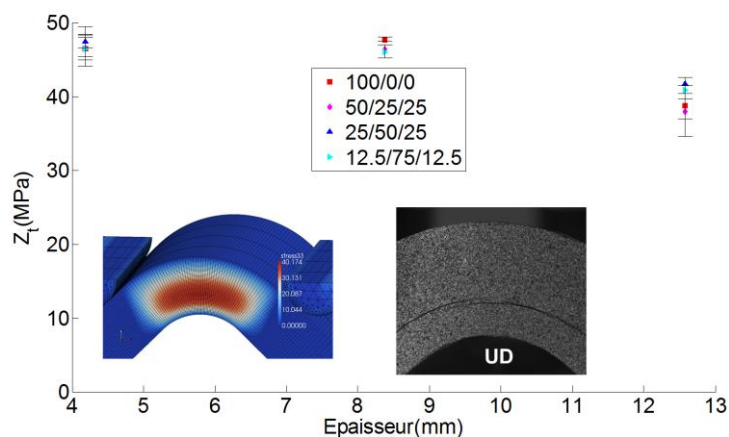
analytiques est particulièrement visible sur la Figure IV-17 pour l'empilement désorienté 12.5/75/12.5 contrairement aux simulations éléments finis.

En revanche, on notera que pour les cornières épaisses (48 plis), toutes les méthodes montrent une diminution de la résistance apparente de traction hors-plan de l'ordre de 5 à 6 MPa (environ 10%). Plusieurs hypothèses peuvent être avancées pour expliquer cette diminution : (i) la compaction réalisée pendant la fabrication de ces éprouvettes est moins efficace en raison du nombre important de plis (48 plis). En effet, les épaisseurs mesurées sont notablement supérieures aux épaisseurs théoriques (aux alentours de 13 mm au lieu de 12.58 mm) soit environ 2 épaisseurs de plis, ce qui pour des éprouvettes en flexion est non négligeable. (ii) Le cycle de cuisson utilisée pour les cornières composites testées dans cette étude est celui préconisé par le fournisseur (Hexcel) et est valable pour des cornières d'épaisseurs entre 4 et 12.5 mm. Les cornières épaisses sont donc à la limite de validité du cycle de cuisson et il est possible que tous les plis n'aient pas atteint le même degré de polymérisation au sein de la cornière. La mesure de la température de transition vitreuse ( $T_g$ ), qui est un bon indicateur de l'état de polymérisation de la matrice [Schieffer 03], sur les cornières pour les 3 épaisseurs considérées permettrait de s'assurer de leur niveau de polymérisation et d'écarter cette hypothèse. Ce point n'a pas pu être approfondi dans cette étude.

En conclusion, la résistance de traction hors-plan déterminée par les simulations éléments finis (Figure IV-18) semble être indépendante de l'épaisseur totale de l'éprouvette pour les cornières fines et intermédiaires et est égale à  $Z_t = 46\text{MPa}$ .

Cette conclusion est très importante car elle montre la validité d'une approche définie à l'échelle mésoscopique qui devrait donc être en mesure d'être prédictive pour différentes séquences d'empilements, autorisant ainsi l'usage de ces modèles dans une procédure d'optimisation de pièces. On constate toutefois une légère diminution de cette résistance pour les cornières épaisses (de l'ordre de 10%). Des investigations supplémentaires doivent être menées pour expliquer cette diminution pour des cornières épaisses (problème de compaction ou de degré de polymérisation).

On notera enfin que les simulations par éléments finis permettent également de prévoir de façon satisfaisante la localisation du délaminage dans le rayon, comme le montre également la Figure IV-18.



*Figure IV-18: Résistances de traction hors-plan identifiées à l'aide de simulations éléments finis sur des cornières soumises sous sollicitation de flexion quatre points et comparaisons des facies de rupture prévus et observés.*

## IV.6 INTERET DE L'ESSAI DE FLEXION QUATRE POINTS SUR CORNIERE.

Les études menées dans cette section permettent de montrer que l'essai de flexion quatre points sur cornière est un essai pertinent pour la détermination de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  et que la méthode d'identification associée par éléments finis permet d'obtenir une bonne confiance dans les résultats obtenus. En effet, cet essai présente un certain nombre d'avantages dont (i) l'isostaticité, (ii) une faible influence aux effets de bords et (iii) une propagation du délaminage instable permettant de déterminer la contrainte d'amorçage du délaminage avec précision. Ces points seront détaillés par la suite.

### IV.6.1 Influence des propriétés élastiques sur la détermination de la résistance de traction hors-plan $Z_t$ .

L'identification de la contrainte à rupture de traction hors-plan est une identification inverse puisqu'un modèle est utilisé pour calculer la contrainte dans le rayon en fonction du chargement appliqué. Ce modèle nécessite la connaissance des propriétés élastiques du pli. Si certaines de ces propriétés élastiques dans le plan sont assez bien connues, ce n'est pas le cas pour les propriétés hors-plan, le pli est généralement supposé isotrope transverse, mais le coefficient de Poisson hors-plan  $\nu_{23}$  n'est qu'estimé. Il est donc important dans un premier temps d'estimer la sensibilité des propriétés élastiques (à cause de la dispersion inhérentes aux matériaux composites ou à cause d'une méconnaissance des propriétés hors-plan) sur la détermination de la résistance de traction hors-plan.

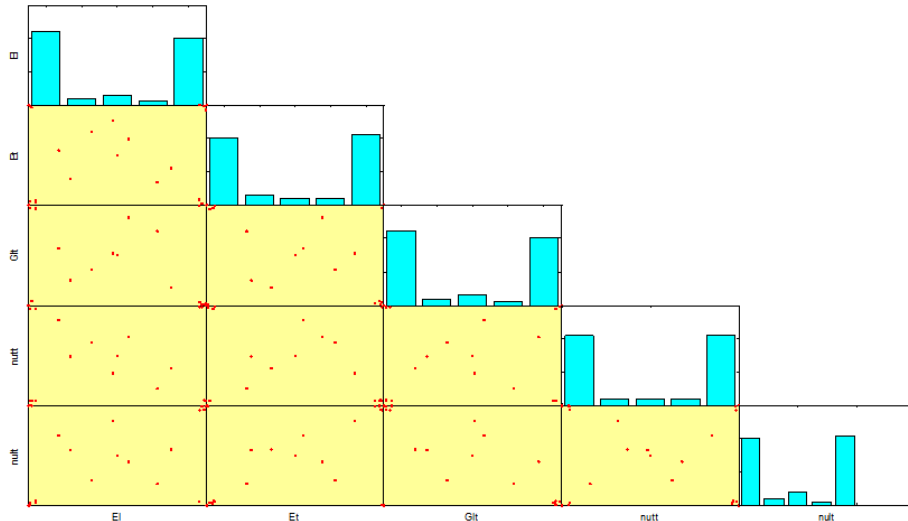
Pour étudier cette influence, nous appliquerons une variabilité sur les données d'entrées (propriétés élastiques du pli unidirectionnel) afin de quantifier leur influence sur la contrainte à rupture hors-plan déterminée pour une force à rupture donnée.

Le nombre de calculs à effectuer (taille de l'échantillon) est lié à la dimension du problème, c'est-à-dire aux nombres  $N$  de coefficients variables du modèle. Un des points importants de cette méthode réside dans la répartition des jeux de variables à tester qui doivent permettre de rendre compte correctement des corrélations entre les différentes variables. Nous avons choisi de tirer  $2^N$  points (sommets de l'hypercube de dimension  $N$ ) auxquels nous ajoutons  $3*(N+1)$  points répartis au mieux dans l'hypercube [Rollet 06]. Les jeux de variables à tester étant choisis, les «  $2^N + 3*(N+1)$  » calculs sont effectués (un par jeu de coefficients).

Nous avons donc étudié l'influence des propriétés du comportement matériau (supposé linéaire élastique et isotrope transverse) sur la détermination de la résistance de traction hors-plan pour une séquence d'empilement et une épaisseur donnée. Le Tableau IV-3 présente les bornes des différents paramètres qui varient en fonction de la dispersion usuellement obtenue sur les propriétés élastiques (le module d'Young dans le sens fibre  $E_{11}$  est mesuré avec moins de dispersion que le module de cisaillement  $G_{12}$ ). Le problème à traiter est donc de dimension  $N = 5$  et nécessite la réalisation de  $2^N + 3*(N+1) = 50$  calculs éléments finis. La Figure IV-19 montre la répartition des différents points issus du tirage.

$E_{11}$ (GPa)	$E_{22}$ (MPa)	$G_{12}$ (MPa)	$\nu_{12}$	$\nu_{23}$
[100 130]	[7500 9500]	[3500 5500]	[0.25 0.35]	[0.35 0.45]
± 12 %	± 14 %	± 18 %	± 14 %	± 11 %

Tableau IV-3 : Bornes des propriétés élastiques du matériau T700GC/M21.



*Figure IV-19: Visualisation du tirage des propriétés élastiques considérées. Chaque point correspond à un jeu de propriétés élastiques utilisées pour faire un calcul éléments finis*

Afin de montrer que les conclusions de cette partie sont valables sur un grand nombre de configurations, 4 cas représentatif des problématiques industrielles ont été considérés:

- Petit déplacement (déplacement à rupture inférieur à 5 mm) : deux différentes séquences d'empilements, constituées de 32 plis ( $R_1 = 8$  mm,  $t = 8.38$  mm,  $X_1 = 42$  mm,  $X_2 = 74$  mm), sont considérées : un stratifié unidirectionnel 100/0/0 et un stratifié quasi-isotrope 25/50/25.
- Grand déplacement (déplacement à rupture supérieur à 5 mm) : deux différentes séquences d'empilements, constituées de 8 plis ( $R_1 = 4$  mm,  $t = 2.148$  mm,  $X_1 = 30$  mm,  $X_2 = 66$  mm), sont considérées : un stratifié unidirectionnel 100/0/0, un stratifié quasi-isotrope 25/50/25.

La détermination de la résistance hors-plan est réalisée pour une géométrie et une force à la rupture donnée. La résistance hors-plan est supposée être la contrainte hors-plan maximale dans le plan médian (loin des bords, à mi-largeur  $w/2$ ) du rayon de la cornière.

On constate que la variation des paramètres d'entrée (propriétés élastiques) a une forte influence sur la réponse globale de la structure. En effet, dans le cas de petit déplacement, pour un stratifié unidirectionnel, nous observons à force donnée, une variation maximale du déplacement des rouleaux supérieurs de 23% (Figure IV-20). La Figure IV-21 montre qu'en revanche, la variation des paramètres d'entrée n'a qu'une très faible influence sur la détermination de la contrainte de traction hors-plan, soit 1 MPa (ou  $\pm 1.6$  %) ce qui est compris dans la dispersion expérimentalement mesurée. De plus, les valeurs des autres composantes du tenseur des contraintes ( $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$ ) sont négligeables devant la résistance identifiée.

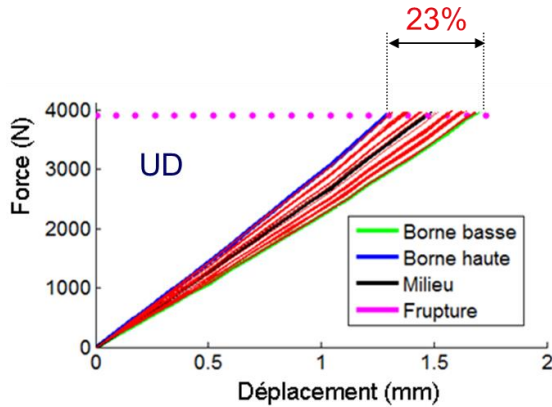


Figure IV-20: Variation de la réponse globale force/déplacement d'une cornière composite stratifiée d'UD sous sollicitations de flexion quatre points.

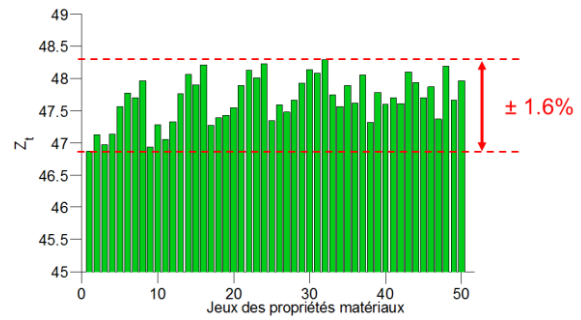


Figure IV-21: Variation de la contrainte de traction hors-plan à rupture pour une force à rupture donnée et différentes propriétés matériaux.

La même tendance est observée pour les autres séquences d'empilement, à savoir une grande variation de la réponse globale (force/déplacement) mais une très faible variation sur la résistance de traction hors-plan déterminée. Cette tendance est par ailleurs en accord avec les modèles analytiques où la contrainte  $\sigma_{33}$  dépend essentiellement de la géométrie et de la force à la rupture. Dans le cas des grands déplacements, la variation sur la résistance de traction hors-plan déterminée est plus importante mais reste comprise dans la dispersion expérimentale. Le Tableau IV-4 résume les résultats obtenus pour l'ensemble des configurations considérées.

	Petit déplacement (<5mm)		Grand déplacement (>5mm)	
	UD	QI	UD	QI
$\Delta Z_t$ (%)	± 1.6	± 1.1	± 3.0	± 5.1

Tableau IV-4 : Récapitulatif des variations observées sur la résistance de traction hors-plan en fonction de la variation sur les propriétés élastiques.

En conclusion, il n'est pas nécessaire d'avoir une connaissance précise des propriétés matériaux pour déterminer la résistance de traction hors-plan  $Z_t$ , ce qui constitue un avantage notable pour ce type d'essai.

On notera toutefois que les résultats des simulations éléments finis ont été comparés avec les différents moyens de mesure aussi bien au niveau global (force/déplacement) que local (jauges de déformation ou corrélation d'images). Les résultats obtenus par éléments finis sont en très bon accord pour les propriétés élastiques reportées dans le Tableau IV-3 pour les cornières intermédiaires et fines. Cependant, dans le cas des cornières épaisses, les courbes force/déplacements obtenues par simulations EF ne sont pas en bon accord avec le déplacement LVDT mesuré, probablement dus à la souplesse de la machine et du montage, tandis que les champs de déformations calculés sont en bon accord aussi bien avec les champs de déformations mesurés par stéréo-corrélation d'image et les jauges de déformations collées dans le rayon. La multi-instrumentation des essais a alors permis de valider les simulations effectuées. Les détails de ces comparaisons sont disponibles dans [Laurin 09b], mais ne sont pas mis en avant dans ce travail car l'aspect isostatique de cet essai a été démontré dans cette section.

#### **IV.6.2 Etude sur la stabilité de la propagation du délaminage.**

Dans ce travail de thèse, la résistance hors-plan est identifiée en utilisant la contrainte maximale dans le plan médian pour la charge à rupture mesurée expérimentalement. Or, la rupture de l'éprouvette correspond à l'apparition d'un délaminage macroscopique sur la surface de l'éprouvette peinte, induisant une chute de l'effort appliqué sur la courbe force/déplacement. Nous faisons donc l'hypothèse que dès que la rupture s'amorce (contrainte locale égale à la résistance hors-plan) le délaminage se propage de façon instantanée.

Ce paragraphe a pour but de vérifier l'hypothèse d'instabilité de la propagation du délaminage dans le rayon d'une cornière soumise à un chargement de flexion 4 points.

Nous utiliserons la méthode « Virtual Crack Closure Technique (VCCT) » [Krueger 02] basé sur la mécanique élastique linéaire de la rupture. Cette méthode repose sur l'hypothèse d'Irwin [Irwin 58] qui suppose que l'énergie  $\Delta E$  pour propager une fissure de longueur  $a$  à une longueur  $a+\Delta a$  est égale à l'énergie pour refermer une fissure sur une longueur  $\Delta a$ .

Le taux de restitution d'énergie  $G$  est alors calculé par la relation suivante :

$$G = \frac{\Delta E}{\Delta A} \text{ et } G \leq G_c \quad IV-1$$

où  $\Delta A$  est la surface de fissure refermée entre les deux états de fissuration considérés. La fissure se propagera si le taux de restitution d'énergie  $G$  est supérieure ou égale au taux de restitution d'énergie critique (noté  $G_c$ ).

Il est également possible de décomposer l'énergie totale en pointe de fissure suivant les 3 modes de propagation possibles (un mode normal noté I, et deux modes tangentiels notés II et III) et de déterminer la mixité de mode associé. Le taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  dépend de la proportion de chacun des trois modes possibles de délaminage et est déterminé par l'équation suivante :

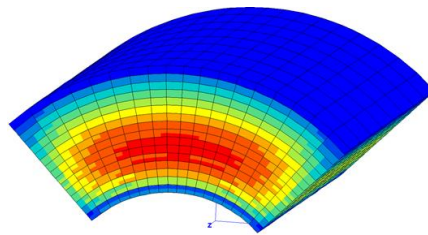
$$G_c = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left( \frac{G_{II}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right) \left( \frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^{\alpha-1} \\ + (G_{III} - G_{IC}) \left( \frac{G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right) \left( \frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^{\alpha-1} \quad IV-2$$

où  $G_I$ ,  $G_{II}$  et  $G_{III}$  sont les taux de restitution d'énergie respectivement en mode I, II et III et  $G_{IC}$ ,  $G_{IIC}$ ,  $G_{III}$  sont les taux de restitution d'énergies critiques des trois de modes de délaminages pour le matériau T700GC/M21. Les taux de restitution d'énergies critiques ont été déterminés dans le cadre de la thèse de T. Vandellos [Vandellos 11] et sont  $G_{IC} = 350$  G/m<sup>2</sup>,  $G_{IIC} = G_{III} = 1450$  G/m<sup>2</sup>. Le coefficient alpha a été déterminé au travers de l'essai de traction rainurée développé également dans la thèse de T. Vandellos qui permet de mesurer lors d'un même essai, différentes mixités de modes et donc d'identifier le coefficient  $\alpha$  considéré dans cette étude égal à 1.145.

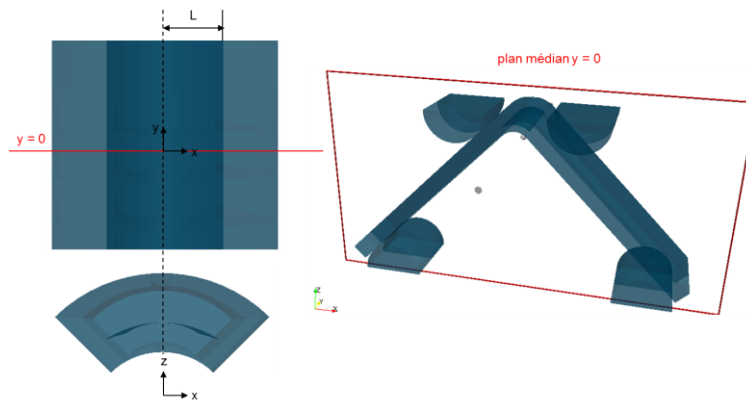
Le principe de l'étude (Figure IV-22) que nous avons mené est le suivant :

- Détermination de l'interface la plus sollicitée (présentant la valeur du critère de rupture hors-plan  $f_3^+$  la plus importante) dans le rayon de la cornière pour une force à la rupture donnée.
- Insertion d'un délaminage à cette interface sur toute la largeur de la cornière et ce pour différentes longueurs de fissures  $L$ .
- Calcul éléments finis à déplacement imposé pour différentes longueurs de délaminages et détermination du taux de restitution d'énergie  $G$  et de la mixité de mode associée.

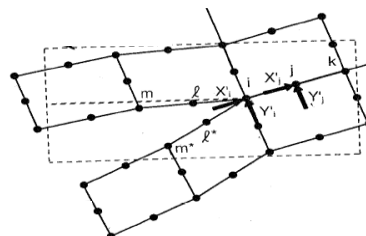
La propagation du délaminage est supposée symétrique et s'amorce du centre du rayon ( $x=0$ , voir Figure IV-22.1). Le calcul de l'énergie en pointe de fissure se fait pour un déplacement des rouleaux supérieurs donné.



1) Détermination de l'interface la plus sollicitée



2) Insertion du délaminage de longueur  $L$  sur toute la largeur de l'éprouvette à l'interface la plus sollicitée



3) Calcul de l'énergie à déplacement donnée par la méthode VCCT

Figure IV-22: Principe de l'étude de stabilité de la propagation du délaminage

Nous avons considéré dans cette étude quatre séquence d'empilements, constituées de 16 plis ( $R_i = 4$  mm,  $t = 4.19$  mm,  $X_1 = 30$  mm,  $X_2 = 66$  mm) : un stratifié unidirectionnel (UD) 100/0/0, un stratifié orienté (OR) 50/25/25, un stratifié quasi-isotrope (QI) 25/50/25 et un stratifié désorienté (DIS) 12.5/75/12.5.

La Figure IV-23 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur du délaminage au plan médian de l'éprouvette ( $y=0$ ), loin des bords.

Nous pouvons constater que le taux de restitution d'énergie  $G$  augmente avec la longueur du délaminage pour un déplacement imposé, et est largement supérieur au taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ , ce qui signifie une propagation instable du délaminage. En effet, si  $G$  est supérieure à  $G_c$ , alors le délaminage se propage d'une longueur  $da$ . Si pour cette nouvelle longueur de délaminage, le taux de restitution d'énergie augmente alors le délaminage se propagera à nouveau, entraînant ainsi une propagation instable de ce dernier. Ce premier résultat est également corroboré par les observations expérimentales où l'on constate une propagation instantanée du délaminage. La propagation du délaminage n'a pas pu être suivie optiquement avec une caméra conventionnelle de par la vitesse de propagation très importante dans le cas étudié. Cet essai nous permet donc d'identifier l'amorçage du délaminage de façon précise, car dès que ce dernier est initié, sa propagation est instantanée et induit une chute de l'effort appliqué.

On remarque également que le taux de restitution d'énergie  $G$  se stabilise (pour les empilements UD, OR, QI et de manière moins importante pour l'empilement DIS) pour les grandes longueurs de délaminage. En effet, pour ces longueurs de délaminages, on se rapproche de la zone où les rouleaux imposent le chargement à la cornière, induisant localement des contraintes de compression hors-plan qui tendent à arrêter le délaminage.

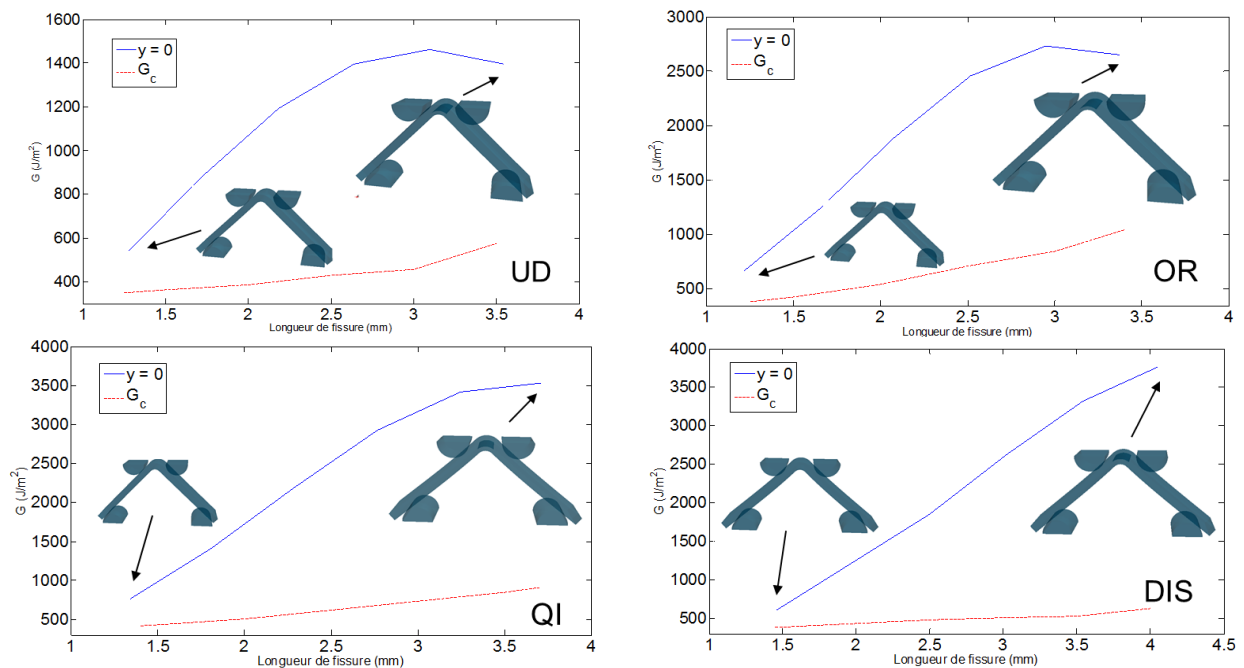


Figure IV-23: Evolution de  $G$  en fonction de la longueur de délaminage projetée pour différents empilements.

Enfin, l'évolution du taux de restitution d'énergie critique  $G_c$  est également reportée sur la Figure IV-23. On constate une évolution du taux de restitution d'énergie critique durant l'essai ce qui signifie une variation de la mixité de mode de propagation du délaminage en fonction



de la longueur du délaminage. La Figure IV-24 montre donc l'évolution de la mixité de mode  $G_{II}/G_T$  en fonction de la longueur de délaminage au plan médian de l'éprouvette ( $y=0$ ), loin des bords.

Cette mixité augmente avec la longueur de délaminage quelque soit l'empilement considéré. On notera toutefois que cette mixité est faible pour les petites longueurs de délaminage, ce qui signifie que le mode I (mode d'ouverture) est prépondérant pour les petites longueurs de délaminages. Ceci confirme que la résistance que nous identifions lors de l'amorçage du délaminage est bien la résistance de traction hors-plan. Le mode II (mode de cisaillement) est plus important pour les stratifiés non unidirectionnels et devient important pour les grandes longueurs de délaminages c'est-à-dire lorsque l'on se rapproche de la zone où les rouleaux imposent localement un chargement de compression hors-plan et tendent à arrêter la propagation du délaminage.

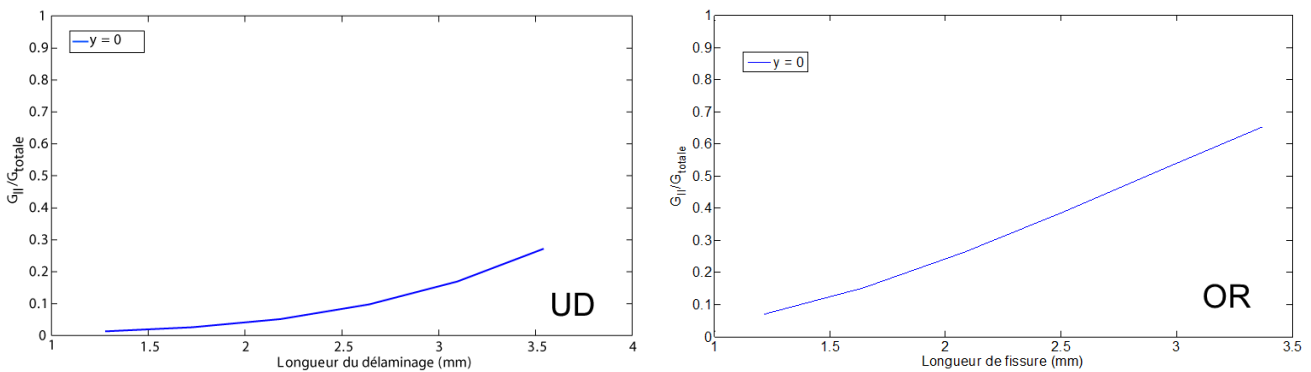


Figure IV-24: Evolution de la mixité de mode  $G_{II}/G_{Totale}$  en fonction de la longueur de délaminage pour différents empilements.

Cette étude a montré que la propagation du délaminage dans le rayon d'une cornière sous sollicitation de flexion 4 points est instable, ce qui a été constaté lors de la réalisation des essais. De plus, le mode de propagation prépondérant du délaminage est le mode I (mode d'ouverture). L'essai de flexion quatre points sur cornière nous permet donc d'identifier la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  mais ne permet pas une identification des ténacités du matériau.

#### IV.6.3 Etude de l'influence des effets de bords sur la détermination de la résistance de traction hors-plan.

Jusqu'à présent l'ensemble des analyses des essais s'est effectué dans le plan médian de la cornière, loin des bords. Toutefois, la prise en compte des effets de bords sur l'amorçage du délaminage est une problématique importante pour les composites stratifiés. En effet, les contraintes hors-plan lorsqu'on se rapproche des bords peuvent augmenter notablement et parfois atteindre, voire être supérieure à la résistance à rupture du matériau.

La difficulté réside dans la détermination des champs de contraintes aux bords qui peut nécessiter des tailles d'éléments très petites pour décrire de manière satisfaisante le gradient de contrainte aux bords et donc des coûts de calculs très importants.

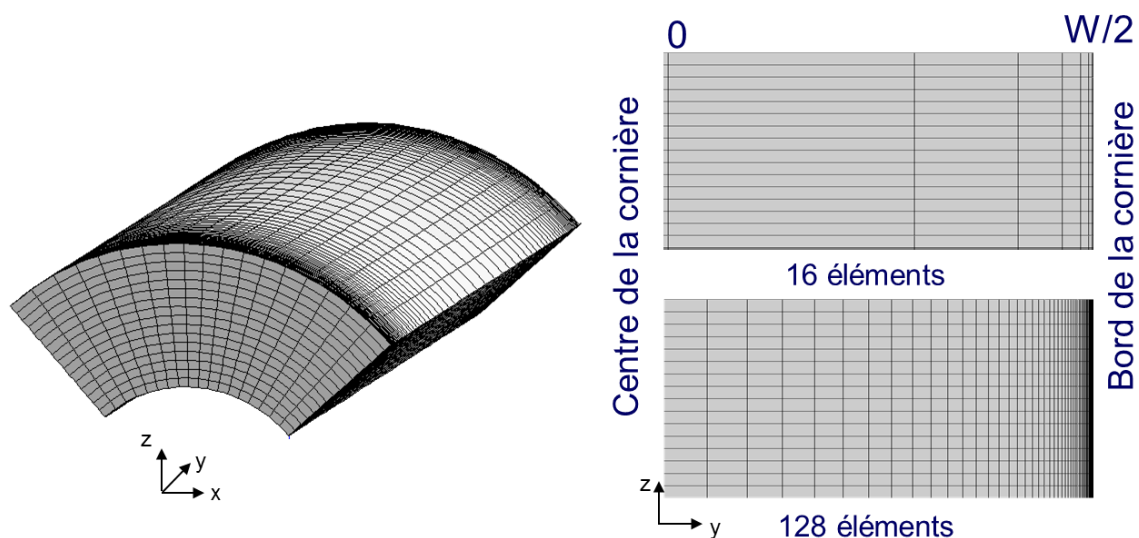
Dans cette partie, nous avons essayé d'évaluer, à l'aide de simulations élément finis, les champs de contraintes aux bords sur une cornière soumise à un essai de flexion quatre points pour savoir si le délaminage s'amorce et se propage aux bords. Tout d'abord, nous allons réaliser une étude de convergence au maillage pour déterminer le nombre minimum d'éléments nécessaire pour décrire de manière satisfaisante le gradient des contraintes aux



bords de la cornière. Ensuite, nous vérifierons si le critère de rupture hors-plan est satisfait aux bords avant la force à rupture (mesurée lors de l'essai) ce qui signifierait que le délaminage peut s'amorcer des bords. Dans les cas où un délaminage s'amorcerait des bords, nous mènerons une étude sur la propagation de ce délaminage à partir des bords grâce à la méthode VCCT présentée précédemment.

#### **IV.6.3.1 Etude de convergence au maillage.**

Cette étude a été réalisée sur des cornières UD  $[0_8]_s$  d'une épaisseur de 16 plis et d'une largeur de 20 mm ( $R_i = 4$  mm,  $t = 4.19$  mm,  $X_1 = 30$  mm,  $X_2 = 66$  mm). Nous avons donc fait varier le nombre d'éléments dans la largeur de la cornière : de 16 à 128 éléments en raffinant sur les bords de la cornière. La Figure IV-25 montre un exemple de maillage sur la demi-largeur de la cornière.



*Figure IV-25: Exemple de maillage considéré pour cette étude.*

Pour cette étude, nous avons utilisé des éléments volumiques linéaires (c3d8) à raison d'un élément par pli dans l'épaisseur. Ensuite pour une force donnée, nous avons tracé l'évolution de la contrainte dans un pli au centre de la cornière ( $x=0$ ) sur toute la largeur de la cornière (d'un bord à l'autre suivant l'axe  $y$ ). La Figure IV-26 montre les gradients de contraintes hors-plan dans la largeur d'une cornière UD pour les différentes tailles de mailles.

L'objectif de cette étude de convergence réside dans le choix du nombre d'éléments dans la largeur qui présente le meilleur rapport qualité de la description du gradient de contrainte aux bords sur le coût de calculs associé. Pour cette étude de convergence, nous avons considéré comme référence la cornière contenant 128 éléments dans la largeur ce qui représente une taille de mailles aux bords de  $1.3 \mu\text{m}$ . L'évolution des contraintes pour les cornières comportant peu d'éléments dans la largeur (16, 32) présente de nombreuses discontinuités eu physique. Ces discontinuités s'atténuent à partir de 64 éléments jusqu'à devenir négligeable à partir de 96 éléments. Nous constatons qu'à partir de 96 éléments dans la largeur de la cornière, nous arrivons à bien décrire les contraintes de bords ainsi que le gradient de contrainte. Cette discrétisation spatiale dans la largeur a donc été retenue pour la suite de cette étude.

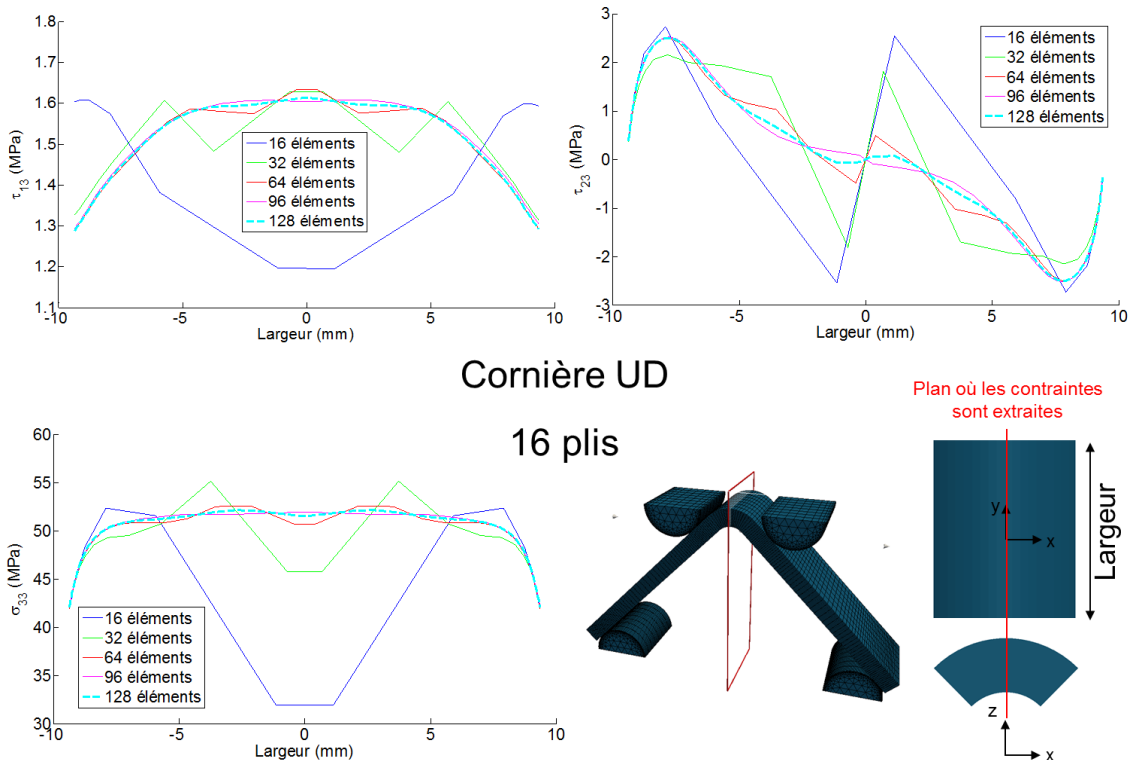


Figure IV-26: Evolution des contraintes hors-plan dans la largeur d'une cornière UD pour différentes de tailles aux bords.

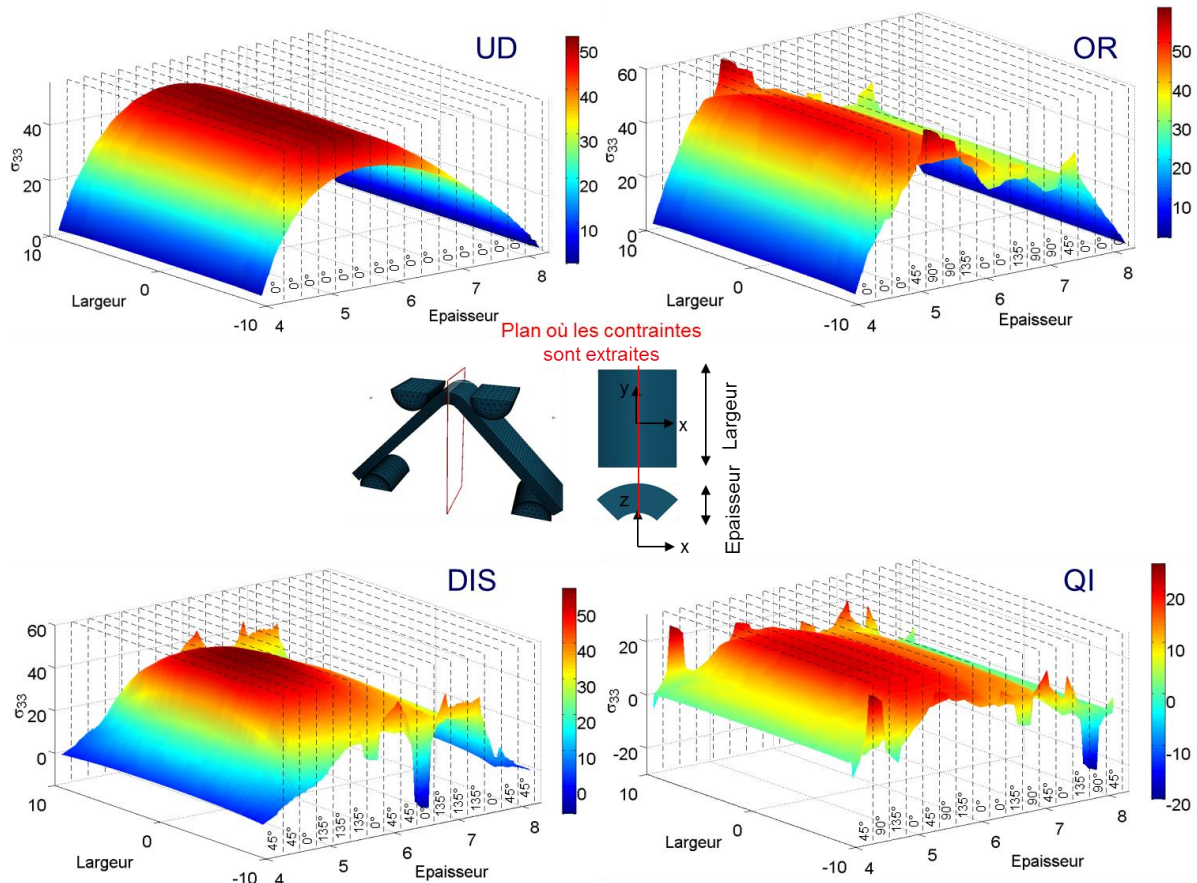
#### IV.6.3.2 Influence des effets de bords.

Nous avons considéré dans cette étude quatre séquence d'empilements, constituées de 16 plis ( $R_i = 4$  mm,  $t = 4.19$  mm,  $X_1 = 30$  mm,  $X_2 = 66$  mm): un stratifié unidirectionnel (UD) 100/0/0, un stratifié orienté (OR) 50/25/25, un stratifié quasi-isotrope (QI) 25/50/25 et un stratifié désorienté (DIS) 12.5/75/12.5. Ces séquences d'empilement sont celles utilisées dans la campagne d'essai expérimentale.

Elles ont été choisies car elles sont peu délaminantes, car elles respectent les différentes règles de drapage en vigueur dans l'aéronautique et notamment évitent une variation des orientations des plis contigus supérieure à  $45^\circ$ .

Tout d'abord, nous avons effectué des simulations éléments finis avec 96 éléments dans la largeur pour déterminer si les contraintes normales hors-plan, au bord de l'éprouvette, pouvaient être supérieures à la résistance  $Z_t$  identifiée précédemment. La Figure IV-27 montre la répartition de la contrainte  $\sigma_{33}$  dans l'épaisseur et la largeur dans le plan (YZ).

On notera que ce travail a également été effectué pour les autres composantes hors-plan du tenseur des contraintes ( $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$ ) et que les conclusions énoncés dans le paragraphe suivant sont les mêmes.



*Figure IV-27: Evolution de la contrainte normale hors-plan dans la largeur et l'épaisseur de la cornière pour différents empilements.*

Dans le cas de l'empilement unidirectionnel, les contraintes sont plus importantes au cœur de l'éprouvette que sur les bords. Ceci valide donc les résistances de traction hors-plan identifiées sur les cornières UD (paragraphe IV.5.1).

Pour les trois empilements (OR, QI et DIS) combinant des plis à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$  dans différentes proportions, nous constatons la présence de nombreuses surcontraintes sur les bords aux interfaces entre les plis d'orientation différents. Dans la suite de cette étude, nous nous intéresserons donc uniquement à ces empilements.

Après avoir constaté l'existence des surcontraintes au bord de l'éprouvette dans le rayon, nous avons appliqué le critère de rupture afin de vérifier si le délaminage pouvait s'amorcer des bords avant la force à rupture mesurée lors des essais. Il convient de noter que le critère de rupture hors-plan proposé dans le chapitre III prend en compte les effets des cisaillements interlaminaires qui peuvent être importants aux bords de l'éprouvette.

La Figure IV-28 montre que le critère de rupture hors-plan est bien vérifié aux bords avant la force à rupture mesurée expérimentalement et ce pour les trois empilements considérés. On notera toutefois que le critère est satisfait aux bords sur une zone très localisée, inférieur à  $30 \mu\text{m}$ .

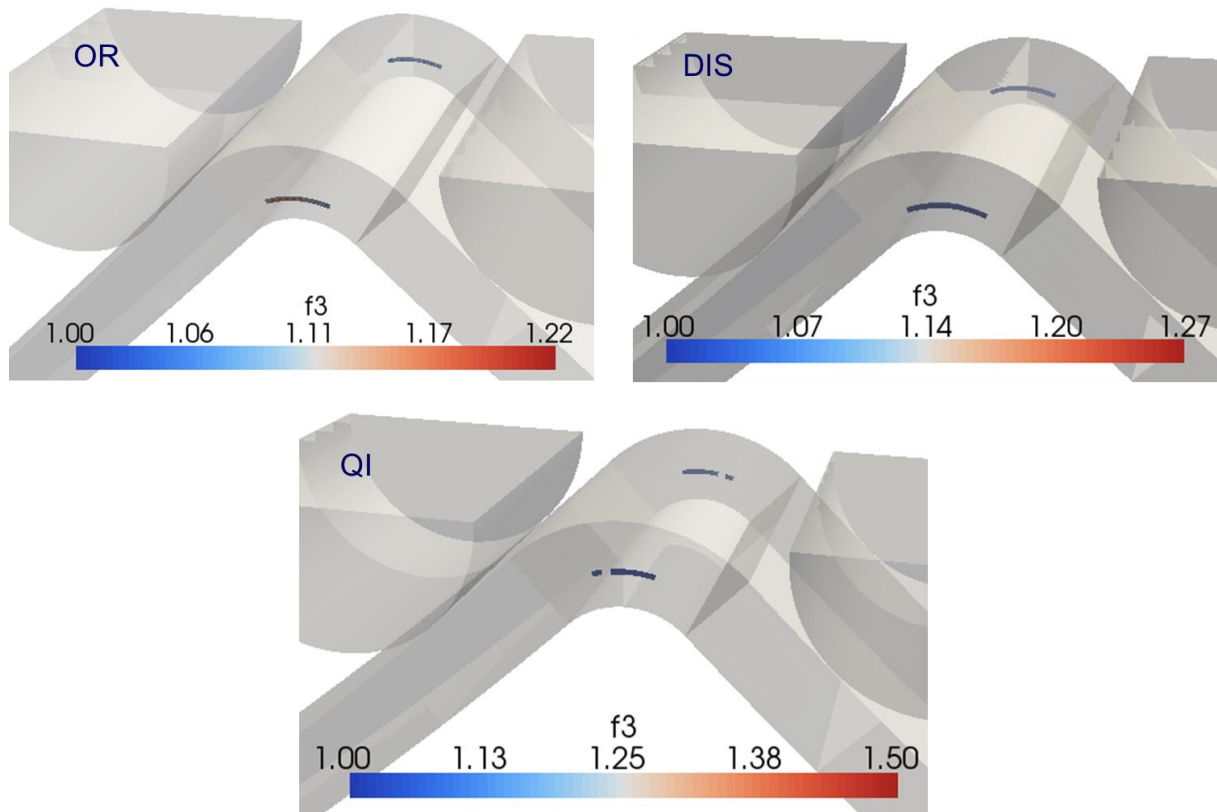
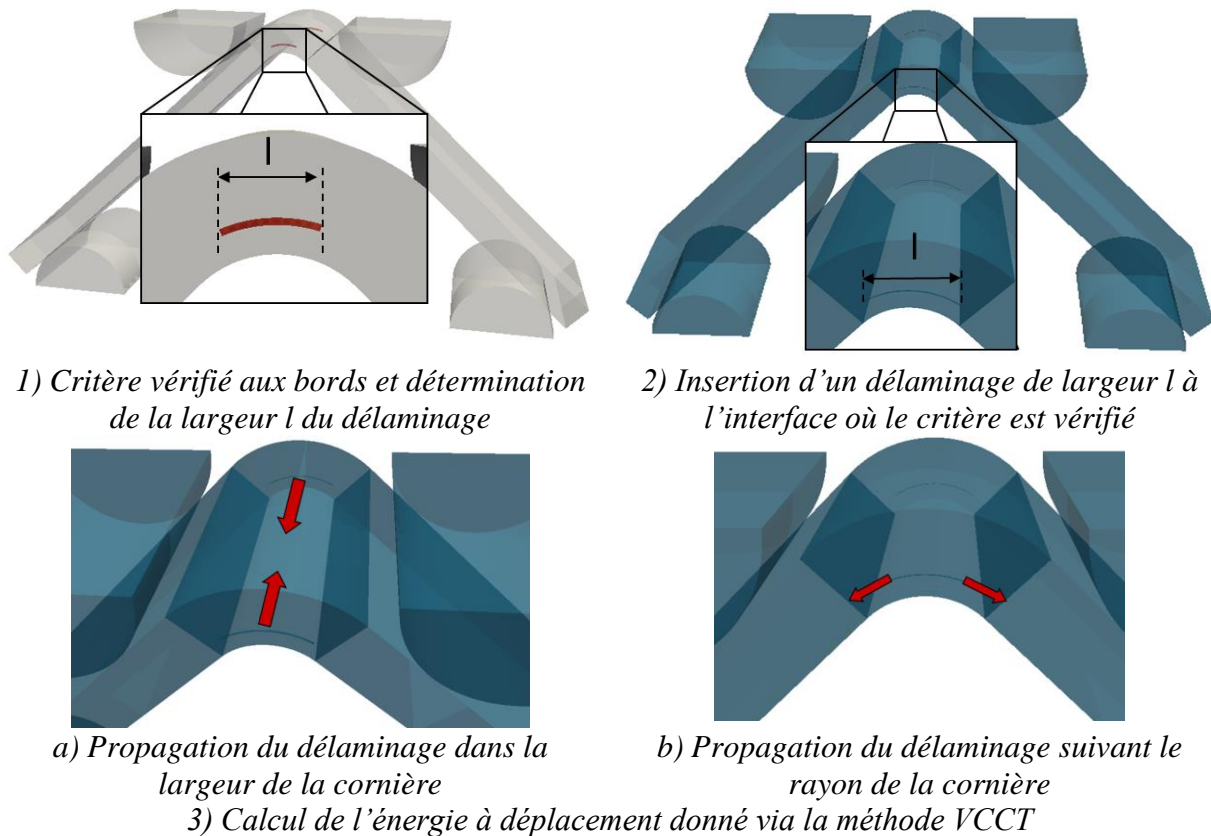


Figure IV-28: Critère vérifié aux bords de la cornière pour différents emplacements pour un déplacement inférieur au déplacement à rupture

Ceci ne signifie pas que la cornière est rompue lorsque le critère de rupture est vérifié. En effet, nous avons démontré que le délaminage pouvait être amorcé aux bords de la cornière. Pour qu'il y ait rupture de l'éprouvette, c'est-à-dire une chute de la force appliquée, il faut que ce délaminage engendrait au bord se propage et que la structure ne puisse plus reporter la charge. Il convient donc à présent de vérifier si le délaminage amorcé aux bords peut se propager dans la cornière avant que le critère de rupture ne soit atteint dans la partie centrale de l'éprouvette.

La démarche que nous avons adoptée (Figure IV-29) pour déterminer si les effets de bords ont une influence sur la détermination de la résistance de traction hors-plan est la suivante :

- Nous avons déterminé l'interface où le critère est vérifié pour la première fois et défini la largeur de délaminage  $l$  (pour un délaminage supposé symétrique) qu'il faudra introduire à l'étape suivante.
- Nous avons inséré un délaminage symétrique de largeur  $l$  à l'interface où le critère est vérifié pour deux niveaux de déplacements : (i) D1 déplacement où le critère de rupture est vérifié pour la première fois et (ii) D2 pour le déplacement à rupture expérimental.
- Ensuite, nous avons fait propager ce délaminage uniquement soit (a) dans la largeur de la cornière soit (b) suivant le rayon de la cornière en déterminant le taux de restitution d'énergie  $G$  à l'aide de la méthode VCCT (présenté dans le paragraphe IV.6.2) pour les différentes longueurs de délaminage possibles. La longueur maximale de propagation du délaminage (avant qu'il ne devienne instable) (a) dans la largeur est supposée égale à la longueur du gradient de contrainte suivant l'axe  $y$  et (b) dans la largeur est supposée au rayon.



*Figure IV-29: Démarche adoptée pour estimer la propagation des délaminages amorcés aux bords des cornières d'empilements multicouches.*

La Figure IV-30 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur de délaminage pour une propagation dans la largeur de la cornière pour l'empilement OR pour les deux niveaux de déplacements mentionnés précédemment (première rupture de plis en mode hors-plan et à rupture finale). Nous constatons que quelque soit le niveau de déplacement,  $G$  augmente avec la longueur de délaminage, ce qui correspond à une propagation instable du délaminage. La mixité de mode est composée à 95% de mode I. Nous considérerons donc que le taux de critique  $G_c$  pour faire propager le délaminage est égal à  $G_{IC} = 350 \text{ J/m}^2$ .

Les taux de restitution d'énergie  $G$  pour les différentes longueurs de délaminage (étant au maximum de  $55 \text{ J/m}^2$ ) sont très inférieurs aux taux de restitution critique  $G_c$  qui est de  $350 \text{ J/m}^2$ . Cela signifie que le délaminage n'a pas suffisamment d'énergie pour se propager vers le centre de la cornière. Les mêmes constatations ont également été faites pour les deux autres empilements QI et DIS.

Cette conclusion est très importante et montre que bien que le délaminage puisse s'amorcer aux bords (sur une largeur très faible inférieure à  $30 \mu\text{m}$ ), il ne peut se propager vers le centre de l'éprouvette avant que le critère de rupture ne soit atteint dans la partie centrale de la cornière.



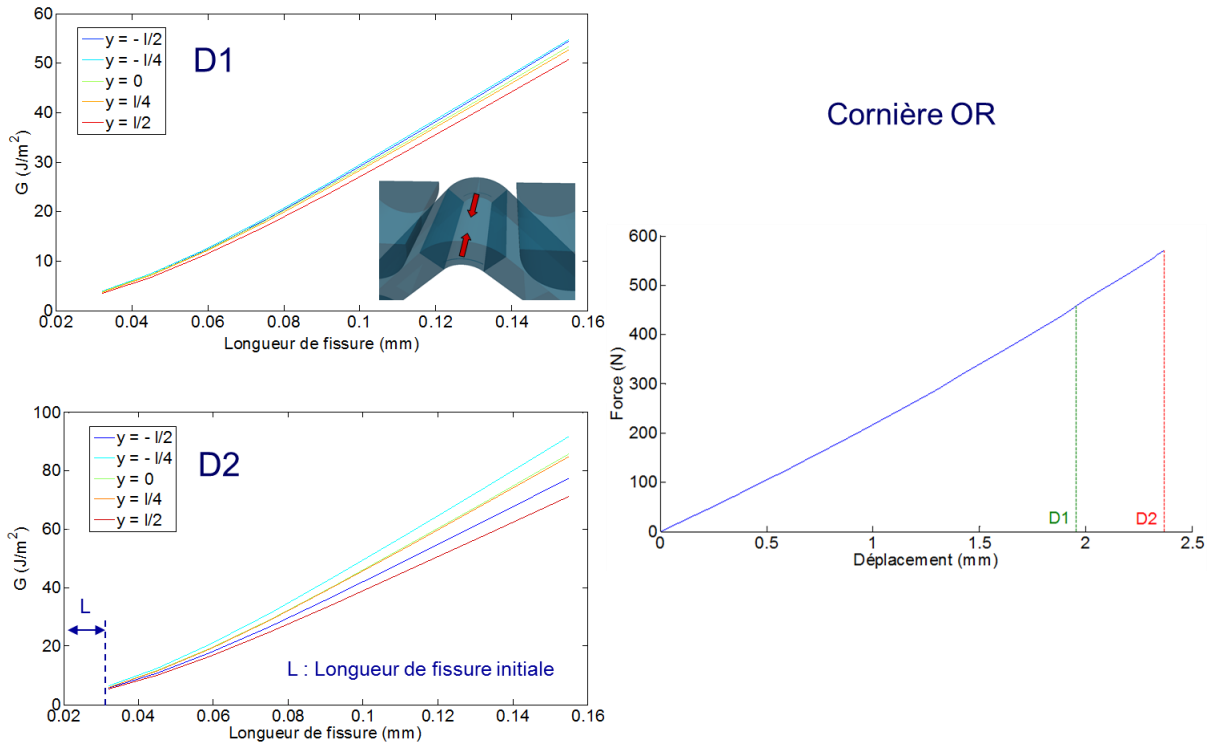


Figure IV-30: Evolution du taux de restitution  $G$  en fonction de la longueur de délaminage pour l'empilement OR pour une propagation dans la largeur de la cornière.

La Figure IV-31 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur du délaminage dans le plan médian ( $y=0$ ) de la cornière pour l'empilement OR pour une propagation du délaminage dans le rayon uniquement pour le déplacement à première rupture de plis en mode hors-plan. A nouveau, le délaminage se propage essentiellement en mode I. Les taux de restitution d'énergie  $G$  pour les différentes longueurs de délaminage (étant au maximum de  $3.5 \text{ J/m}^2$ ) sont très inférieures aux taux de restitution critique  $G_c$ . Le délaminage ne pourra donc pas se propager suivant le rayon de la cornière.

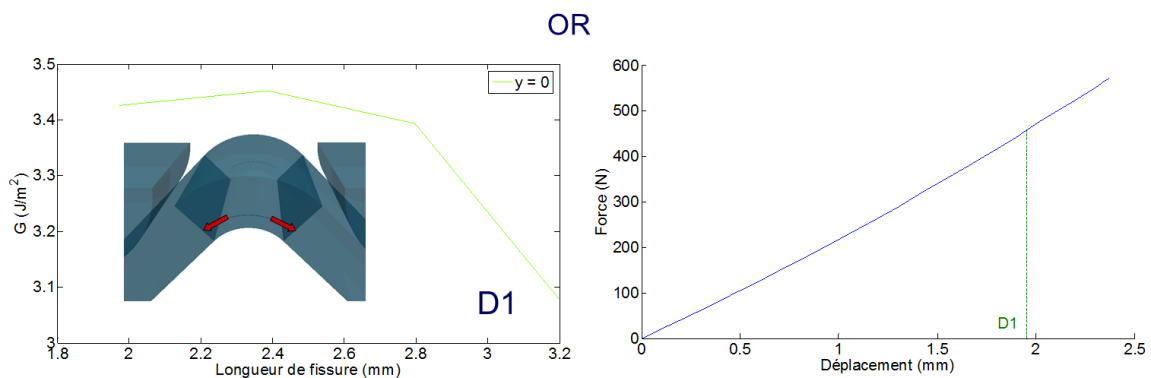


Figure IV-31: Evolution du taux de restitution  $G$  en fonction de la longueur de délaminage pour l'empilement OR pour une propagation dans le rayon de la cornière.

On notera également que les taux de restitution d'énergie sont plus faibles dans la direction du rayon que dans la largeur de l'éprouvette, ce qui signifie que si le délaminage amorcé aux

bords pouvait se propager, il aurait tendance à se propager d'abord dans la largeur de l'éprouvette puis dans le rayon.

Nous avons montré au travers cette étude que les effets de bords n'ont pas d'influence sur la détermination de la résistance de traction hors-plan et valide donc l'identification de cette résistance sur les quatre séquences d'empilements (peu délaminantes) de la campagne expérimentale. En effet pour les empilements OR, DIS et QI, le critère est vérifié aux bords avant la force à rupture et signifie que le délaminage s'amorce sur une très petite longueur (de l'ordre du  $\mu\text{m}$ ) mais qu'il n'y a pas suffisamment d'énergie pour faire propager le délaminage vers le centre de la cornière. Cette conclusion était attendue pour les empilements considérés car si les effets de bords avaient joué un rôle prépondérant sur la rupture, les résistances de traction hors-plan identifiées sur les cornières auraient différées pour les différents empilements (présentant différents effets de bords).

Néanmoins, il est possible que pour d'autres séquences d'empilement, les effets de bord aient une influence non négligeable sur l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  et cette étude doit être menée dans le cas d'empilements ne respectant pas les recommandations de drapage en vigueur dans l'aéronautique.

#### **IV.7 INFLUENCE DU PROCÉDÉ DE FABRICATION SUR LA DÉTERMINATION DE LA RÉSISTANCE DE TRACTION HORS-PLAN.**

Rappelons que deux lots de matière ont été utilisés (Lot-STAF et lot-STRENGTH). Certaines configurations d'essais ont été prévues afin d'effectuer un croisement entre les deux lots afin d'étudier l'influence du procédé de fabrication sur les propriétés hors-plan.

La résistance de traction hors-plan déterminée dans le cadre de ce travail à partir d'essais de flexion quatre points sur cornières stratifiées sur le lot-STAF avec quatre empilements différents (unidirectionnel, orienté, quasi-isotrope et désorienté) est égale à  $Z_t = 46\text{MPa}$  (moyenne sur 24 essais).

Avec le lot-STRENGTH, l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  a été réalisée à partir des résultats d'essais sur flexion quatre points sur empilements UD et désorientés (25/25/50 et 12.5/75/12.5) [Laurin 11c]. La résistance de traction hors-plan (moyenne sur 6 éprouvettes) a été identifiée à  $Z_t = 51\text{MPa}$ .

Le Tableau IV-5 présente la résistance de traction hors-plan identifiée pour les éprouvettes issues des deux lots. On notera un écart systématique de quasiment 10% entre les résistances identifiées à partir des éprouvettes du lot-STAF et celles du lot-STRENGTH. Une des différences majeures entre les éprouvettes des deux lots a été une pré-compaction du drapage tous les 2 plis dans le cas du lot-STRENGTH au lieu du pré-compaction tous les 4 plis à 6 plis dans le cas du lot-STAF. On constate donc une très forte influence du procédé de fabrication sur les propriétés hors-plan et en particulier de la fréquence de pré-compaction lors de l'étape de drapage. Les cornières utilisées pour les essais de validation lors du chapitre VI sont issues du lot-STRENGTH. Nous retiendrons donc dans la suite la résistance de traction hors-plan identifiée à partir d'essais de flexion quatre points sur cornières stratifiées issues du lot-STRENGTH, soit  $Z_t = 51\text{MPa}$ .

	Résistance de traction hors-plan $Z_t$
Lot-STAF	46 MPa
Lot-STRENGTH	51 MPa
Écart	-10%

Tableau IV-5 : Influence du procédé de fabrication sur les résistances moyennes de traction hors-plan identifiées à partir de résultats d'essais de flexion quatre points sur cornières stratifiées.

#### IV.8 CONCLUSIONS.

Dans le chapitre II, nous avons montré, que parmi la liste non exhaustive des essais permettant de caractériser la résistance de traction hors-plan, aucun essai ne se distinguait clairement par rapport aux autres et notamment au regard de l'essai de flexion quatre points sur cornière actuellement utilisé au sein de l'industrie aéronautique. Plutôt que de proposer un nouvel essai, il nous est apparu plus intéressant d'enrichir la procédure expérimentale et d'étudier les méthodes d'analyses existantes de ce type d'essais et de définir les avantages et les limitations de ce type d'essais.

Nous nous donc sommes intéressés dans ce chapitre à l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  à l'aide de l'essai de flexion quatre points sur cornière. Pour cela une campagne d'essais expérimentale a été réalisée à l'Onera pour bien appréhender les mécanismes de ruine mis en jeu. Différentes séquences d'empilements peu délaminantes (UD, OR, QI et DIS) représentatives des problématiques industrielles ont été considérées et pour chaque empilement des cornières présentant trois épaisseurs différentes (16, 32 et 48 plis) ont été testées. Les essais ont été multi-instrumentés afin de s'assurer qu'aucun endommagement dans le plan (fissuration transverse) n'intervenait avant la rupture de l'éprouvette par délaminage (ce qui aurait notablement complexifié l'analyse). Les faciès de rupture ont été étudiés afin de déterminer la localisation des délaminages pour les différentes configurations testées. La corrélation d'images a permis également de déterminer les interfaces les plus chargées et de s'assurer que le délaminage intervenait dans ces interfaces.

Une fois ces essais réalisés, il est nécessaire d'utiliser une méthode d'analyse particulière pour déterminer la contrainte à rupture de traction hors-plan dans le rayon pour la charge à rupture expérimentale qui sera assimilée par la suite à la résistance de traction hors-plan  $Z_t$ . L'analyse des essais a été effectuée avec différentes méthodes, à savoir : (i) des méthodes analytiques qui, dans un premier temps, déterminent le moment à rupture appliqué au rayon (CBS) en fonction de la force à rupture et de la géométrie de l'éprouvette, puis dans un deuxième temps permettent de déterminer les contraintes normales hors-plan dans le rayon soit à l'échelle macroscopique, soit à l'échelle mésoscopique. (ii) Des simulations éléments finis tridimensionnelles, avec un élément par pli, et prenant en compte le contact entre les rouleaux et la cornière qui permettent de déterminer de manière précise les champs de contrainte dans le rayon. Les calculs effectués ont été validés au travers de comparaisons avec les résultats d'essais (forces/déplacement ou force/déformation) et sont considérés par la suite comme la méthode de référence. Il a été montré en analysant ces essais au moyen de calculs éléments finis que la résistance de traction hors-plan pour des épaisseurs de cornières modérées (entre



16 et 32 plis) était indépendante de la séquence d'empilement et de l'épaisseur considérée. Il a également été montré que l'utilisation des modèles analytiques pour l'analyse de cornières induisait une diminution de la résistance apparente de traction hors-plan dans les configurations où les déplacements à rupture étaient importants (car pour ces niveaux de déplacement, la déformation des bras de la cornière devenait non négligeable et engendrait une estimation erronée du CBS). Cette réduction de la résistance de traction hors-plan, déterminée avec les méthodes analytiques, en fonction de l'épaisseur des cornières (induisant une augmentation du déplacement à rupture) a déjà été constatée lors de précédentes campagnes expérimentales. Il a été démontré, dans le cadre de cette thèse, que cette réduction de la résistance en fonction de l'épaisseur est artificielle et disparaît en analysant les essais par simulations éléments finis. Ce résultat est très important car il montre la pertinence d'une approche définie à l'échelle mésoscopique (voir chapitre III) qui devrait donc être en mesure d'être prédictive pour différentes séquences d'empilements. Ceci permettra également de réduire le nombre d'essais d'identification sur cornières de manière notable en regard des protocoles d'identification actuellement utilisés au sein de l'industrie aéronautique tout en conservant le même niveau de confiance. On notera toutefois une légère diminution de cette résistance pour les cornières de fortes épaisseurs. Des investigations supplémentaires doivent être menées pour expliquer cette diminution qui peut être due à un problème de compaction des plis (en raison du nombre importants de plis) ou à un degré de polymérisation de la matrice inférieur aux autres épaisseurs testées.

De plus, nous avons montré que l'essai de flexion quatre points sur cornière est un essai pertinent pour la détermination de la résistance de traction hors-plan, car il présente un certain nombre d'avantages. Tout d'abord, il a été montré par une étude de sensibilité des propriétés élastiques du matériau (Modules de Young et coefficients de Poisson) qu'il n'était pas nécessaire d'avoir une connaissance précise du comportement du matériau pour déterminer la résistance de traction hors-plan. Cet essai est donc un essai isostatique au même titre que les essais de caractérisation dans le plan actuellement utilisés dans l'industrie aéronautique. Ensuite, il a été montré numériquement que bien que le délaminage puisse s'amorcer aux bords de l'éprouvette, ce dernier ne peut se propager au cœur de l'éprouvette avant que la contrainte à rupture de traction hors-plan ne soit atteinte dans la partie centrale du rayon. Ce constat était attendu pour les empilements considérés car si les effets de bords avaient joué un rôle prépondérant sur la rupture, les résistances de traction hors-plan identifiées sur les cornières auraient été différentes en fonction de l'empilement considéré. Cette conclusion n'est valable que pour les empilements étudiés dans le cadre de cette thèse qui respectaient les différentes recommandations de drapage en vigueur dans le domaine aéronautique. Enfin, nous avons démontré numériquement que la propagation du délaminage amorcé au cœur de l'éprouvette était instable, ce qui avait été également constaté expérimentalement. Le mode de propagation du délaminage est essentiellement du mode I. L'essai de flexion quatre points sur cornière nous permet donc d'identifier de manière robuste la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  mais ne permet pas une identification des ténacités du matériau. Enfin, il a également été montré expérimentalement une sensibilité importante de la résistance de traction hors-plan au procédé de fabrication. En effet, en changeant de sous-traitant pour la fabrication des cornières stratifiées, des variations notables (de l'ordre de 10%) de la résistance de traction hors-plan ont été mesurées. Il est donc essentiellement que le procédé de fabrication des cornières utilisées pour la caractérisation du matériau soit représentatif du procédé de fabrication de la pièce finale.

Au travers de l'analyse des essais par simulations éléments finis, la résistance de traction hors-plan pour le matériau T700GC/M21 a pu être déterminée à  $Z_t=46\text{MPa}$ . Il convient donc à présent d'identifier les résistances de cisaillement interlaminaires  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ , identification qui sera effectuée dans le chapitre suivant. Il convient toutefois de garder à l'esprit que la résistance de traction hors-plan a été déterminée sur des éprouvettes dont le procédé de fabrication était représentatif de celui des cornières composites qui nous intéresse dans ce travail. Il conviendra donc dans le chapitre suivant de mettre en place une procédure d'identification sur des éprouvettes ayant un procédé de fabrication conforme à celui des cornières composites stratifiées, ce qui n'était pas le cas pour les essais d'ILSS.



# CHAPITRE V :

## IDENTIFICATION DES RESISTANCES DE CISAILLEMENT HORS-PLAN

---

<b>V.1 INTRODUCTION.</b>	<b>113</b>
<b>V.2 IDENTIFICATION DES RESISTANCES DES CISAILLEMENT HORS-PLAN <math>S_{13}^R</math> ET <math>S_{23}^R</math> SUR CORNIERE.</b>	<b>113</b>
V.2.1 Détermination de la configuration de l'essai alternatif.	113
V.2.2 Présentation de la campagne expérimentale.	116
V.2.3 Méthode d'analyse de l'essai.	117
V.2.4 Exploitation des données expérimentales.	119
V.2.5 Intérêts de l'essai de pliage sur cornières stratifiées.	125
<b>V.3 PRESENTATION DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT INTERLAMINAIRE (CIL).</b>	<b>132</b>
V.3.1 Principe de l'essai.	132
V.3.2 Présentation de la campagne expérimentale.	132
V.3.3 Présentation des méthodes d'analyses.	133
V.3.4 Exploitation des données expérimentales.	136
V.3.5 Intérêts et limitations de l'essai de cisaillement interlaminaire CIL.	139
V.3.6 Influence du procédé de fabrication sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan.	144
<b>V.4 COMPARAISON DES RÉSULTATS D'ESSAIS DE CISAILLEMENT INTERLAMINAIRE SUR PLAQUES ET DE PLIAGE SUR CORNIÈRES.</b>	<b>145</b>
<b>V.5 CONCLUSIONS.</b>	<b>146</b>

---



## V.1 INTRODUCTION.

Nous avons présenté dans le chapitre précédent, l'essai de flexion quatre points sur cornière à partir duquel nous avons pu identifier la résistance de traction hors-plan du matériau  $Z_t$ . Ce chapitre, dans la continuité du précédent, présente la procédure d'identification des résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ . Nous avons vu dans le chapitre II que de nombreux essais permettent de déterminer les résistances de cisaillement hors-plan. On notera que l'essai de flexion trois points rapprochés sur plaque est normalisé [DIN 97] et est couramment utilisé dans l'industrie aéronautique. Toutefois, comme nous l'avons montré dans le chapitre précédent, il est très important que l'échantillon testé soit représentatif de la pièce finale, dans le cas présent des cornières composites stratifiées, et notamment de leurs conditions d'élaboration. C'est pour cette raison que nous avons proposé un essai alternatif pour la détermination des résistances de cisaillement hors-plan sur cornières composites stratifiées : l'essai de pliage sur cornières.

Nous présenterons dans une première partie (section V.2), les raisons qui nous ont conduit à proposer un essai de pliage sur cornières et détaillerons le principe de ce type d'essai et présenterons le montage associé (section V.2.1). De manière similaire au chapitre IV, nous présenterons la campagne expérimentale (section V.2.2) qui a été réalisée à l'Onera, la méthode d'analyse de cet essai particulier (section V.2.3), ainsi que les résistances de cisaillement hors-plan obtenues (section V.2.4). Enfin, nous discuterons de l'intérêt des avantages de ce type d'essai ainsi que de ces limitations (section V.2.5).

Afin de montrer l'intérêt de cet essai alternatif, la seconde partie de ce chapitre (section V.3) sera consacré à l'analyse de l'essai classique de cisaillement interlaminaire (ILSS pour "Inter-Laminar Shear Strength"), actuellement utilisé pour identifier la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$ . A nouveau, la campagne expérimentale d'essais ILSS réalisée à l'Onera sera présentée (section V.3.2), les différentes méthodes d'analyses (analytique et numérique) spécifiques à cet essai seront étudiées (section V.3.3), et les résultats obtenus en terme d'identification des résistances de cisaillement seront présentés (section V.3.4). Enfin, nous montrerons l'intérêt de l'essai alternatif de pliage sur cornières que nous proposons en comparaison de l'essai de flexion trois points rapprochés sur plaques actuellement utilisé dans l'industrie et les résistances obtenues seront comparées et commentées.

## V.2 IDENTIFICATION DES RESISTANCES DES CISAILLEMENT HORS-PLAN $S_{13}^R$ ET $S_{23}^R$ SUR CORNIERE.

### V.2.1 Détermination de la configuration de l'essai alternatif.

Pour déterminer la configuration permettant d'identifier les résistances de cisaillement hors-plan à partir d'essai sur cornière, nous avons pris comme base un essai existant (montage déjà disponible à l'Onera) qui est l'essai de dépliage sur cornière. Cet essai consiste à tirer sur l'extrémité d'un des deux bras ( $leg^2$ ) dans la direction  $z$  (les déplacements dans les autres directions ne sont pas autorisés) tandis que l'extrémité de l'autre bras est encastrée comme montré sur la Figure V-1. Les dimensions de l'éprouvette (Figure V-2) sont définies par la longueur du bras inférieur ( $L_{leg}^1$ ), du bras supérieur ( $L_{leg}^2$ ), la largeur ( $W$ ), l'angle entre les deux bras ( $\alpha$ ) et l'épaisseur totale de l'éprouvette ( $t$ ). La longueur des bras est souvent définie comme une fonction de l'épaisseur totale de l'éprouvette. La longueur de chaque bras pris dans les mors (supérieur et inférieur) est prise égale à 50mm, afin de garantir suffisamment de surface entre l'éprouvette et les mors pour éviter les glissements.

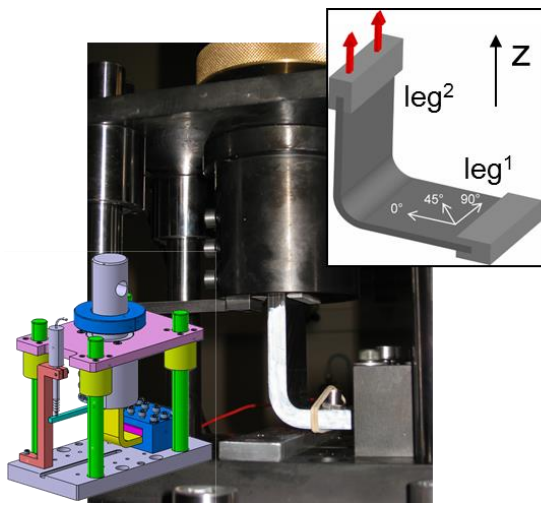


Figure V-1: Principe de l'essai de dépliage sur cornière.

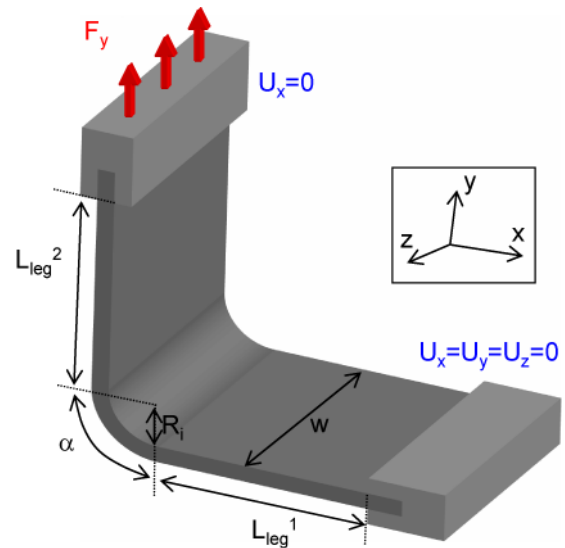


Figure V-2: Présentation de la configuration de l'essai dépliage UT2.

Nous nous sommes assuré par calculs et suite à l'analyse des champs de déformations mesurés par corrélation d'images que ce type d'essai induit dans le rayon des contraintes de traction hors-plan ainsi que des contraintes de cisaillement hors-plan et est donc utilisé usuellement comme essai de validation. Cet essai sera discuté plus en détails dans le cadre du chapitre VI sur la validation du modèle et de l'identification associée. On notera, toutefois, que l'état de contraintes hors-plan dans le rayon ou dans les bras de la cornière n'est pas uniaxiale et ne permet donc pas de mesurer les résistances de cisaillement sans une connaissance préalable de la résistance de traction hors-plan identifié dans le chapitre précédent.

Afin d'obtenir une rupture par cisaillement hors-plan quasi-pure dans le rayon ou les bras de la cornière, l'idée a consisté dans un premier temps à faire varier les différents paramètres géométriques de la cornière à savoir le rayon, la longueur des différents bras (n'étant pas nécessairement symétrique), l'angle de la cornière et a estimé par simulations éléments finis leur influence sur l'état de multiaxialité des contraintes dans les différentes parties de la cornière. Après analyse de l'ensemble des résultats de simulations, le paramètre géométrique prépondérant sur la multiaxialité des contraintes est la longueur du bras inférieur noté  $L_{leg^1}$ . La Figure V-3 présente l'évolution de l'état de multiaxialité des contraintes hors-plan ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{13}$ ) dans les différentes parties d'une cornière constituée de plis unidirectionnels en fonction de la longueur du bras inférieur pour différentes longueurs de bras supérieur variant entre 2 et 5 fois l'épaisseur (chaque point de couleur identique sur la Figure V-3 représente l'état de contrainte du point le plus chargé pour des longueurs de bras données). On constate que pour de grandes longueurs de bras inférieur, on tend vers un chargement dans le rayon de traction hors-plan quasi-pure (les bras pouvant se déformer notablement), équivalent finalement à l'essai de flexion quatre points sur cornières. Pour de faibles longueurs de bras inférieur (ce bras devant ainsi très raide), on tend à minimiser la traction hors-plan dans le rayon (due au dépliage de la cornière) mais surtout à augmenter le cisaillement hors-plan dans le bras inférieur. C'est la raison pour laquelle on observe un décalage du lieu d'amorçage du délaminage du rayon (pour les longueurs de bras importantes) vers le bras inférieur (pour les longueurs du bras inférieur faibles).

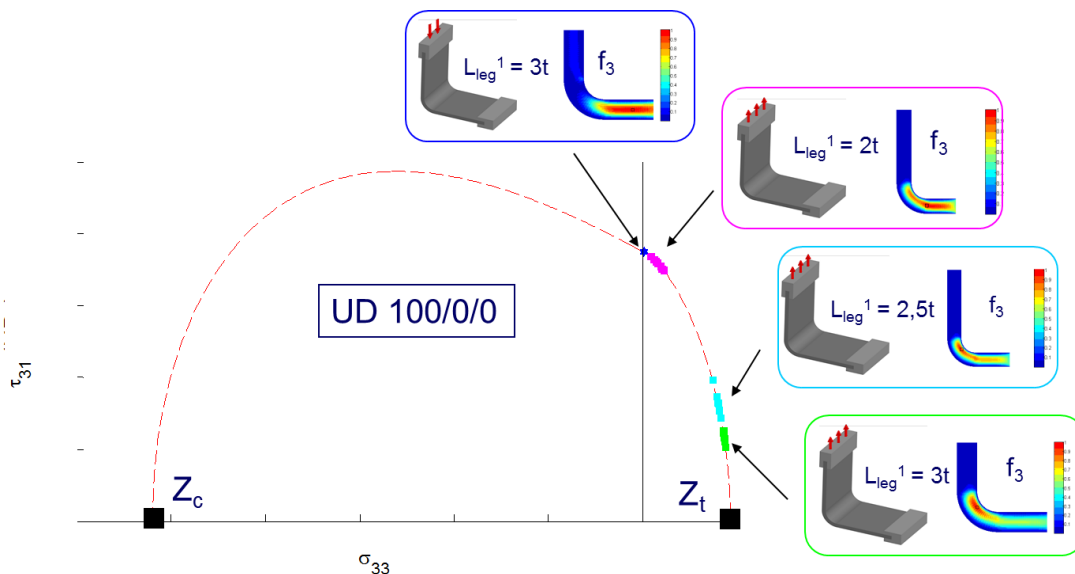


Figure V-3: Influence de la longueur du bras inférieur  $L_{leg}^1$  de la cornière sur l'état de multiaxialité des contraintes dans le rayon pour un essai de dépliage sur éprouvette UD.

Toutefois, on constate qu'on ne peut annuler les contraintes de traction hors-plan générées dans le rayon et donc obtenir un état de contrainte de cisaillement quasi-pure dans le bras inférieur. L'idée suivante a donc consisté à modifier le chargement appliqué à la cornière pour générer des contraintes de compression hors-plan dans le rayon et ainsi obtenir une rupture dans le bras inférieur par cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$ .

Par conséquent, au lieu de tirer sur le bras  $leg^2$  suivant la direction  $z$ , on applique un effort de compression, réalisant ainsi un essai de pliage de cornière. L'essai de pliage (Figure V-4) est ici utilisé pour déterminer la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  sur une cornière unidirectionnel et consiste donc à pousser sur le bras supérieur (noté  $leg^2$ ) dans la direction  $z$  (les déplacements dans les autres directions ne sont pas autorisés) tandis que l'autre bras (noté  $leg^1$ ) est encastré.

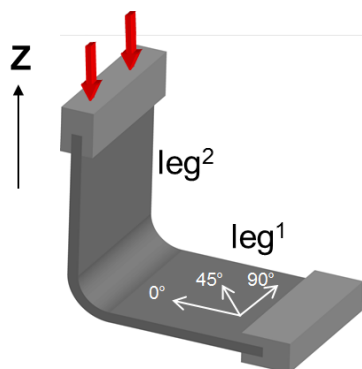


Figure V-4: Principe de l'essai de pliage sur cornière FT2.

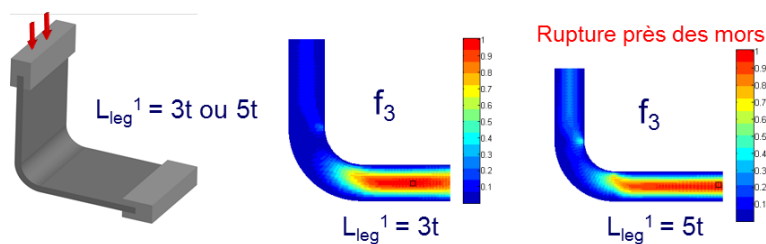


Figure V-5: Influence de la longueur du bras inférieur  $L_{leg}^1$  de la cornière sur la localisation du délaminage pour un essai de pliage sur éprouvette UD.

Il convient toutefois à nouveau d'étudier l'influence du bras inférieur, étant à nouveau le paramètre le plus influent, sur la localisation du lieu d'amorçage du délaminage dans la cornière comme montré sur la Figure V-5. Pour toutes les longueurs de bras, un chargement



de compression hors-plan est généré dans le rayon et un chargement de cisaillement est induit dans le bras inférieur. En revanche, la longueur du bras inférieur modifie la localisation de l'amorçage du délaminage et pour de fortes longueurs de bras, la cornière aura tendance à casser dans les mors due à un fort cisaillement interlaminaire. Aussi, nous retiendrons par la suite une longueur de bras inférieur égale à 3 fois l'épaisseur de l'éprouvette. La détermination de la configuration d'essai pour identifier la résistance de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  a été effectuée de manière tout à fait similaire mais en jouant également sur le choix des séquences d'empilements. Ce point sera abordé plus en détails dans la section V.2.4.2.

## **V.2.2 Présentation de la campagne expérimentale.**

Suite à la détermination des configurations de montage et des dimensions d'éprouvettes effectuées au travers de simulations éléments finis, des essais de pliage sur cornières stratifiées issues du lot-STRENGTH<sup>1</sup> ont été réalisés à l'ONERA.

Les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  ont été déterminées respectivement sur les empilements suivants:

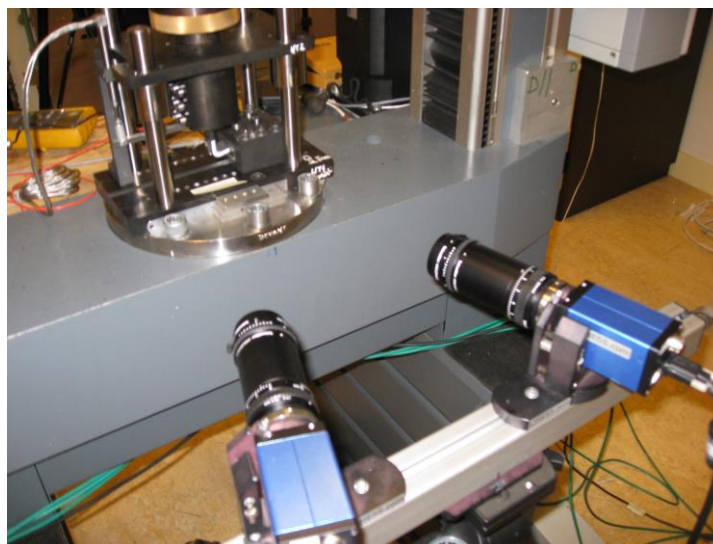
- Un stratifié unidirectionnel (100/0/0),  $[0_8]_s$  noté UD.
- Un stratifié orienté (50/25/25),  $[0_3/45/90_2/135/0]_s$  noté OR.

Une seule épaisseur a été considérée et est égale à 4.19mm (16 plis). Les dimensions théoriques des éprouvettes sont reportées dans le Tableau V-1.

$L_{leg}^1$ (mm)	$L_{leg}^2$ (mm)	Epaisseur (mm)	Epaisseur pli (mm)	Largeur W (mm)	Angle $\alpha$ (°)	$R_r$ (mm)
12.6	36	4.19	0.262	20	90	4

*Tableau V-1 : Dimensions théoriques des cornières stratifiées testées avec l'essai de pliage.*

Les essais sont réalisés sur une machine électromécanique à déplacement imposé (Figure V-6).



*Figure V-6: Dispositif expérimental de l'essai de pliage sur cornière de l'Onera.*

---

<sup>1</sup> Les essais de pliage et dépliage sur cornières ont été réalisés à l'Onera avec l'aide d'A. Mavel et de P. Nunez

---

Les essais sont pilotés en déplacement par le mors supérieur. La vitesse de déplacement imposée lors de l'essai est de 0.5 mm/min. Pour chacune des configurations, les essais sont répétés trois fois afin d'obtenir une estimation de la dispersion expérimentale. Pour chaque groupe de trois éprouvettes, plusieurs types d'instrumentations ont été utilisés pour avoir des informations globales et locales afin d'obtenir une meilleure compréhension des mécanismes de rupture.

Comme pour l'essai de flexion quatre points sur cornière, l'instrumentation utilisée (Figure V-7) lors de chaque essai est la suivante : (i) un capteur LVDT situé sous le mors supérieur pour mesurer le déplacement de la traverse, (ii) l'émission acoustique (pour s'assurer qu'aucun endommagement plan n'intervient avant la ruine finale des éprouvettes par délaminage), (iii) de plus, un bord de l'éprouvette est peint en blanc pour faciliter la détection du délaminage. De plus, sur une éprouvette par configuration, nous utilisons (iv) une mesure de champs de déplacements et de déformation à l'aide d'un système de stéréo corrélation d'images (Vic3D<sup>®</sup>) et (v) une jauge de déformation collée sur la face extérieure du rayon.

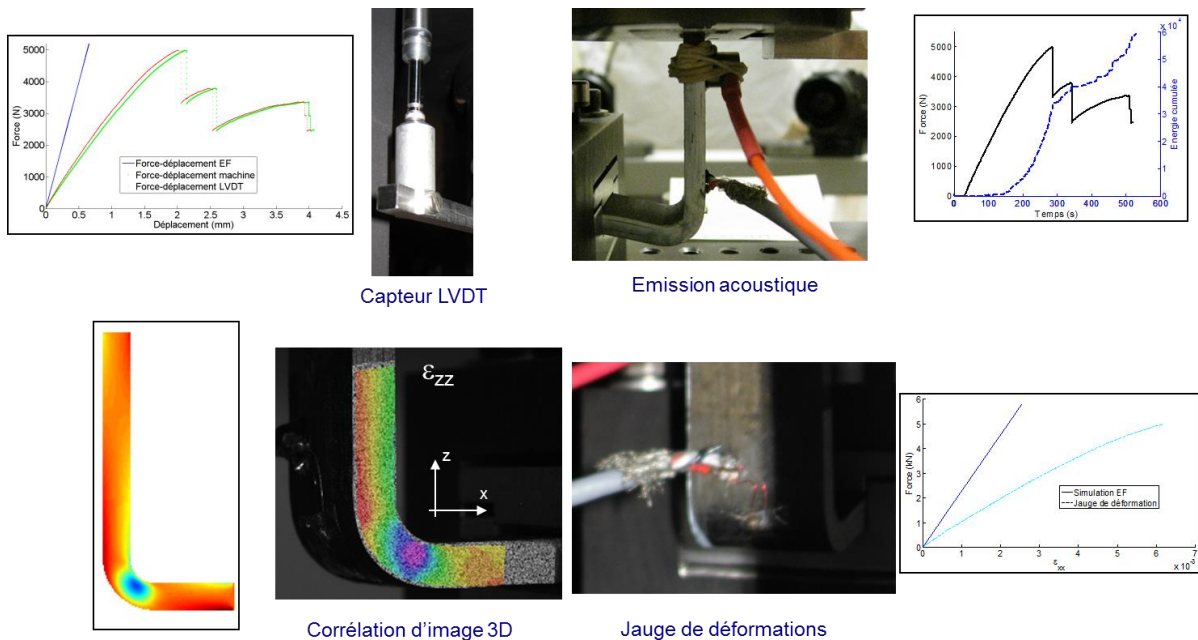


Figure V-7: Instrumentations associées à l'essai de pliage sur cornières composites.

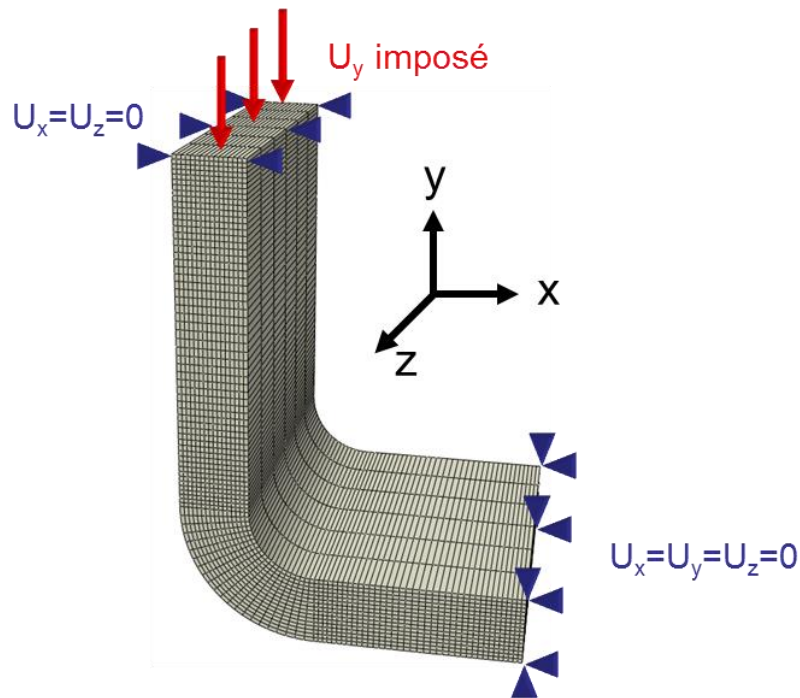
### V.2.3 Méthode d'analyse de l'essai.

Il n'existe pas, à notre connaissance, de méthode analytique simple et robuste pour déterminer les chargements en bords de rayon.

Par conséquent, la détermination des champs de contraintes et de déformations dans le rayon et les bras des cornières a été effectuée par simulations éléments finis. Ces simulations ont été réalisées avec le code Abaqus<sup>®</sup> pour prévoir le comportement global (courbe force/déplacement), local (courbe contrainte/déformation) et la rupture finale de l'éprouvette par délaminage due aux cisaillements hors-plan.

Des éléments volumiques linéaires (c3d8) sont utilisés à raison d'un élément par pli dans l'épaisseur. Les déplacements à rupture étant faibles, les calculs éléments finis ont été effectués sous les hypothèses de petites perturbations. Le maillage est raffiné dans les zones d'intérêt (c'est-à-dire dans le rayon et proche des mors), afin de décrire de façon correcte les

gradients de contraintes dans la structure. Comme pour la simulation de l'essai de flexion quatre points, le pli UD est supposé isotrope transverse avec un comportement linéaire élastique. Les non linéarités matériaux ne sont pas prises en compte car leurs influences sur le comportement global et la rupture finale sont négligeables. Les propriétés élastiques d'un pli UD de T700GC/M21 sont les mêmes que celles utilisées dans le chapitre IV. Les conditions aux limites sont présentées sur la Figure V-8 :



*Figure V-8: Conditions aux limites de l'essai de pliage sur cornière stratifié.*

Les deux bras de la cornière sont encastres et le déplacement est imposé suivant la direction  $y$  sur la face du bras supérieur. Le déplacement  $U_y$  est imposé progressivement sur la face supérieure du bras supérieur. Le champ de contrainte dans le plan médian de l'éprouvette loin des bords (pour s'affranchir des effets de bords de manière similaire au chapitre IV, voir paragraphe V.2.5.3) est extrait du calcul.

D'un point de vue pratique, une procédure de calcul complète (maillage paramétrique, lancement du calcul, et post-traitement des données) a été développée sur Abaqus<sup>®</sup> en utilisant un script python. Le principe consiste à appliquer un chargement correspondant au chargement à rupture et à extraire les contraintes maximales hors-plan dans le plan médian de l'éprouvette. La zone où le critère de rupture hors-plan ( $f_3$ ) est maximal correspond, dans le cas présent, à la zone où le chargement est un chargement hors-plan de cisaillement pur et correspond à la valeur maximale de la contrainte de cisaillement que peut supporter le matériau.

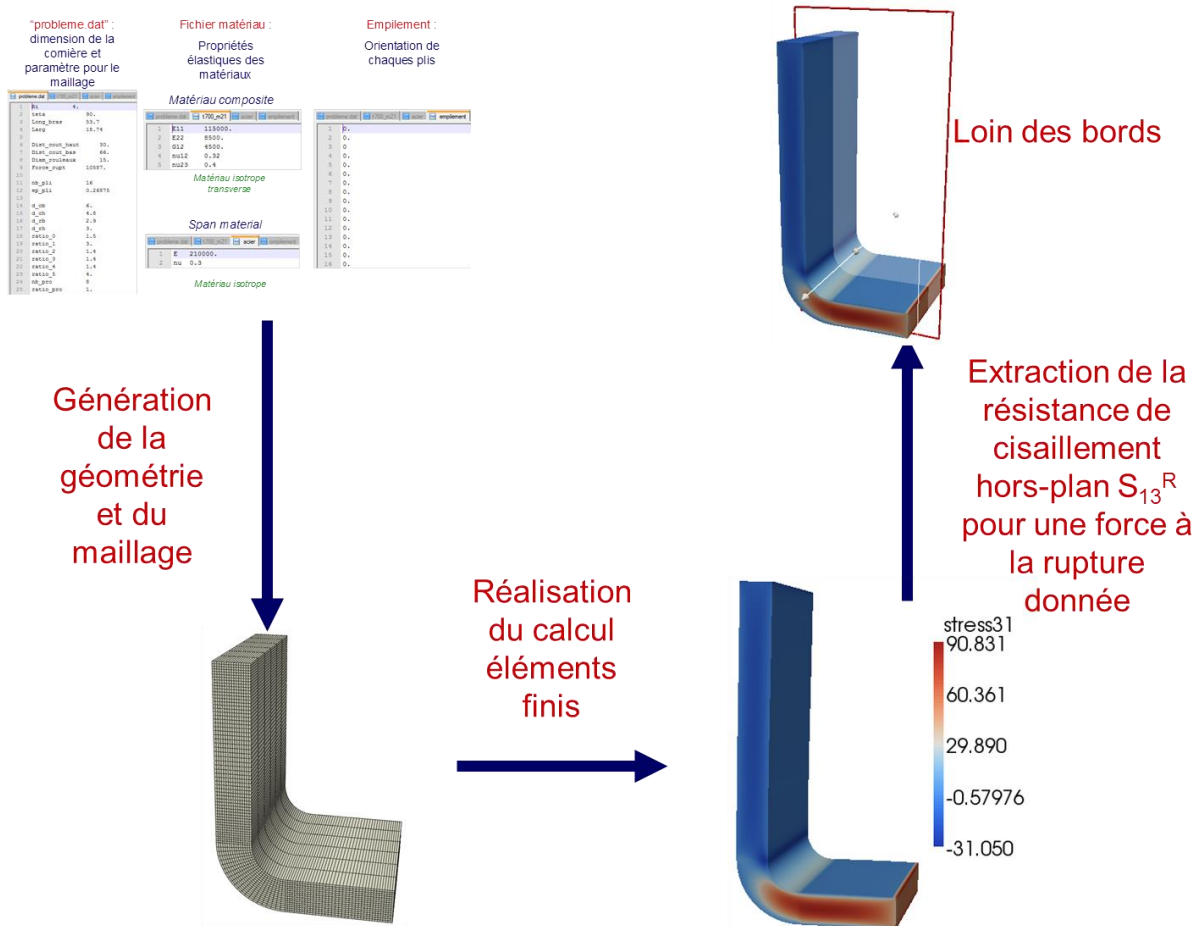


Figure V-9: Démarche pour la détermination de la résistance de traction hors-plan  $S_{13}^R$  sur éprouvette 100/0/0.

## V.2.4 Exploitation des données expérimentales.

### V.2.4.1 Détermination de la résistance de cisaillement hors-plan $S_{13}^R$ .

Cette section est dédiée à l'estimation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  à partir de l'essai de pliage sur cornière UD.

La rupture observée (Figure V-10) est due au délaminage (propagation instantanée) qui se produit dans le bras inférieur de la cornière. On observe également un faciès de rupture qui est multi-délaminé. Une forte variabilité sur la localisation des délaminages d'une éprouvette à l'autre est constatée, bien qu'une faible dispersion sur les forces à ruptures soit mesurée.

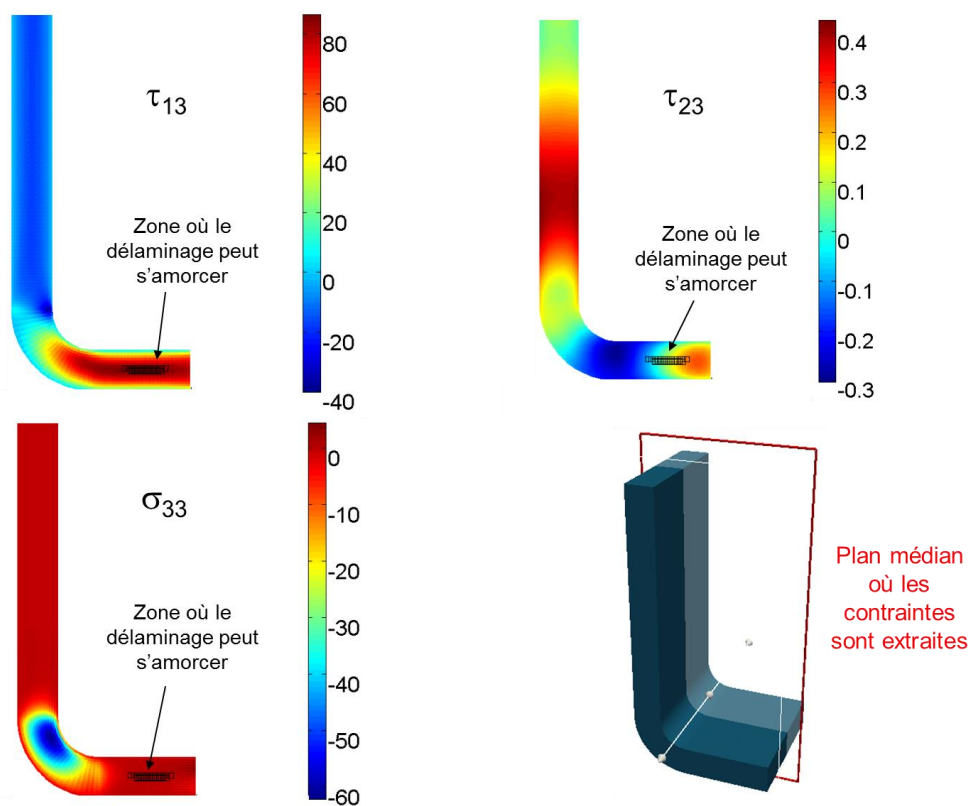
Cet essai a donc été analysé par éléments finis et uniquement les contraintes dans le plan médian (loin des bords) pour la charge à rupture sont considérées. Dans le bras inférieur de la cornière, nous avons constaté, comme attendu, que l'état de contrainte locale correspond à un chargement de cisaillement interlaminaire  $\tau_{13}$  quasi-pure, les autres composantes hors-plan ( $\sigma_{33}$  et  $\tau_{23}$ ) étant négligeables pour cet essai de pliage (Figure V-11).



*Figure V-10: Faciès de rupture pour un stratifié UD pour l'essai de pliage.*

Cette analyse par éléments finis permet de mieux comprendre les faciès de ruptures observées pour cette configuration d'essai pour des éprouvettes UD (Figure V-10).

Tout d'abord, on notera que la prévision de la zone de rupture est satisfaisante et est bien localisée dans le bras inférieur (carrés noirs sur la Figure V-11) due aux cisaillements hors-plan. De plus, le gradient de contrainte de cisaillement hors-plan dans le bras inférieur étant large, on observe un faciès de rupture multi-délaminé, les délaminages s'amorçant sur l'interface la plus faible ou sur un défaut. On notera enfin que le rayon de la cornière est soumis localement à une contrainte de compression hors-plan qui tend à fermer les délaminages amorcés dans le bras inférieur et les empêchent donc de se propager dans le bras supérieur.



*Figure V-11: Répartition des contraintes hors-plan dans la cornière pour la charge à rupture expérimentale.*



Pour conclure, cet essai de pliage sur cornière unidirectionnel permet donc de déterminer la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  car cette configuration permet de générer du cisaillement quasi-pur dans le bras inférieur. La localisation du délaminage est tout à fait satisfaisante. La multi-fragmentation du faciès de rupture est probablement due au fait que le gradient de contrainte de cisaillement dans le bras inférieur est large. Suite à l'analyse des essais de pliage sur cornières UD, la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  a été identifiée égale à 89 MPa avec un écart type de 3 MPa estimé à partir des résultats des 3 essais. On notera que l'écart type reste relativement faible pour cette configuration d'essai.

#### V.2.4.2 Détermination de la résistance de cisaillement hors-plan $S_{23}^R$ .

Comme nous l'avons constaté précédemment, une cornière UD soumise à un essai de pliage est peu soumise à du cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ . Il nous est donc impossible d'identifier la résistance de cisaillement  $S_{23}^R$  sur un empilement UD.

Contrairement à une cornière UD (soumises à des contraintes de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  dans les bras et de compression hors-plan  $\sigma_{33}$ ), les cornières stratifiées multi-couches constituées de plis à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$  (représentatives de celles utilisées dans l'aéronautique) sont soumises à des contraintes hors-plan multiaxiales. En effet, les simulations éléments finis de dépliage sur cornière stratifiée orientée 50/25/25 (l'empilement respectant les recommandations en vigueur, cette séquence d'empilement est considérée comme peu délaminante) montre que le bras inférieur est soumis à la fois à du cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et du cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  généré essentiellement aux interfaces entre les plis à  $45^\circ$  et  $90^\circ$  (Figure V-12). Les bandes de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$  sont clairement distinctes et lorsque le cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  est maximal, le cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  est minimal et réciproquement. La rupture par délaminage devrait avoir lieu dans les bandes de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  car la résistance  $S_{23}^R$  est usuellement inférieure à la résistance  $S_{13}^R$ , cette résistance étant essentiellement pilotée par les propriétés de la matrice. On remarque également que le rayon de la cornière étant soumis à un chargement de compression hors-plan important, la rupture devrait donc avoir lieu dans le bras inférieur comme montré sur la Figure V-12. Toutefois, pour des stratifiés multi-couches, nous n'avons pas pu déterminer de configuration pour laquelle la rupture était due uniquement à un chargement de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ . En effet, il y a toujours une composante (relativement faible) de compression hors-plan dans le bras inférieur.

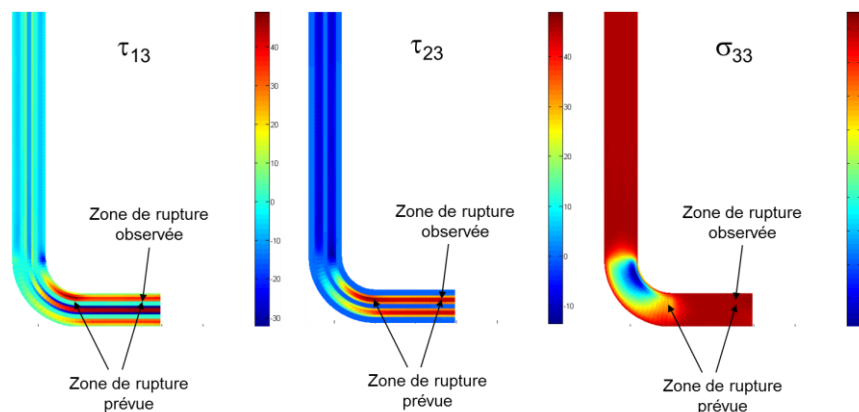
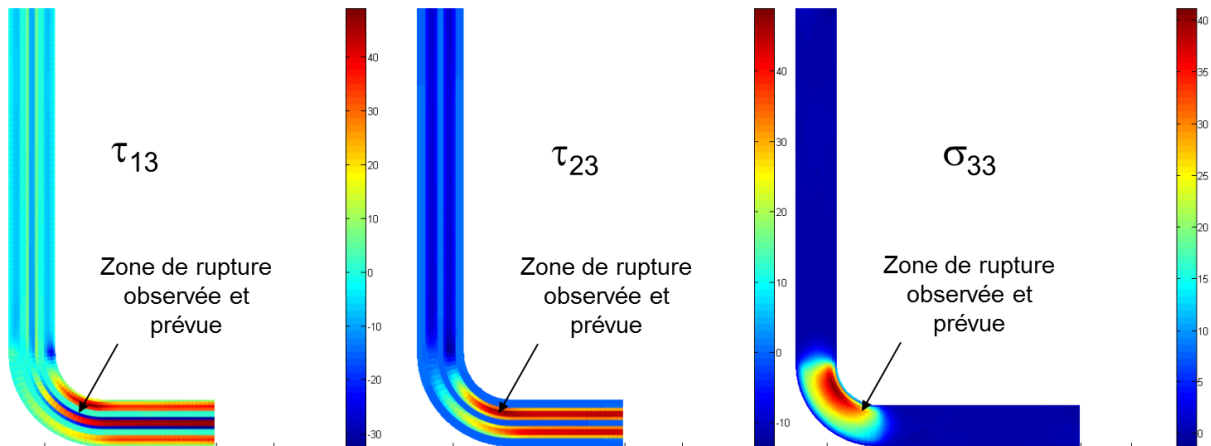


Figure V-12: Répartition des contraintes de cisaillement hors-plan pour la charge à rupture dans une cornière OR soumise à un essai de pliage.

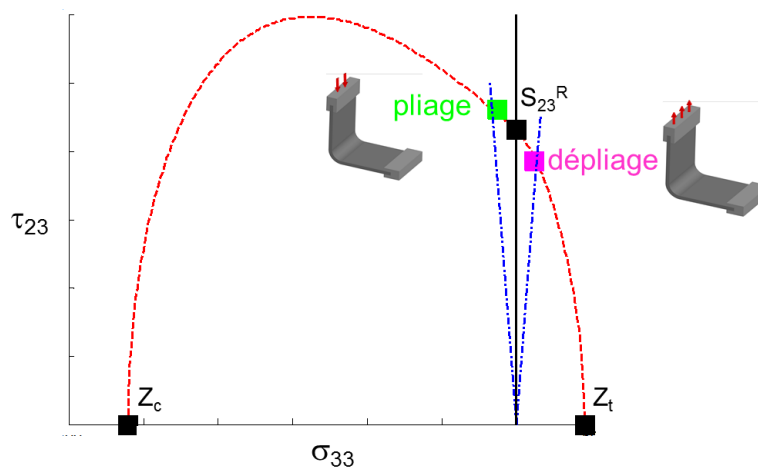
En parallèle, nous avons également étudié les états de contraintes multiaxiaux au sein de cornières stratifiées multi-couches sous sollicitation de dépliage.

La Figure V-13 présente les champs de contraintes hors-plan dans une cornière orientée 50/25/25. A nouveau, le bras inférieur est soumis à la fois à du cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et du cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ . Cependant, le rayon est cette fois soumis à de la traction hors-plan  $\sigma_{33}$ . Dans cette configuration, la rupture devrait avoir lieu dans une bande de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  en sortie de rayon. A nouveau, nous n'avons pas pu déterminer de configuration pour laquelle la rupture était due uniquement à un chargement de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ , une faible composante de traction hors-plan étant présente dans la zone de rupture.



*Figure V-13: Répartition des contraintes de cisaillement hors-plan lors de la rupture dans une cornière OR soumise à un essai de dépliage.*

Par conséquent, pour déterminer la résistance de cisaillement  $S_{23}^R$ , nous avons choisi d'utiliser l'essai de pliage sur un stratifié orienté, pour lequel la rupture est due à un chargement combiné de fort cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  et de faible compression hors-plan  $\sigma_{33}$ , et l'essai de dépliage, pour lequel la rupture est due à un chargement combiné de fort cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  et de faible compression hors-plan  $\sigma_{33}$ . L'analyse conjointe de ces deux essais permet de déterminer la résistance de cisaillement  $S_{23}^R$  comme illustré sur la Figure V-14.



*Figure V-14: Encadrement de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  par les essais de pliage et de dépliage sur cornière stratifiée orientée 50/25/25.*

Pour les deux configurations, la rupture, observée expérimentalement, est due au délaminage qui se produit dans les zones de rupture prévues.

En effet, pour l'essai de pliage sur cornière stratifiée orientée, la rupture est due au délaminage intervenant dans le bras inférieur (proche du mors) pour l'essai de pliage (Figure V-16). Le faciès de rupture ressemble à celui d'un essai de cisaillement interlaminaire, ce qui n'est pas surprenant car le chargement local appliqué au bras inférieur est très similaire à un essai CIL comme présenté dans la section V.3.1. La résistance de compression hors-plan  $Z_c$  est ici supposée égale à la résistance de compression transverse  $Y_c$ . Il est alors possible de déterminer la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  par simulations élément finis en analysant le champ de contraintes dans la cornière pour la charge à rupture expérimentale. Contrairement aux essais de pliage sur cornières UD, les gradients de contrainte étant localisés (essentiellement aux interfaces entre les plis à  $45^\circ$  et  $90^\circ$ ), la prévision de la localisation de la rupture (carrés noirs sur la Figure V-15) est en bon accord avec les observations expérimentales. On notera enfin que les contraintes de compression hors-plan dans la zone critique étant très faibles, l'influence de la valeur de  $Z_c$  sur la détermination de  $S_{23}^R$  est également très faible.

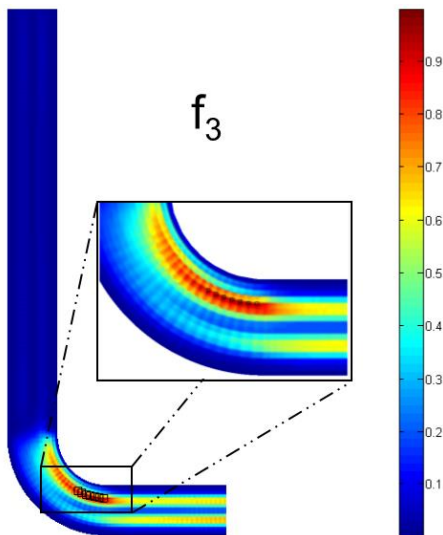


Figure V-15: Prévion de la rupture pour un stratifié OR pour l'essai de pliage.

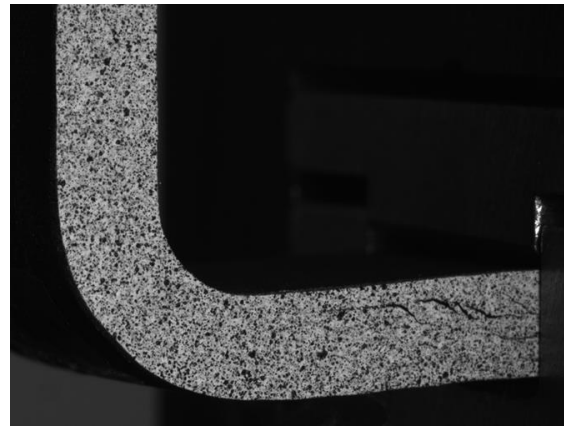


Figure V-16: Faciès de rupture pour un stratifié OR pour l'essai de pliage.

De plus, la détermination de la résistance de cisaillement hors-plan est également effectuée sur l'essai de dépliage sur cornière orientée. Pour cet essai, le délaminage se produit en début de rayon dans le bras inférieur comme montré sur la Figure V-18. La résistance de traction hors-plan  $Z_t$  est celle identifiée en fin de chapitre IV. Il est alors à nouveau possible de déterminer la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  par simulations élément finis en analysant le champ de contraintes dans la cornière pour la charge à rupture expérimentale. La prévision de la localisation de la rupture se produit dans le rayon (carrés noirs sur la Figure V-17) est en bon accord avec les observations expérimentales.

On notera enfin que les contraintes de traction hors-plan dans la zone critique étant très faibles, l'influence de la valeur de  $Z_t$  sur la détermination de  $S_{23}^R$  est également très faible



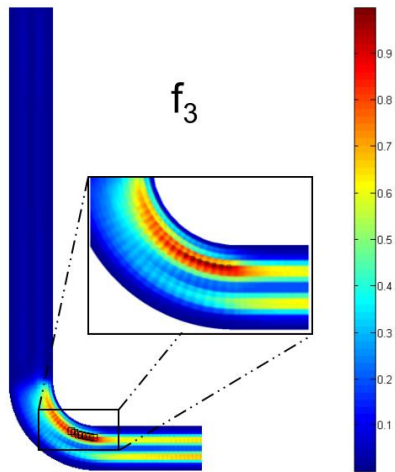


Figure V-17: Prédiction de la rupture pour un stratifié OR pour l'essai de dépliage.

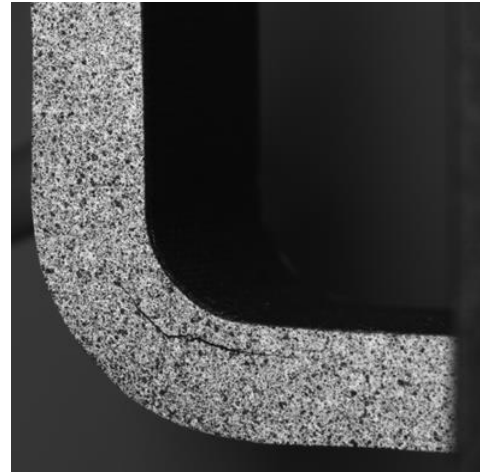


Figure V-18: Faciès de rupture pour un stratifié OR pour l'essai de dépliage.

Les états de contraintes ( $\sigma_{33}$  et  $\tau_{23}$ ) localisés aux zones rompues pour les deux configurations d'essais sur cornière orientée (pliage et dépliage) et l'enveloppe de rupture théorique dans le plan ( $\sigma_{33}$ - $\tau_{23}$ ) sont reportées sur la Figure V-19. Les résistances de cisaillement hors-plan estimées à partir des résultats de ces deux essais sont cohérentes, ce qui nous permet d'augmenter la confiance dans notre estimation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$ . Suite à l'analyse des essais sur cornières stratifiées orientées, la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  a été identifiée égale à 49 MPa avec un écart type de 2 MPa estimé à partir des résultats des 6 essais. On notera que l'écart type reste relativement faible pour ces configurations d'essais.

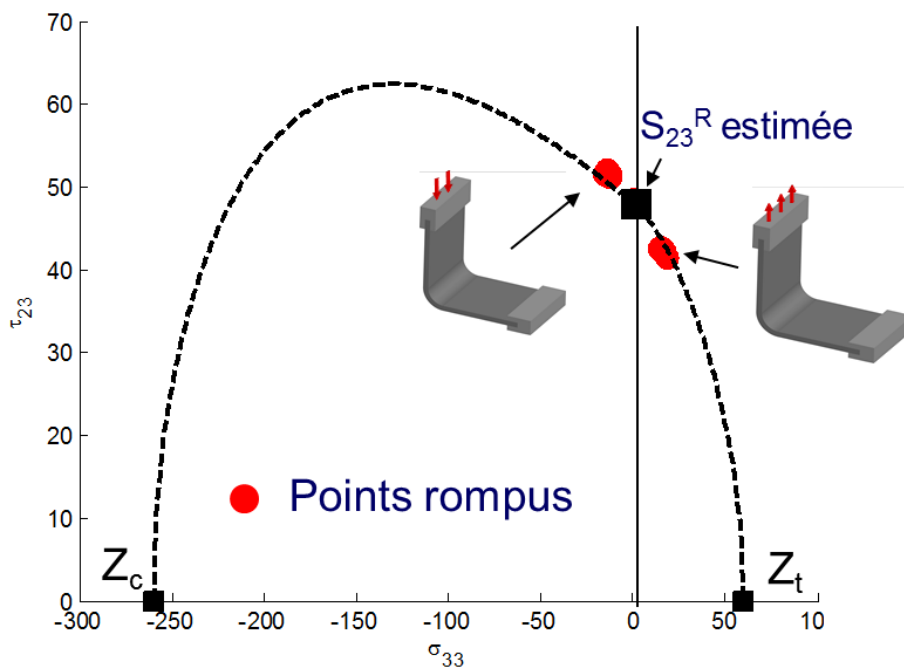


Figure V-19: Estimation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  grâce aux points rompus.

## V.2.5 Intérêts de l'essai de pliage sur cornières stratifiées.

### V.2.5.1 Influence des propriétés élastiques sur la détermination des résistances de cisaillements $S_{13}^R$ et $S_{23}^R$ .

De manière similaire à ce qui a été effectué pour l'essai de flexion quatre points sur cornière dans le chapitre IV, nous avons étudié la sensibilité des propriétés élastiques (à cause de la dispersion inhérentes aux matériaux composites ou à cause d'une méconnaissance des propriétés hors-plan) sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan.

Pour étudier cette influence, nous appliquerons une variabilité sur les données d'entrées (propriétés élastiques du pli unidirectionnel supposé isotrope transverse) afin de quantifier leur influence sur les contraintes à rupture hors-plan déterminées pour une force à rupture donnée. A nouveau, le problème à traiter est donc de dimension  $N = 5$  et nécessite la réalisation de  $2^N + 3*(N+1) = 50$  calculs éléments finis pour une configuration donnée. Deux cas sont considérés dans cette étude:

- un stratifié unidirectionnel (UD) 100/0/0 constitué de 16 plis pour étudier l'influence des propriétés élastiques sur la détermination de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$ .
- un stratifié unidirectionnel (OR) 50/25/25 constitué de 16 plis pour étudier l'influence des propriétés élastiques sur la détermination de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$ .

La détermination des résistances de cisaillement hors-plan est réalisée pour une force à la rupture donnée dans le plan médian (loin des bords, à mi-largeur  $w/2$ ) de la cornière.

On constate que la variation des paramètres d'entrée (propriétés élastiques) a une forte influence sur le comportement global de la structure. En effet, pour un stratifié unidirectionnel UD, nous observons pour une force donnée une variation maximale du déplacement du bras supérieur 28%. Toutefois, La Figure V-20 nous montre que la variation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  n'est que de  $\pm 1.75$  MPa soit  $\pm 1.9\%$  ce qui est compris dans la dispersion expérimentale. Les valeurs des autres composantes ( $\sigma_{33}$  et  $\tau_{23}$ ) sont négligeables devant la résistance identifiée.

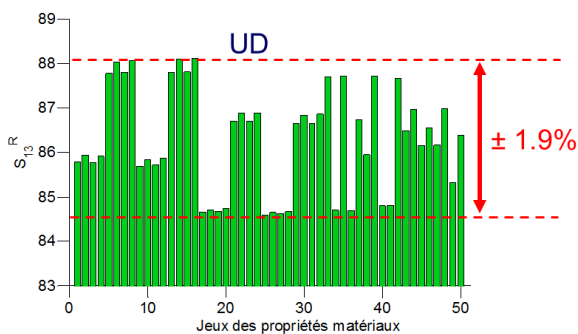


Figure V-20: Variation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  pour une force à rupture donnée et différentes propriétés matériaux.

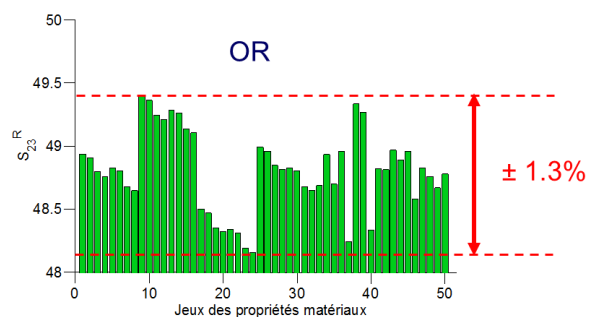


Figure V-21: Variation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  pour une force à rupture donnée et différentes propriétés matériaux.

La même tendance est observée pour la séquence d'empilement orientée (Figure V-21), à savoir une grande variation de la réponse globale (force/déplacement) et une faible variation sur la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  de  $\pm 0.75\text{MPa}$  soit 1.3 %. Les valeurs des autres composantes ( $\sigma_{33}$  et  $\tau_{13}$ ) restent négligeables devant la résistance identifiée.

En conclusion, il n'est pas nécessaire d'avoir une connaissance précise des propriétés matériaux pour déterminer les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ , ce qui constitue un avantage notable pour ce type d'essai.

#### **V.2.5.2 Étude sur la stabilité de la propagation du délaminage.**

Les résistances de cisaillement hors-plan sont identifiées en utilisant comme chargement la charge à rupture mesurée expérimentalement. Or, la rupture de l'éprouvette correspond à l'apparition d'un délaminage macroscopique observé sur la courbe macroscopique et sur la surface de l'éprouvette peinte. Nous faisons donc l'hypothèse que dès que la rupture s'amorce (contrainte locale égale à la résistance hors-plan) le délaminage se propage de façon instantanée. Ce paragraphe a pour but de vérifier cette hypothèse de propagation instable.

Nous utiliserons à nouveau la méthode « Virtual Crack Closure Technique (VCCT) » [Krueger 02] basé sur la mécanique élastique linéaire de la rupture. Cette méthode a déjà été expliqué dans le chapitre IV et le principe de l'étude que nous mènerons sera le même que celui que nous avons appliqué pour la résistance de traction hors-plan  $Z_t$ .

La propagation du délaminage est symétrique et démarre au centre du bras inférieur et le calcul de l'énergie en pointe de fissure se pour à un déplacement du bras supérieur donné.

Nous avons considéré dans cette étude une séquence d'empilement unidirectionnel 100/0/0 constituée de 16 plis ( $R_i = 4\text{ mm}$ ,  $t = 4.19\text{ mm}$ ) et une séquence d'empilement orienté 50/25/25 16 plis ( $R_i = 4\text{ mm}$ ,  $t = 4.19\text{ mm}$ ).

La Figure V-22 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur du délaminage dans le plan médian de la cornière. Nous pouvons constater que  $G$  augmente avec la longueur de délaminage pour un déplacement imposé, et est largement supérieur au taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ , ce qui signifie une propagation instable du délaminage. Ce premier résultat est également corroboré par les observations expérimentales où l'on constate une propagation instantanée du délaminage. Cet essai nous permet donc d'identifier l'amorçage du délaminage de façon précise, car dès que ce dernier est initié, sa propagation est instantanée et induit une chute de l'effort appliqué.

La Figure V-23 montre l'évolution de la mixité de mode  $G_{II}/G_T$  en fonction de la longueur du délaminage dans le plan médian (loin des bords) de la cornière. Quelque soit la longueur du délaminage, le rapport  $G_{II}/G_T$  est toujours très proche de 1, le mode II (cisaillement) est donc prépondérant. Ceci confirme que la résistance que nous identifions lors de l'amorçage du délaminage est bien une résistance de cisaillement hors-plan. Dans le cas d'un empilement UD, c'est la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  qui est identifiée.

Les conclusions pour l'empilement orienté sont identiques, à savoir propagation instantanée du délaminage et le mode de propagation est essentiellement du mode III (supposée égale au mode II dans les hypothèses de modélisation détaillées dans le chapitre précédent).

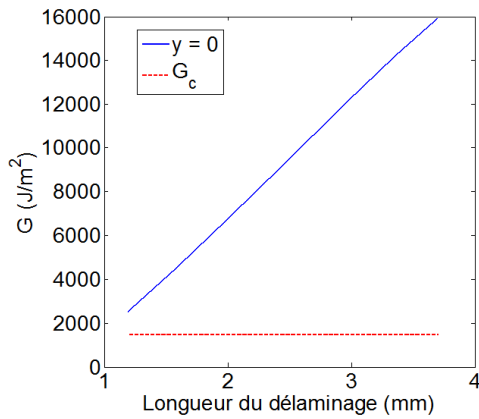


Figure V-22: Évolution de  $G$  en fonction de la longueur de délaminage pour une cornière UD sous chargement de pliage.

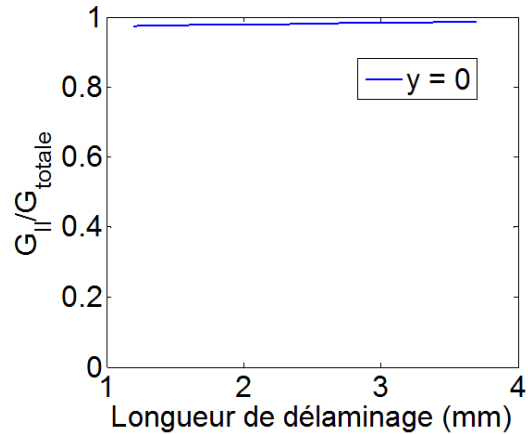


Figure V-23: Évolution de la mixité de mode  $G_{II}/G_{Totale}$  en fonction de la longueur de délaminage pour un empilement UD.

Cette étude a montré que la propagation du délaminage pour un essai de pliage sur cornières est instable, ce qui a été constaté lors de la réalisation des essais. De plus, le mode propagation prépondérant du délaminage est le mode II (mode de cisaillement). L'essai de pliage sur cornière nous permet donc d'identifier les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  mais ne permet pas une identification des ténacités en modes II et III du matériau.

### V.2.5.3 Etude de l'influence des effets de bords sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan.

Dans cette partie, nous allons essayer d'évaluer les champs de contraintes en bords sur une cornière soumis à un essai de pliage afin de répondre à la question suivante : est-ce que le délaminage s'amorce et se propage aux bords ? Pour démontrer ce point, il sera nécessaire (i) de modéliser finement les bords pour bien décrire les gradients de contraintes de bord, (ii) puis de vérifier si le critère de rupture hors-plan est satisfait aux bords avant la force à rupture (mesurée lors de l'essai) et (iii), dans le cas où un délaminage s'amorcerait des bords, enfin de mener une étude sur la propagation de ce délaminage à partir des bords grâce à la méthode VCCT présentée précédemment.

Dans un premier temps, une étude de convergence au maillage a été réalisée sur des cornières UD  $[0_8]_s$  d'une épaisseur de 16 plis et d'une largeur de 20 mm ( $R_i = 4$  mm,  $t = 4.19$  mm). Nous avons fait varier le nombre d'éléments dans la largeur de la cornière : de 16 à 128 éléments en raffinant sur les bords de la cornière, ce qui induit une variation de la taille de mailles en bord de  $8 \mu\text{m}$  à  $0.6$  mm. La Figure V-24 montre un exemple de maillage sur la demi-largeur de la cornière. Pour cette étude, nous avons utilisé des éléments volumiques linéaires (c3d8) à raison d'un élément par pli dans l'épaisseur.

L'objectif de cette étude de convergence réside dans le choix du nombre d'éléments dans la largeur qui présente le meilleur rapport qualité de la description du gradient de contrainte aux bords sur le coût de calculs associé. Pour une force donnée, nous avons tracé l'évolution des contraintes dans un pli au centre du bras inférieur de la cornière sur toute la largeur de la cornière (d'un bord à l'autre suivant l'axe  $y$ ). La Figure V-25 montre les gradients de contraintes hors-plan dans la largeur d'une cornière UD pour les différentes tailles de mailles.

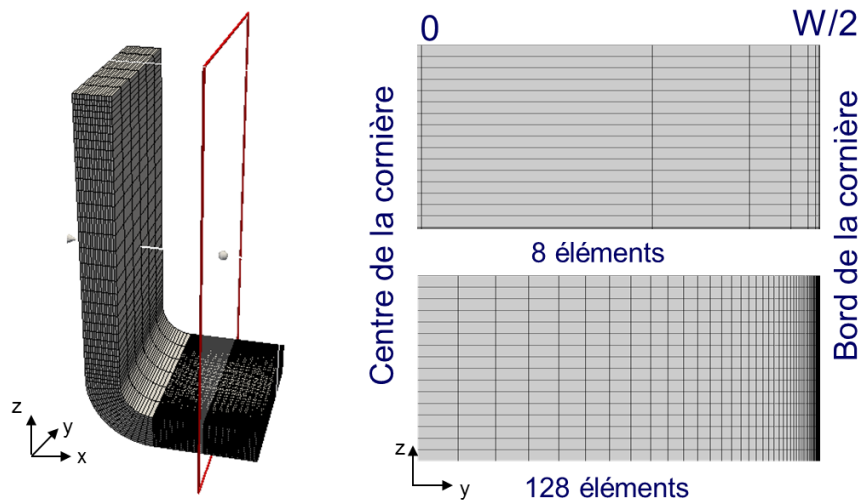
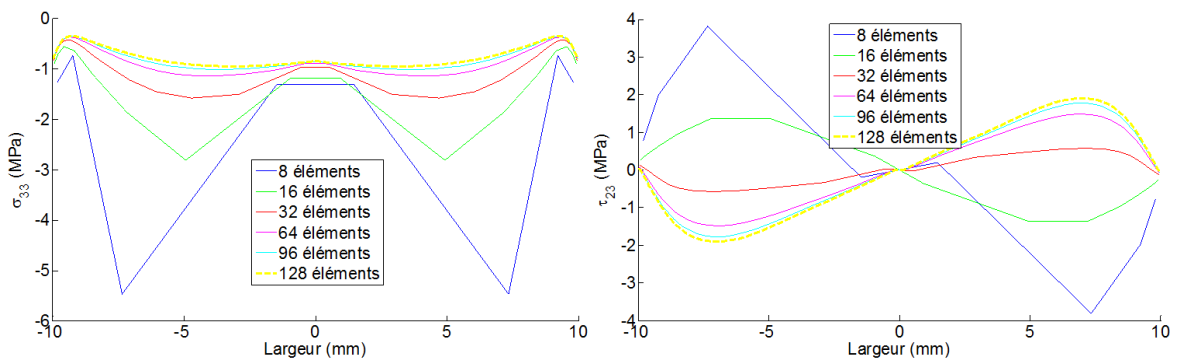


Figure V-24: Exemple de maillage considéré pour cette étude.

Nous pouvons constater qu'à partir de 96 éléments dans la largeur de la cornière, nous arrivons à bien décrire les contraintes sur les bords et que les courbes commencent à se superposer. Cette discrétisation spatiale dans la largeur a donc été retenue pour la suite de cette étude.



**Cornière UD**

**16 plis**

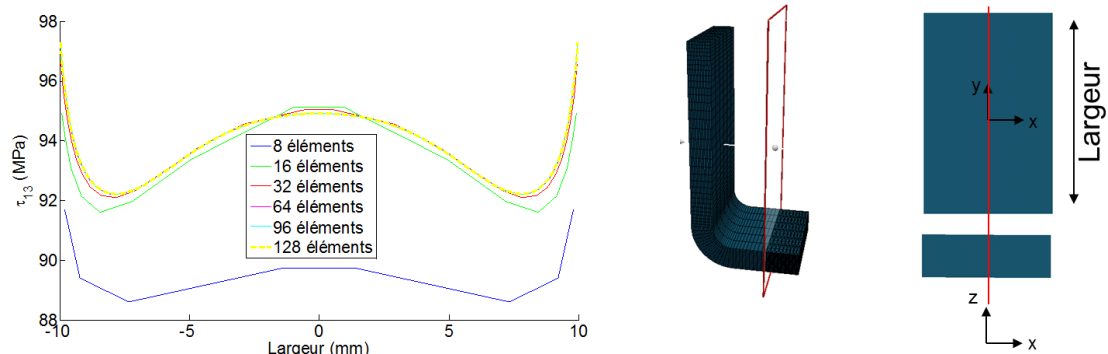


Figure V-25: Évolution des contraintes hors-plan dans la largeur d'une cornière UD sous sollicitation de pliage pour différentes tailles de mailles aux bords.

Les gradients de contraintes dues aux effets de bords ont été étudiés sur deux séquences d'empilements, constituées de 16 plis : un stratifié unidirectionnel (UD) 100/0/0, un stratifié orienté (OR) 50/25/25. Nous avons effectué des simulations éléments finis avec 96 éléments dans la largeur pour déterminer si les contraintes de cisaillement hors-plan, aux bords de l'éprouvette, pouvaient être supérieures aux résistances  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  identifiées précédemment. La Figure V-26 montre la répartition de la contrainte  $\tau_{13}$  (pour l'empilement UD) et  $\tau_{23}$  (pour l'empilement OR) dans l'épaisseur et la largeur du bras inférieur de la cornière dans le plan (YZ).

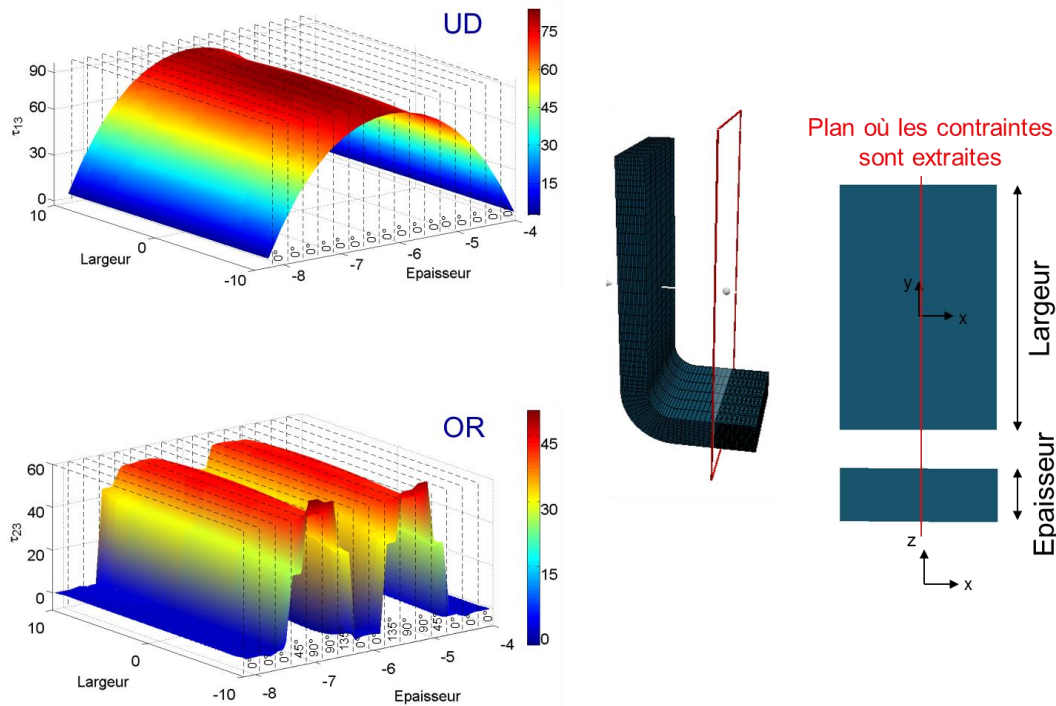
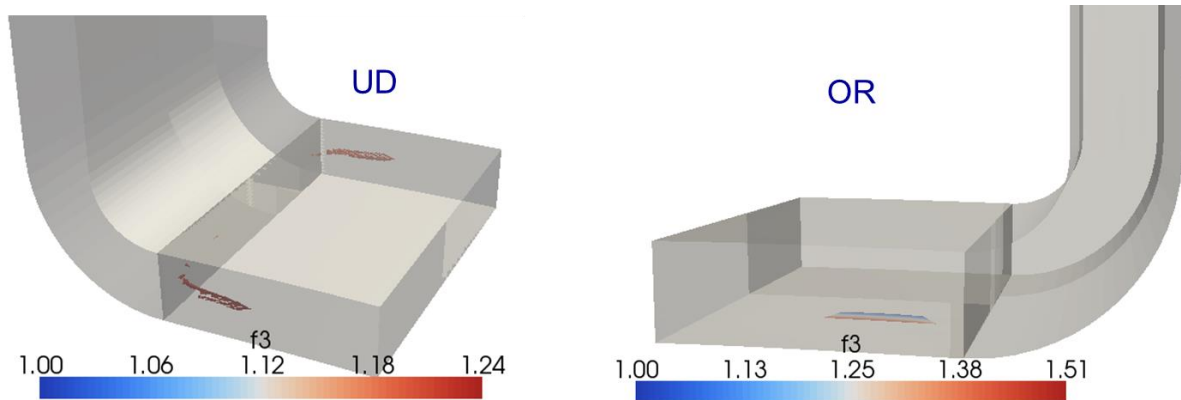


Figure V-26: Évolution des contraintes de cisaillement hors-plan dans la largeur et l'épaisseur de cornières présentant différents empilements.

Dans le cas de l'empilement unidirectionnel, les contraintes de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  sont similaires au cœur ou aux bords de l'éprouvette. Ceci valide donc l'identification de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  identifiée sur les cornières UD sous sollicitation de pliage (voir section V.2.4.1).

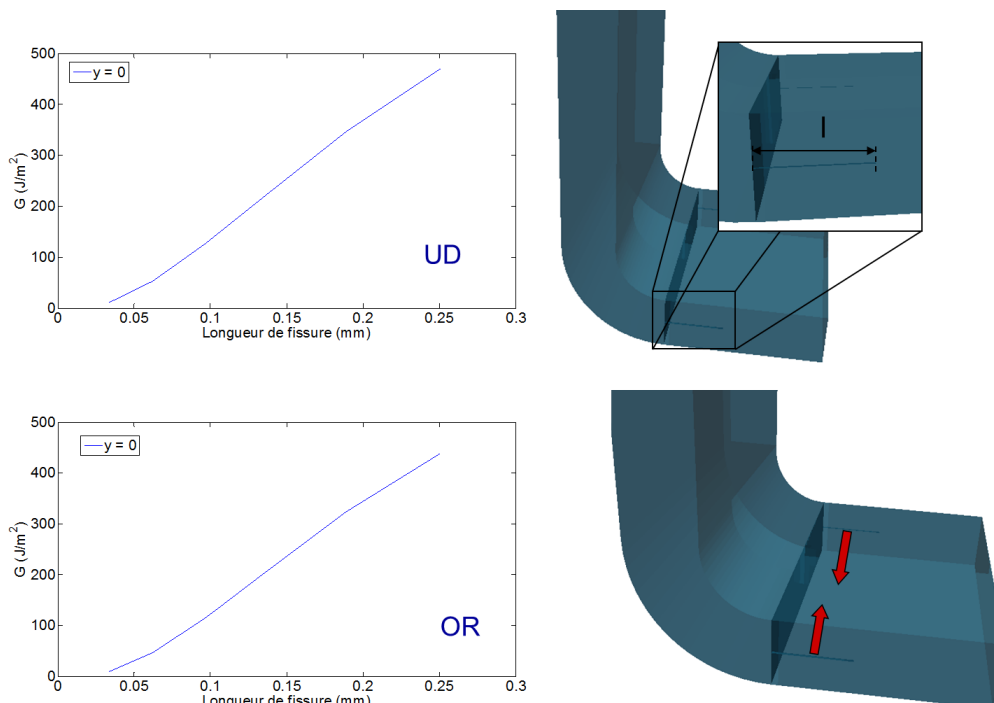
Pour les deux empilements (UD et OR), nous constatons la présence de surcontraintes sur les bords. Dans la suite de cette étude, nous nous intéresserons donc aux deux empilements. On notera toutefois que les surcontraintes aux bords pour l'empilement UD sont relativement faibles (+2MPa), ce qui est faible au regard de la résistance de cisaillement  $S_{13}^R$  déjà identifiée. Après avoir constaté l'existence des surcontraintes au bord des deux éprouvettes dans le bras inférieur, nous allons appliquer le critère de rupture afin de vérifier si le délaminage peut s'amorcer des bords avant la force à rupture mesurée lors des essais.

La Figure V-27 nous montre que le critère de rupture hors-plan est bien vérifié aux bords des cornières UD 100/0/0 et orientée 50/25/25 avant d'atteindre le déplacement à rupture expérimental. On notera toutefois que le critère est satisfait aux bords sur une zone très localisée, inférieur à 30  $\mu\text{m}$ .



*Figure V-27: Critère de rupture hors-plan vérifié aux bords de la cornière pour un déplacement inférieur au déplacement à rupture mesuré.*

La démarche (similaire à celle du chapitre IV) que nous avons adoptée pour déterminer si les effets de bords ont une influence sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan est la suivante : (i) nous avons inséré un délaminage de largeur  $l$  à l'interface où le critère est vérifié pour le déplacement à rupture expérimental, (ii) nous avons étudié l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  dans la largeur de la cornière à l'aide de la méthode VCCT (pour un chargement extérieur égal à la force à rupture) en fonction de la longueur de délaminage dans la largeur de l'éprouvette. La Figure V-28 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur du délaminage pour les empilements UD et OR. La longueur maximale de propagation du délaminage (avant qu'il ne devienne instable) dans la largeur est supposée égale à la longueur du gradient de contrainte suivant l'axe  $y$ .



*Figure V-28: Évolution du taux de restitution de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur de délaminage pour les empilements UD et orienté.*



Nous constatons que quelque soit le niveau de déplacement,  $G$  augmente avec la longueur du délaminage, ce qui correspond à une propagation instable du délaminage. La mixité de mode est composée à plus 95% de mode II pour l'empilement UD et 95% de mode III pour l'empilement OR. Nous considérerons donc que le taux d'énergie critique  $G_c$  pour faire propager la fissure est égal à  $G_{IIc}$  pour l'empilement UD et  $G_{IIIc}$  pour l'empilement OR (supposé égal à  $G_{IIc}$  soit  $G_{IIIc} = 1450 \text{ G/m}^2$ ). Nous notons également que les valeurs de  $G$  sont très inférieures (d'un facteur 3) aux taux de restitution d'énergie critique  $G_c$ . Cela signifie que la fissure n'a pas suffisamment d'énergie pour se propager vers le centre de la cornière. Ceci montre que, même si le délaminage peut s'amorcer aux bords (sur une largeur très faible inférieure à  $30\mu\text{m}$ ), il ne peut pas se propager vers le centre de l'éprouvette avant que le critère de rupture ne soit atteint dans la partie centrale de la cornière.

Nous avons montré qu'au travers cette étude que les effets de bords n'ont pas d'influence sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan et valide donc l'identification de ces résistances sur les deux séquences d'empilements (choisies car peu délaminantes comme détaillé dans le chapitre IV) de la campagne expérimentale. En effet pour les empilements UD et OR, le critère est vérifié aux bords pour le déplacement à rupture et signifie que le délaminage s'amorce sur une très petite longueur (de l'ordre du  $\mu\text{m}$ ). Cependant il n'y a pas suffisamment d'énergie pour le faire propager vers le centre de la cornière. Néanmoins, il est possible que pour d'autres séquences d'empilement, les effets de bord aient une influence sur l'identification des résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ .

#### V.2.5.4 Réflexion sur les conditions aux limites de cet essai.

L'identification des résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  sur cornières stratifiées sous sollicitation de pliage et de dépliage comporte cependant certaines limitations.

En effet, certaines données issues du calcul (courbes force-déplacement) ne sont pas en accord avec les données expérimentales. Les simulations EF donnent un comportement beaucoup plus raide que celui observé lors de l'essai (voir Figure V-7). Néanmoins, de par les conditions du montage retenu (le bras inférieur étant court), il est difficile de serrer correctement les vis pour maintenir un bon encastrement du bras inférieur de la cornière. Il est donc possible que le bras inférieur glisse dans les mors et que les conditions aux limites évoluent au cours de l'essai. Des travaux complémentaires doivent être menés afin d'affiner la compréhension des conditions aux limites de cet essai. Un pilotage du calcul par les déplacements mesurés par corrélation d'images aux bords permettrait de s'affranchir de la méconnaissance sur les conditions aux limites et de permettre même de réaliser une identification inverse des propriétés matériaux robuste. Les champs de déformation mesurés sur le champ de l'éprouvette par corrélation d'images sont qualitativement en bon accord, on retrouve de manière tout à fait correcte les zones de surcontraintes.

Enfin, de par sa conception, l'essai de pliage/dépliage est dissymétrique, ce qui induit une torsion de l'éprouvette pouvant également favoriser des modifications de conditions aux limites durant l'essai. On notera toutefois que la torsion de la cornière due au chargement est décrite par les simulations éléments finis et est actuellement prise en compte dans l'analyse de cet essai par éléments finis.

La réflexion sur les conditions aux limites des essais de pliage et de dépliage sur cornières sera plus détaillée dans le chapitre VI sur la validation des prévisions du modèle et de la procédure d'identification associée.

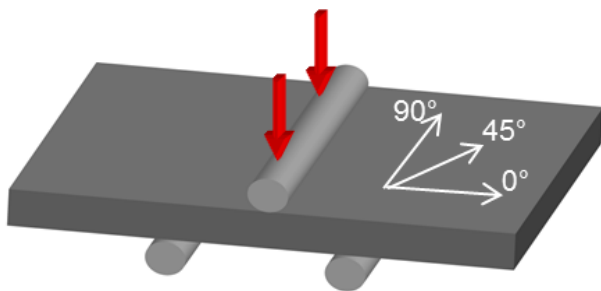


### **V.3 PRESENTATION DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT INTERLAMINAIRE (CIL).**

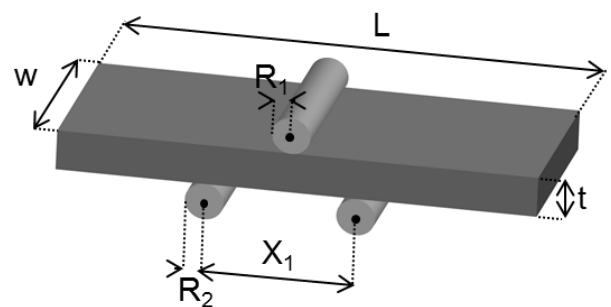
Nous avons proposé un essai de pliage sur cornières original permettant d'identifier les résistances de cisaillement hors-plan sur des éprouvettes représentatives de pièces aéronautiques et de leur procédé de fabrication. Afin de montrer l'intérêt de cet essai, des essais de cisaillement interlaminaire (CIL), classiquement utilisés, ont également été effectués, et les résultats obtenus sont comparés avec ceux des essais proposés dans le cadre de cette thèse.

#### **V.3.1 Principe de l'essai.**

L'essai de cisaillement interlaminaire (Figure V-29) est actuellement utilisé dans l'industrie pour identifier la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  sur des plaques planes unidirectionnelles (100/0/0). Cet essai consiste à effectuer une flexion trois points, avec une distance inter-appui faible (de l'ordre de 5 fois l'épaisseur de la plaque) sur une éprouvette de section rectangulaire afin qu'une rupture par cisaillement hors-plan se produise entre les rouleaux d'appuis et le rouleau d'effort. Les dimensions de l'éprouvette sont la longueur totale ( $L$ ), la largeur ( $w$ ) et l'épaisseur totale ( $t$ ). Les dimensions des rouleaux sont définies par le rayon du rouleau imposant un chargement ( $R_1$ ) et ceux des rouleaux d'appuis ( $R_2$ ) ainsi que la distance inter-appuis ( $X_1$ ). Basées sur la norme européenne [DIN 97], toutes les dimensions du dispositif expérimental sont fonction de l'épaisseur totale de l'éprouvette (noté  $t$  sur la Figure V-30). En effet, le rapport  $X_1/t$  doit être égale à 5.



*Figure V-29: Principe de l'essai de cisaillement interlaminaire CIL.*



*Figure V-30: Paramètres caractéristiques de l'essai de cisaillement interlaminaire.*

#### **V.3.2 Présentation de la campagne expérimentale<sup>2</sup>.**

Cette campagne d'essais a été réalisée sur des éprouvettes extraites du lot-STAF (contrairement aux essais de dépliage présentés précédemment dans ce chapitre qui ont été effectués sur des éprouvettes issues du lot-STRENGTH). Le choix des séquences d'empilement a été fait de manière à être représentatif de celles utilisées dans l'industrie aéronautique.

---

<sup>2</sup> Les essais de cisaillement interlaminaire (CIL) ont été réalisés par A. Mavel et P. Nunez

---

Trois séquences d'empilements symétriques (similaires à celles de l'essai de flexion quatre points sur cornières dans le chapitre IV), composées de plis à 0°, ±45°, 90° ont donc été testées :

- Un stratifié unidirectionnel (100/0/0), [0<sub>8</sub>]<sub>ns</sub> noté UD.
- Un stratifié fortement orienté (50/25/25), [0<sub>3</sub>/45/90<sub>2</sub>/135/0]<sub>ns</sub> noté OR.
- Un stratifié fortement désorienté (12.5/75/12.5), [45<sub>2</sub>/0/135<sub>3</sub>/90/45]<sub>ns</sub> noté DIS.

Pour étudier l'influence de l'épaisseur sur les résistances de cisaillement hors-plan, chaque séquence d'empilement a été testée pour trois épaisseurs différentes : des éprouvettes épaisses 12.58 mm (48 plis, n = 3), des éprouvettes intermédiaires 8.38 mm (32 plis, n = 2) et des éprouvettes fines 4.19 mm (16 plis, n = 1) avec une épaisseur théorique de plis  $t_{ply}$  de 0.262 mm. Cette campagne d'essais a donc nécessité la fabrication de 27 plaques planes. Les dimensions théoriques des éprouvettes sont reportées dans le Tableau V-2. On notera que l'épaisseur réelle des plaques a été systématiquement mesurée (moyenne des épaisseurs mesurées en trois points équitablement repartis dans la longueur de la plaque).

<i>Epaisseur</i> <i>t (mm)</i>	<i>Longueur</i> <i>L (mm)</i>	<i>Largeur</i> <i>w (mm)</i>	<i>Rayon du rouleau</i> <i>R<sub>1</sub> (mm)</i>	<i>Rayon du rouleau</i> <i>R<sub>2</sub> (mm)</i>
12.58	80	60	3	2
8.38	60	40	3	2
4.19	40	20	3	2

*Tableau V-2 : Configurations des éprouvettes pour les essais de cisaillements interlaminaires.*

Pour chacune des configurations, les essais sont répétés trois fois pour avoir une estimation de la dispersion. Pour chaque groupe de trois éprouvettes, les mêmes types d'instrumentations que l'essai de flexion quatre points sur cornières ont été utilisés pour des informations globales (à l'échelle de la structure) et locales (à l'échelle du matériau). Ces informations nous permettent d'avoir une meilleure compréhension des mécanismes de rupture hors-plan intervenant dans cet essai.

Les 27 éprouvettes fabriquées ont été menées à rupture et la section suivante présente les différentes méthodes d'analyse existantes pour ce type d'essais.

### **V.3.3 Présentation des méthodes d'analyses.**

#### **V.3.3.1 Méthode d'analyse.**

La méthode analytique utilisé pour déterminer la résistance de cisaillement hors-plan et celle recommandée par la norme [DIN 97]. Cette méthode est applicable seulement si les recommandations de la norme sont vérifiées. Cela signifie que la distance inter appui doit être égale à cinq fois l'épaisseur totale de l'éprouvette. La résistance de cisaillement hors-plan est supposée être dépendante uniquement de la géométrie de l'éprouvette, et du chargement appliqué. L'équation suivante permet de déterminer la résistance de cisaillement hors-plan :

$$\tau_{xz}^R = \frac{3F_r}{4wt} \quad V-1$$

où  $F_r$  est la force à la rupture,  $w$  la largeur de l'éprouvette et  $t$  l'épaisseur totale de l'éprouvette.

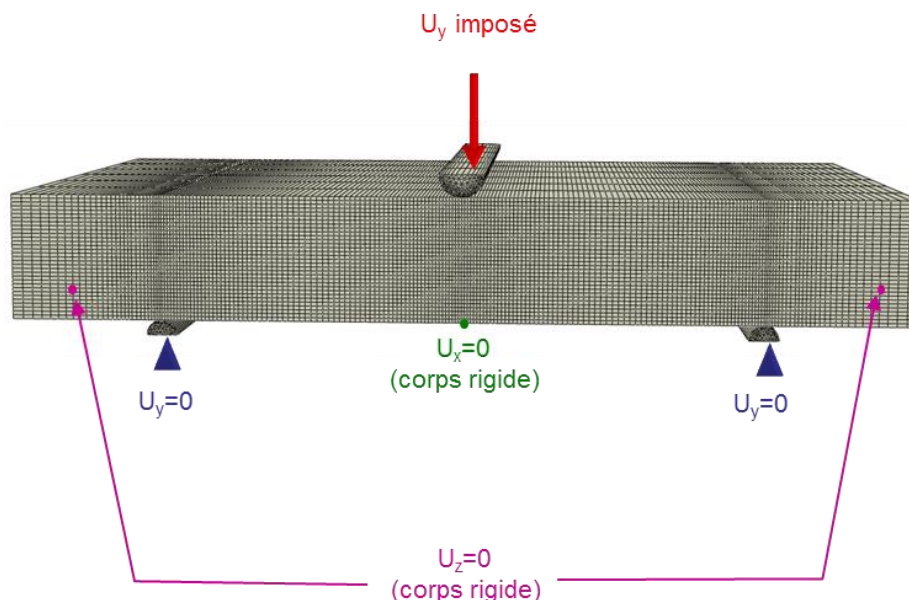
L'équation V-1 n'est valable que si la rupture de l'éprouvette est due au délaminage intervenant entre le rouleau d'appui et les rouleaux de support. D'après la théorie classique des poutres, la distribution des contraintes de cisaillement dans une poutre chargée en flexion trois points est parabolique dans l'épaisseur. La contrainte est maximale au plan médian et nulle sur les faces inférieure et supérieure de la plaque. Cette approche est une approche macroscopique ne prenant pas en compte les spécificités de matériaux composites stratifiés. Cette formule permet donc d'obtenir la contrainte maximale  $\tau_{xy}$  dans la plaque, supposée usuellement égale à  $S_{13}^R$ . Le faciès de rupture observé expérimentalement est généralement fonction de l'empilement considéré et est bien plus complexe qu'un simple délaminage au plan médian.

### **V.3.3.2 Méthode d'analyse par simulations éléments finis.**

Des simulations éléments finis ont été utilisées pour estimer le champ de contraintes et de déformations dans la plaque plane. Ces simulations ont été réalisées avec le code Abaqus<sup>®</sup> pour prévoir le comportement aux échelles globale et locale ainsi que la rupture finale de l'éprouvette due au délaminage dans la zone d'intérêt située entre le rouleau de chargement et ceux d'appuis.

Des éléments volumiques linéaires (c3d8) sont utilisés à raison d'un élément par pli dans l'épaisseur. Le maillage est raffiné dans les zones d'intérêt (sous les rouleaux), afin de décrire de façon correcte les gradients de contraintes. Le pli UD est supposé isotrope transverse avec un comportement linéaire élastique (les raisons ont déjà été détaillées dans le chapitre IV). Les propriétés élastiques d'un pli UD de T700GC/M21 sont les mêmes que celles utilisées dans le chapitre IV.

La moitié des rouleaux est maillée avec des éléments linéaires volumiques (c3d6). Les rouleaux sont en acier avec les propriétés suivantes :  $E = 210$  GPa et  $\nu = 0.3$ . Les conditions aux limites retenues sont présentées Figure V-31 :



*Figure V-31: Conditions aux limites de l'essai de cisaillement interlaminaire sur plaques planes pour une éprouvette UD constituée de 48 plis.*

Le chargement est appliqué via le déplacement  $U_y$  imposé sur la face supérieure du rouleau de chargement. Sur les faces inférieures qui supportent l'éprouvette, le déplacement  $U_y$  est bloqué. Trois nœuds du plan médian ont un de leur déplacement bloqué (deux suivant l'axe  $z$  et un suivant l'axe  $x$ ) pour éviter des mouvements de corps rigide. Comme détaillé dans le chapitre IV, le contact est pris en compte entre les rouleaux et l'éprouvette, et le frottement est supposé négligeable. La simulation du contact est plus complexe pour l'essai de CIL sur plaques que sur l'essai de flexion quatre points sur cornière. En effet, pour l'essai de flexion quatre points sur cornière, les rouleaux sont montés sur roulement à billes permettant ainsi leurs rotations et conduisant à un faible frottement entre les rouleaux et l'éprouvette, ce qui n'est pas le cas sur le montage de CIL. De plus, une indentation du rouleau supérieur est observée expérimentalement sur l'ensemble des éprouvettes testées (voir Figure V-32), induisant une variation des conditions de contact au cours de l'essai et notamment de la friction. Cette indentation est très délicate à reproduire d'un point de vue simulation.

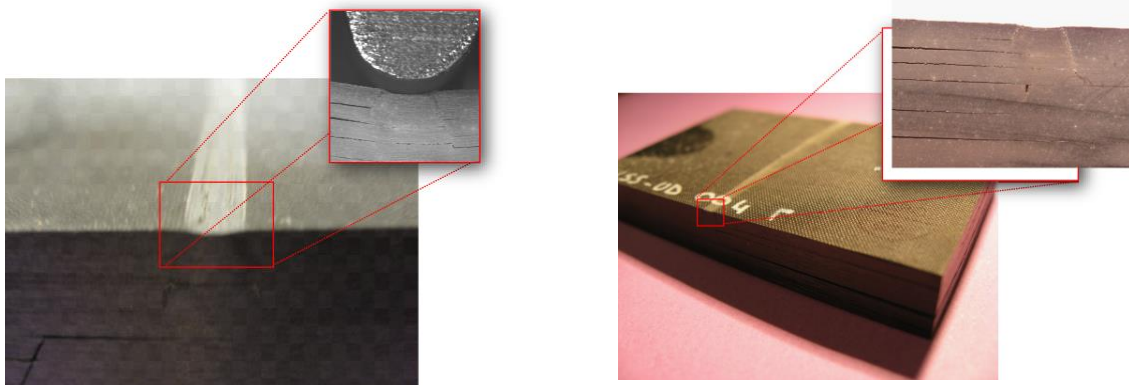


Figure V-32: Observation de l'indentation du rouleau au sein des plaques composites stratifiées UD de forte (48 plis à gauche) et moyenne (32 plis à droite) épaisseur après sollicitation de cisaillement interlaminaire.

Le déplacement  $U_y$  est imposé progressivement au rouleau supérieur. Le champ de contrainte dans le plan médian (pour s'affranchir des effets de bords) de la zone d'intérêt de l'éprouvette est extrait du calcul lorsque la force résultante sur le rouleau supérieur est égale à la force à rupture mesurée.

D'un point de vue pratique, une procédure de calcul complète (maillage paramétrique, lancement du calcul, et post-traitement des données) a été développée sur Abaqus<sup>®</sup> en utilisant un script python (en raison du nombre important d'éprouvettes à analyser). Le principe consiste à appliquer un déplacement  $U_y$  au rouleau supérieur jusqu'à atteindre le chargement à rupture expérimental (correspondant à la résultante des efforts normaux sur la face supérieure du rouleau supérieur) et à extraire la contrainte de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  maximale dans le plan médian de l'éprouvette qui correspond à la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  (Figure V-33).

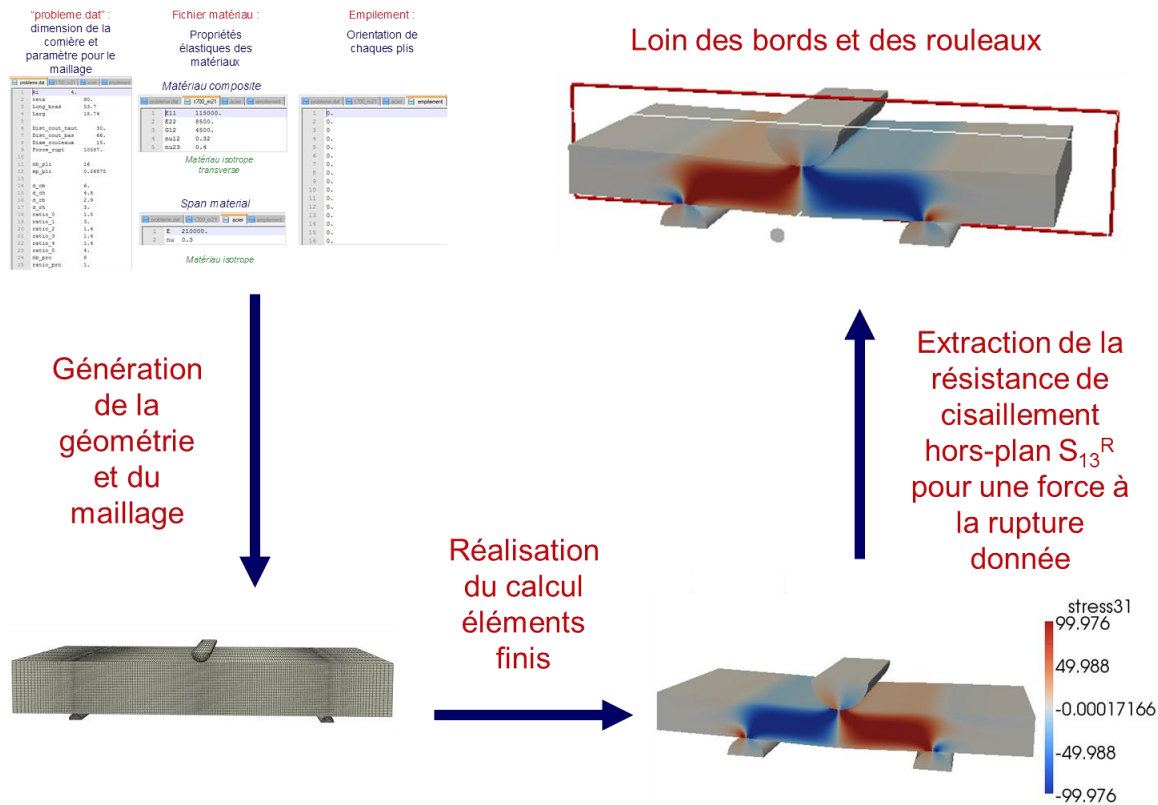


Figure V-33: Démarche pour déterminer la résistance de cisailment hors-plan  $S_{13}^R$  sur un essai de cisailment interlaminaire.

Pour résumer, deux méthodes différentes ont été présentées pour analyser l'essai de cisailment interlaminaire sur plaques planes :

- Une méthode analytique est utilisée pour déterminer la résistance de cisailment hors-plan  $S_{13}^R$  à rupture. Cette méthode, définie à l'échelle macroscopique, suppose que les autres composantes du tenseur des contraintes hors-plan sont négligeables.
- Des simulations éléments finis sont effectuées pour avoir une description précise du comportement global et du champ des contraintes locales dans l'éprouvette.

### V.3.4 Exploitation des données expérimentales.

Cette section est dédiée à l'estimation des résistances de cisailment hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  grâce à l'analyse de l'essai de cisailment interlaminaire sur plaques planes.

Les constats suivants ont été réalisés : (i) la rupture de toutes les éprouvettes est due au délaminage dans la zone d'intérêt entre le rouleau supérieur de chargement et les rouleaux inférieurs d'appui, (ii) le faciès de rupture est différent entre les stratifiés constitués uniquement de pli UD et les autres empilements (voir Figure V-34 et Figure V-35) comme cela a déjà été présenté pour les cornières sous sollicitations de dépliage/pliage. En effet, tandis que de multiples délaminages sont observés pour les éprouvettes UD (le gradient de contrainte  $\tau_{13}$  étant large, le délaminage s'amorce sur les défauts et on observe donc un faciès de rupture multi-délaminé), alors que des délaminages localisés aux interfaces des plis  $45^\circ$  et  $90^\circ$  sont observés pour les autres empilements multi-couches constitués de plis à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$ .



Figure V-34: Faciès de rupture observés sur un empilement UD (16 plis) pour l'essai de cisaillement interlaminaire.

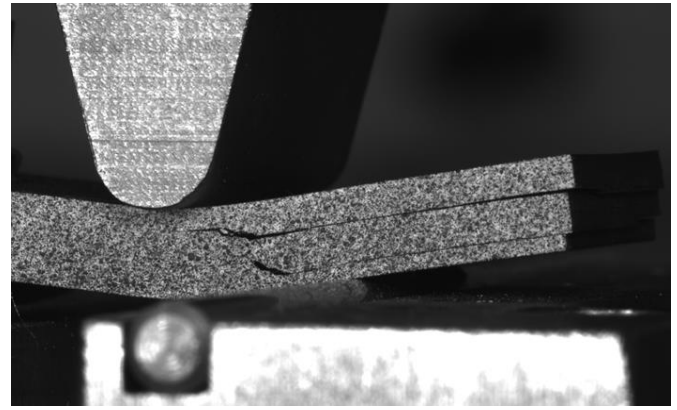


Figure V-35: Faciès de rupture observés sur un empilement OR (16 plis) pour l'essai de cisaillement interlaminaire.

Aucun endommagement plan n'a été détecté avant la rupture par délaminage (pas d'émission acoustique notable ou d'observation de fissuration sur le champ de l'éprouvette avant la rupture par délaminage). Les résistances de cisaillement inter-laminaires ont été déterminées dans le plan médian de la plaque (localisée à  $y=0$ ) et loin des rouleaux (à mi-distance entre le rouleau d'appui et un des deux rouleaux d'appui).

Comme nous l'avons démontré dans la section V.2.4.1, [Laurin 09b] a également montré que, suivant l'empilement considéré, la résistance de cisaillement hors-plan identifiée sur un essai de cisaillement interlaminaire n'était pas la même. En effet, pour un essai CIL sur empilement UD, la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  est identifiée. La méthode analytique et les simulations numériques permettent d'obtenir quasiment la même résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  (voir Figure V-36). L'écart entre les deux méthodes est  $\pm 1.8$  MPa soit un écart de  $\pm 2.3\%$ , ce qui est compris dans la dispersion expérimentale mesurée. On notera également que la dispersion expérimentale est également assez faible (de l'ordre de  $\pm 3.8$ MPa). Enfin, comme pour les essais de flexion quatre points sur cornières, il semblerait que la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  soit également indépendante de l'épaisseur de l'échantillon considérée (Figure V-37).

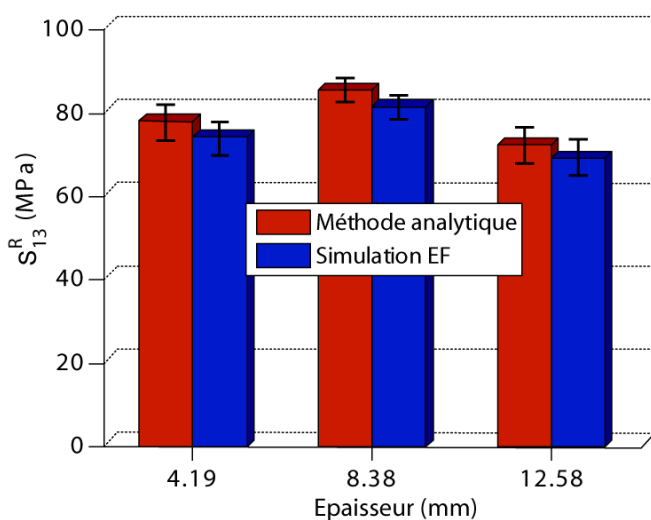


Figure V-36: Résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  déterminée par différentes méthodes pour un empilement UD sous chargement CIL.

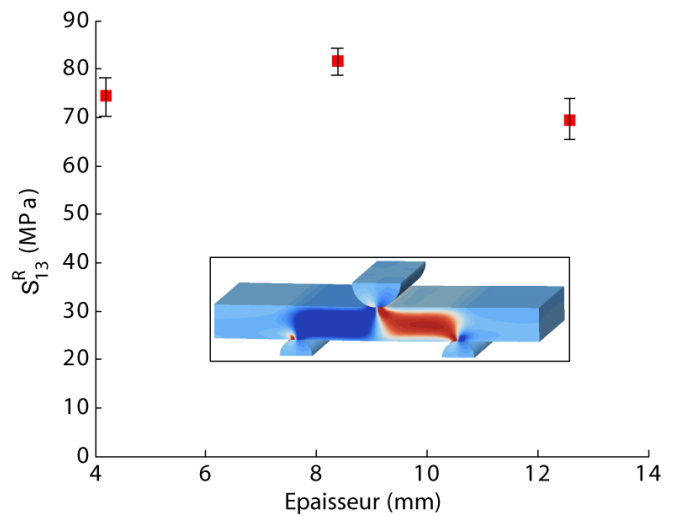


Figure V-37: Résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  déterminée par simulations EF pour trois épaisseurs différentes sur un empilement UD.



Sur les autres empilements multi-couches, la résistance de cisaillement  $S_{23}^R$  est identifiée pour les mêmes raisons que celles évoquées dans la section V.2.4.2. On notera que les essais ne peuvent être analysés que par simulations éléments finis car la rupture est ici due au cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  et non le cisaillement  $\tau_{13}$  donné par la formule analytique.

A nouveau, nous avons remarqué que les délaminages observés sur les éprouvettes correspondaient aux bandes de cisaillement  $\tau_{23}$ . Quand la contrainte de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  est maximale les autres contraintes hors-plan sont négligeables et réciproquement (Figure V-38). Nous avons également constaté que pour les fortes épaisseurs (48 plis) et les épaisseurs intermédiaires (32 plis), la résistance de cisaillement hors-plan est quasiment indépendante de l'épaisseur de l'éprouvette considérée. En revanche, une diminution de la résistance de cisaillement  $S_{23}^R$  pour la plus petite épaisseur (16 plis) est observée pour les deux empilements multicouches considérés (Figure V-39). Cette diminution peut s'expliquer par l'effet de l'indentation causé par le rouleau de chargement sur l'éprouvette. En effet, l'influence de l'indentation du rouleau dans l'éprouvette sur la flexion globale de l'éprouvette et donc sur le gradient de cisaillement hors-plan dans la zone d'intérêt (entre les rouleaux d'appui et le rouleau de chargement) est moindre pour les fortes épaisseurs que pour les faibles épaisseurs. Des essais complémentaires sur d'autres épaisseurs devraient être effectués pour évaluer la pertinence de cette hypothèse. De plus, l'usage d'un rouleau d'appui avec un rayon plus important (pour minimiser l'indentation) pourrait être étudié suite à cette étude.

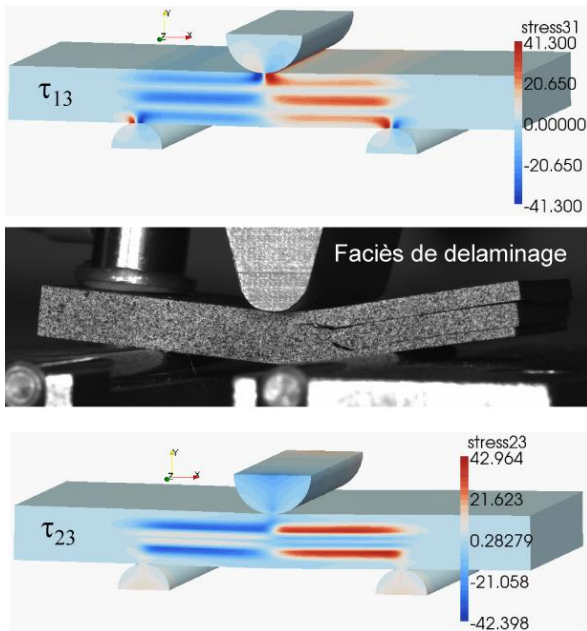


Figure V-38: Comparaison du faciès de rupture avec les simulations éléments finis pour un essai de cisaillement interlaminaire sur stratifié OR constitué de 16 plis.

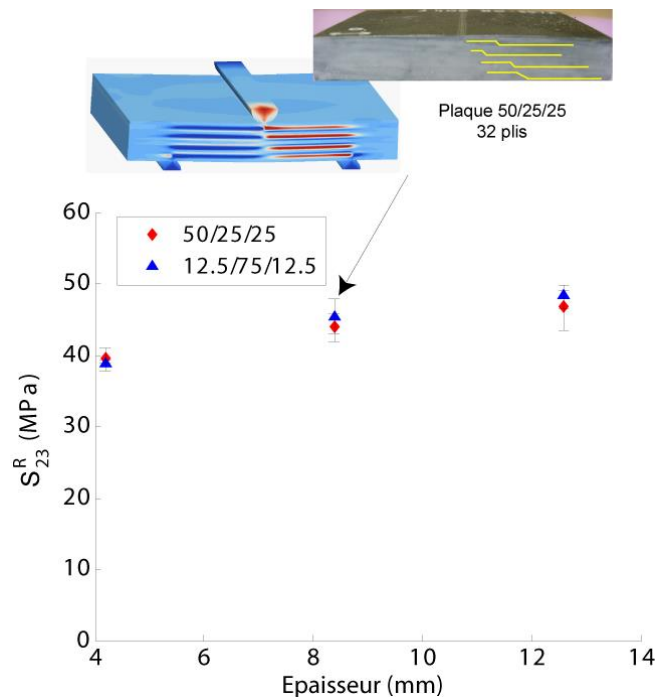


Figure V-39: Résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  déterminée par simulations EF pour trois épaisseurs différentes sur deux empilements différents.

Les résistances de cisaillements hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  étant identifiées à partir des résultats d'essais de cisaillement interlaminaires, il convient à présent de s'intéresser aux avantages et aux inconvénients de ce type d'essais afin de montrer l'intérêt de l'essai de pliage proposé dans le cadre de ce travail.

### V.3.5 Intérêts et limitations de l'essai de cisaillement interlaminaire CIL.

#### V.3.5.1 Influence des propriétés élastiques sur la détermination des résistances de cisaillements $S_{13}^R$ et $S_{23}^R$ .

De manière similaire à ce qui a été effectué pour l'essai de dépliage sur cornière dans la section V.2.5.1, nous avons étudié la sensibilité des propriétés élastiques sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan avec un essai de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées.

Pour étudier cette influence, nous appliquerons une variabilité sur les données d'entrées (propriétés élastiques du pli unidirectionnel supposé isotrope transverse) afin de quantifier leur influence sur les contraintes à rupture hors-plan déterminées pour une force à rupture donnée. A nouveau, le problème à traiter est donc de dimension  $N = 5$  et nécessite la réalisation de  $2^{N+3}*(N+1) = 50$  calculs éléments finis pour une configuration donnée.

Les bornes des différents paramètres sont les mêmes que celles utilisées dans les précédentes études de sensibilités sur l'essai de flexion quatre points et l'essai de pliage sur cornières. Deux cas, représentatifs des essais effectués, sont considérés :

- un stratifié unidirectionnel (UD) 100/0/0 constitué de 32 plis pour étudier l'influence des propriétés élastiques sur la détermination de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$ .
- un stratifié unidirectionnel (QI) 25/50/25 constitué de 32 plis pour étudier l'influence des propriétés élastiques sur la détermination de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$ .

La détermination des résistances de cisaillement hors-plan est réalisée pour une force à la rupture donnée dans le plan médian (loin des bords) de la plaque.

A nouveau, on constate que la variation des paramètres d'entrée (propriétés élastiques) a une forte influence sur le comportement global de la structure. En effet, pour un stratifié unidirectionnel UD, nous observons une variation maximale du déplacement du rouleau supérieur pour une force donnée de plus de 31% (essentiellement fonction du module longitudinal  $E_{11}$ ). Toutefois, nous constatons pour un empilement UD que la variation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  déterminée pour une force à rupture donnée (Figure V-40) n'est que de  $\pm 2.5$  MPa soit une variation de  $\pm 3.3$  % ce qui est compris dans la dispersion expérimentale. Les valeurs des autres composantes ( $\sigma_{33}$  et  $\tau_{23}$ ) sont négligeables dans la zone d'intérêt (entre les rouleaux d'appuis et d'effort) devant la résistance identifiée.

La même tendance est observée pour l'autre séquence d'empilement quasi-isotrope, à savoir une grande variation de la réponse globale (force/déplacement) et une petite variation sur la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  déterminée qui est de l'ordre de  $\pm 1$ MPa, soit une variation de  $\pm 2.2$ % (voir Figure V-41). Les valeurs des autres composantes ( $\sigma_{33}$  et  $\tau_{13}$ ) sont négligeables dans la zone d'intérêt devant la résistance identifiée.



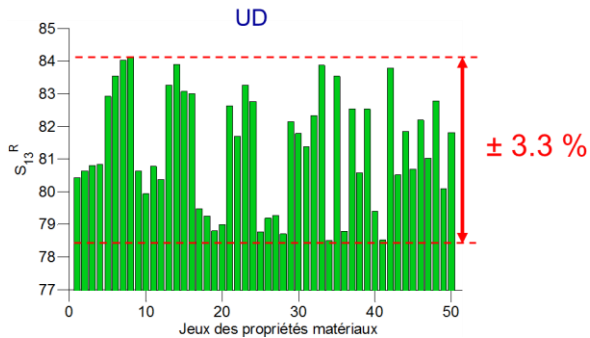


Figure V-40: Variation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  pour une force à rupture donnée et différentes propriétés matériaux sur un empilement UD.

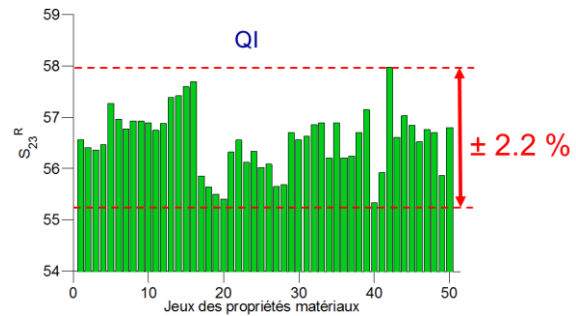


Figure V-41: Variation de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  pour une force à rupture donnée et différentes propriétés matériaux sur un empilement QI.

En conclusion, il n'est pas nécessaire d'avoir une connaissance précise des propriétés matériaux pour déterminer les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  à partir d'essais de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées, ce qui constitue un avantage notable pour ce type d'essai.

### V.3.5.2 Étude sur la stabilité de la propagation du délaminage.

Les résistances de cisaillement hors-plan sont identifiées en utilisant comme chargement la charge à rupture mesurée expérimentalement. Or, la rupture de l'éprouvette correspond à l'apparition d'un délaminage macroscopique observé sur la courbe macroscopique et sur la surface de l'éprouvette peinte. Nous faisons donc l'hypothèse que dès que la rupture s'amorce (contrainte locale égale à la résistance de cisaillement hors-plan) le délaminage se propage de façon instable. Ce paragraphe a pour but de vérifier cette hypothèse de propagation instable pour les essais de cisaillement interlaminaire. A nouveau, nous utiliserons la méthode « Virtual Crack Closure Technique (VCCT) » [Krueger 02] basé sur la mécanique élastique linéaire de la rupture. Cette méthode a déjà été expliquée dans le chapitre IV et dans la section V.2.5.2 de ce chapitre et le principe de l'étude que nous mènerons ici sera le même que précédemment.

La propagation du délaminage est symétrique et démarre au centre de la zone entre les rouleaux d'appuis et le rouleau de chargement et le calcul du taux de restitution d'énergie en pointe de délaminage est effectué pour un déplacement donné. Nous avons considéré les deux séquences d'empilements retenues, constituées de 32 plis ( $t = 8.38$  mm,  $L = 60$  mm,  $w = 40$  mm): un stratifié unidirectionnel (UD) 100/0/0, un stratifié orienté (OR) 50/25/25.

La Figure V-42 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur du délaminage sur le plan médian de la plaque ( $y=0$ , loin des bords).

Nous pouvons constater que  $G$  augmente avec la longueur du délaminage, ce qui correspond à une propagation instable du délaminage pour un déplacement imposé. Ce premier résultat est également corroboré par les observations expérimentales où l'on constate une propagation instantanée du délaminage dans les plaques sous sollicitations de cisaillement interlaminaire. Cet essai nous permet donc d'identifier uniquement l'amorçage du délaminage due au chargement local de cisaillement hors-plan.

On remarque enfin que le taux de restitution d'énergie  $G$  se stabilise (pour l'empilement UD) ou commence à diminuer (OR) pour les grandes longueurs de délaminage. En effet, pour ces

longueurs de délaminages, on se rapproche de la zone où les rouleaux d'appuis imposent un chargement local de compression hors-plan qui tend à arrêter la propagation du délaminage.

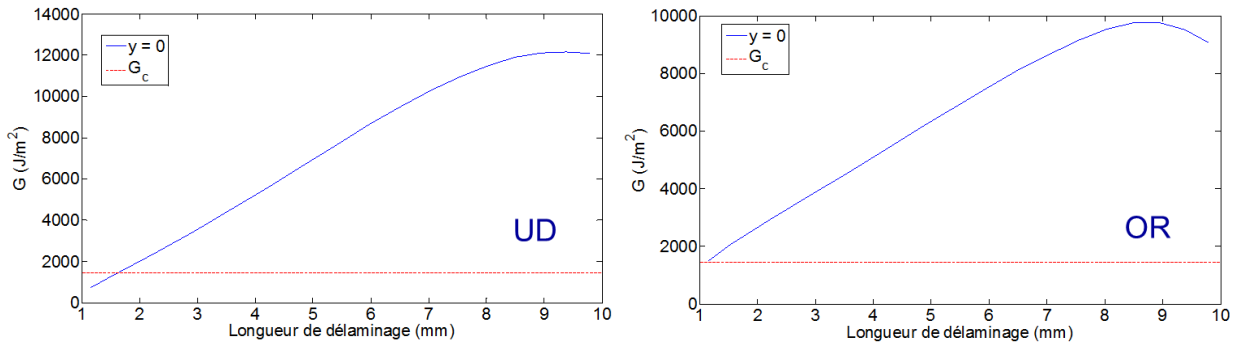


Figure V-42: Evolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur de délaminage pour les deux différents empilements UD et OR.

L'évolution de la mixité de mode  $G_{II}/G_T$  en fonction de la longueur de délaminage dans le plan médian de la plaque a également été déterminée. La mixité de mode de propagation  $G_{II}/G_T$  est égale à 1 pour toutes les longueurs de délaminages considérées. Le mode II (cisaillement) est donc prépondérant. Il convient donc de comparer le taux de restitution d'énergie calculée au taux de restitution d'énergie critique en mode II ( $G_{IIc}=1450 \text{ G/m}^2$ ).

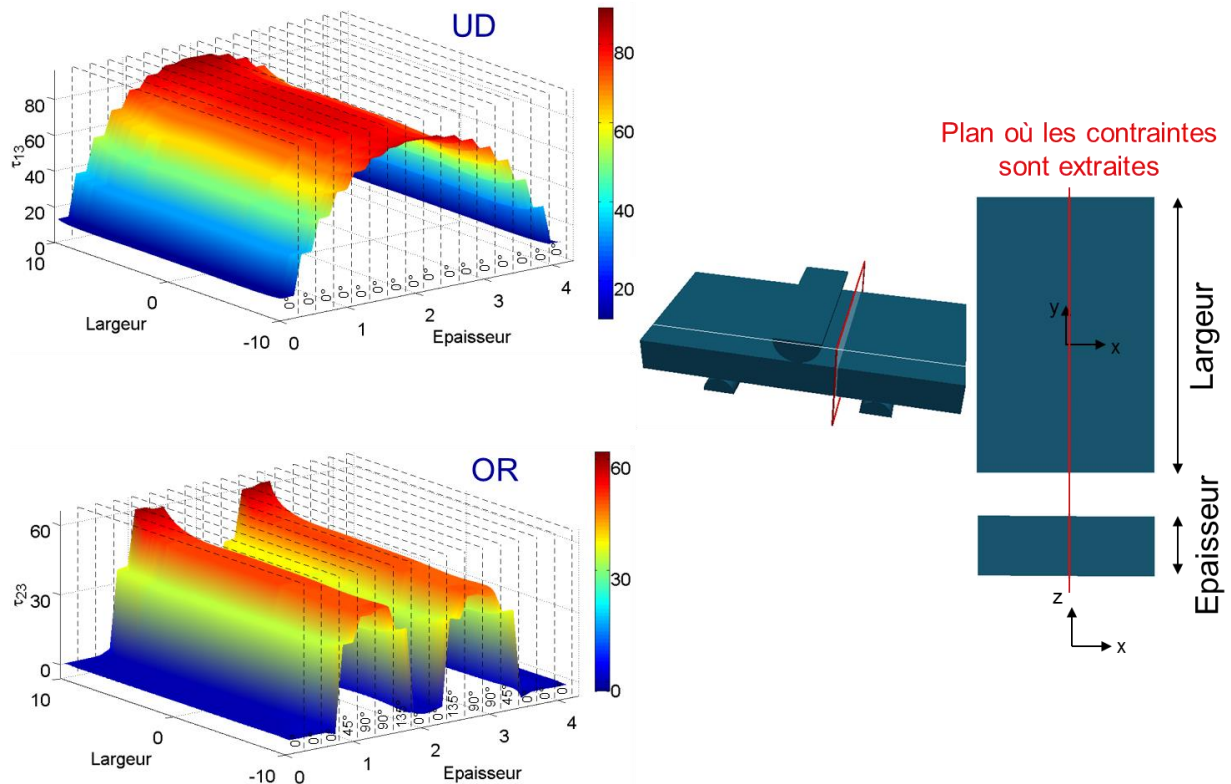
Nous pouvons constater que le taux de restitution d'énergie  $G$  augmente avec la longueur du délaminage pour un déplacement imposé, et est supérieur au taux de restitution d'énergie critique  $G_{IIc}$  pour l'empilement UD et  $G_{IIIc}$  pour l'empilement orienté OR, ce qui signifie une propagation instable du délaminage. On notera que, même si macroscopiquement le mode II est prépondérant, localement le délaminage se propage en mode III car le délaminage se trouve à l'interface entre un pli à  $90^\circ$  et  $45^\circ$ .

Cette étude a donc montré que la propagation du délaminage est instable pour l'essai de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées, ce qui a été constaté lors de la réalisation des essais. De plus, le mode de propagation des délaminages est le mode II pour le stratifié UD ou le mode III pour le stratifié orienté, le délaminage se propageant donc toujours par cisaillement. L'essai de cisaillement interlaminaire sur plaques planes nous permet donc d'identifier uniquement les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ , mais ne permet pas une identification par méthode inverse des ténacités  $G_{IIc}$  et  $G_{IIIc}$  du matériau.

### V.3.5.3 Influence des effets de bords sur les résistances de cisaillement hors-plan.

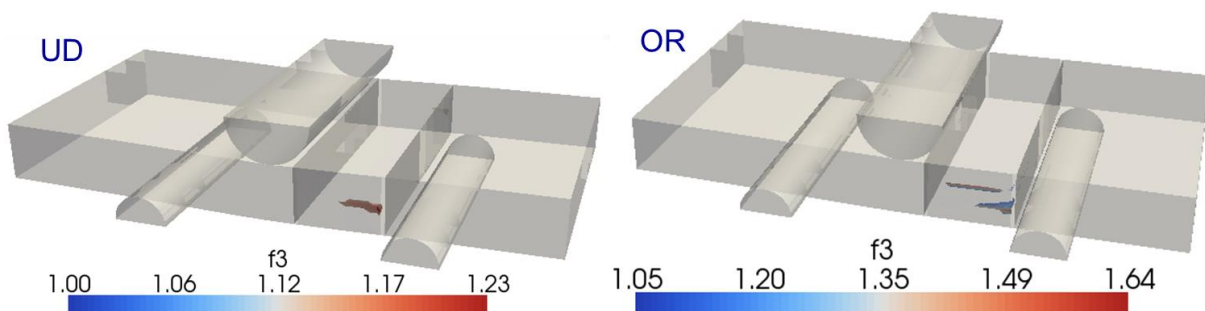
L'objectif de cette section est de montrer que bien que du délaminage puisse s'amorcer des bords, il ne peut se propager vers le cœur du matériau avant que la force à rupture expérimentale ne soit atteinte, valeur pour laquelle les contraintes de cisaillements à cœur sont égales à la résistance de cisaillement hors-plan considérée.

Nous avons considéré deux séquences d'empilements, constitués de 16 plis ( $t = 4.19 \text{ mm}$ ,  $L = 40 \text{ mm}$ ,  $w = 20 \text{ mm}$ ) : un stratifié unidirectionnel (UD) 100/0/0, un stratifié orienté (OR) 50/25/25. Suite à une étude de convergence similaire à celle menée dans la section V.2.5.3, nous avons effectué des simulations éléments finis avec 96 éléments dans la largeur pour avoir une bonne description du gradient des contraintes près des bords de l'éprouvette. La Figure V-43 montre la répartition de la contrainte  $\tau_{13}$  (pour l'empilement UD) et  $\tau_{23}$  (pour l'empilement OR) dans l'épaisseur et la largeur de l'éprouvette dans le plan (YZ).



*Figure V-43: Évolution des contraintes de cisaillement hors-plan dans la largeur et l'épaisseur de plaques sous chargement de cisaillement interlaminaire pour les deux empilements UD et OR.*

Nous pouvons constater l'existence de surcontraintes aux bords pour les deux empilements considérés. On notera que l'évolution des gradients de contraintes aux bords est très similaire à celle observée pour l'essai de pliage présenté dans la section V.2.5.3. Après avoir constaté l'existence des surcontraintes aux bords de la plaque, nous avons appliqué le critère de rupture et vérifié que ce dernier était satisfait pour les deux empilements aux bords de l'éprouvette (Figure V-44) avant le déplacement à rupture mesuré lors des essais. On notera toutefois que le critère est satisfait aux bords sur une zone très localisée, de l'ordre de quelques microns.



*Figure V-44: Critère de rupture hors-plan vérifié aux bords de plaques sous chargement de cisaillement interlaminaire pour les empilements UD et OR pour un déplacement inférieur au déplacement à rupture mesuré.*

Par la suite, nous avons utilisé la même démarche que dans la section V.2.5.3 pour déterminer si ce délaminage amorcé aux bords (sur une longueur très faible) va se propager au cœur de l'éprouvette et induire la ruine de l'éprouvette. La démarche adoptée peut-être décomposée en trois étapes : (i) insertion du délaminage de largeur  $l$  à l'interface où le critère est vérifié, (ii) propagation du délaminage uniquement dans la largeur de la plaque, (iii) détermination du taux de restitution d'énergie  $G$  à l'aide de la méthode VCCT et (iv) détermination de la non propagation du délaminage de bords avant la rupture de l'éprouvette (correspondant à la valeur pour laquelle la contrainte de cisaillement hors-plan à cœur atteint la résistance associée). La Figure V-45 montre l'évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  en fonction de la longueur de la fissure pour les empilements UD et OR.

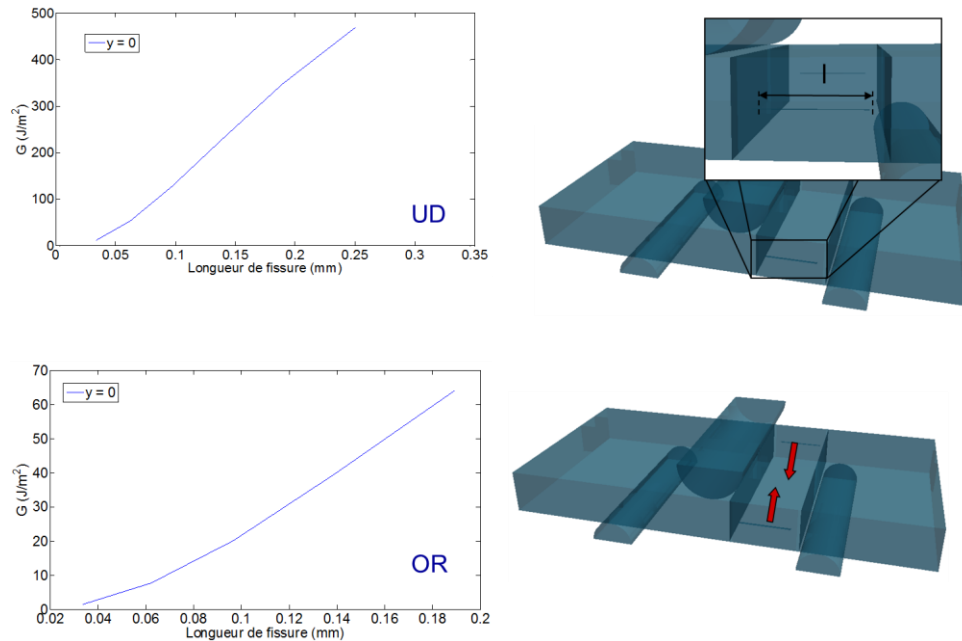


Figure V-45: Évolution du taux de restitution d'énergie  $G$  dans la largeur de l'éprouvette en fonction de la longueur de délaminage pour les empilements UD et OR.

Nous constatons que quelque soit l'empilement, le taux de restitution d'énergie  $G$  augmente avec la longueur de délaminage, ce qui correspond à une propagation instable du délaminage. Nous notons également que les valeurs de  $G$  sont très inférieures aux taux de restitution d'énergie critique  $G_{IIc}$  (le délaminage se propagent en mode II ou III pour l'essai de cisaillement interlaminaire). Cela signifie que le délaminage n'a pas suffisamment d'énergie pour se propager vers le centre de la plaque avant que les contraintes de cisaillement au cœur du matériau n'atteignent les résistances de cisaillement.

Nous avons donc montré au travers cette étude que les effets de bords n'ont pas d'influence sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan pour les deux empilements considérés (choisis pour être peu délaminants). En effet pour les empilements UD et OR, le critère est vérifié aux bords mais le délaminage s'amorce sur une très petite longueur (de l'ordre du  $\mu\text{m}$ ), il n'y a pas suffisamment d'énergie pour le faire propager vers le centre de la plaque stratifiée.

### **V.3.6 Influence du procédé de fabrication sur la détermination des résistances de cisaillement hors-plan.**

Rappelons que deux lots de matière ont été utilisés (Lot-STAF et lot-STRENGTH). Certaines configurations d'essais ont été prévues afin d'effectuer un croisement entre les deux lots afin d'étudier l'influence du procédé de fabrication sur les propriétés hors-plan.

Avec le lot-STAF, dans le cadre de ce travail, la résistance de cisaillement hors-plan [Laurin 09b] déterminée à partir d'essais de CIL sur plaques stratifiées unidirectionnels (moyenne sur 9 essais) vaut  $S_{13}^R = 75$  MPa et l'autre résistance de cisaillement hors-plan déterminée à partir d'essais sur plaques stratifiées multicouches (empilements désorientés 12.5/75/12.5 et empilements orientés 50/25/25) vaut  $S_{23}^R = 46$  MPa (moyenne sur 12 essais).

Avec le lot-STRENGTH, l'identification de la résistance de cisaillement interlaminaire  $S_{13}^R$  a été réalisée à partir des résultats d'essais de CIL sur plaques stratifiées UD (8 plis et 16 plis) sous sollicitation de cisaillement interlaminaire [Laurin 11c]. La résistance de cisaillement moyenne (sur les 6 éprouvettes) a été identifiée à  $S_{13}^R = 107$ MPa et semble à nouveau insensible à l'épaisseur de l'éprouvette. L'identification de la résistance de cisaillement interlaminaire  $S_{23}^R$  a été réalisée à partir des résultats d'essais sur plaques stratifiées quasi-isotropes (8 plis) sous sollicitation de cisaillement interlaminaire [Laurin 11c]. La résistance de cisaillement moyenne (sur 3 essais) a été identifiée à  $S_{23}^R = 65$ MPa à partir des résultats d'essais disponibles.

On notera un écart systématique de quasiment 30% entre les résistances identifiées avec les deux lots (voir Tableau V-3). Une des différences majeures entre les éprouvettes des deux lots a été un pré-compaction du drapage tous les plis pour le lot-STRENGTH au lieu du pré-compaction tous les 4 plis pour le lot-STAF. On constate donc une très forte influence du procédé de fabrication sur les propriétés hors-plan et en particulier de la fréquence de pré-compaction lors de l'étape de drapage. Les cornières utilisées pour les essais de dépliage, présentées dans la première partie de ce chapitre, sont issues du lot-STRENGTH. Nous comparerons donc dans la suite les résistances de cisaillement hors-plan identifiées sur un même lot (lot-STRENGTH) à partir d'essais de dépliage sur cornières avec les résistances de cisaillement hors-plan obtenus par l'analyse des essais de cisaillement inter-laminaires sur plaques stratifiées.

	Résistance de cisaillement hors-plan $S_{13}^R$	Résistance de cisaillement hors-plan $S_{23}^R$
Lot-STAF	75 MPa	49 MPa
Lot-STRENGTH	107 MPa	65 MPa
Écart	-30%	-30%

*Tableau V-3 : Influence du procédé de fabrication sur les résistances moyennes de cisaillement hors-plan identifiées à partir de résultats d'essais de cisaillement interlaminaire.*

#### V.4 COMPARAISON DES RÉSULTATS D'ESSAIS DE CISAILLEMENT INTERLAMINAIRE SUR PLAQUES ET DE PLIAGE SUR CORNIÈRES.

L'objectif de cette section est de comparer les résistances de cisaillement hors-plan identifiées sur des éprouvettes issues du lot-STRENGTH soit par l'analyse d'essais classiques de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées, soit par l'analyse d'essais alternatifs de pliage sur cornières stratifiées.

Le Tableau V-4 présente la comparaison de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  identifiée sur un essai de pliage sur cornière unidirectionnelle avec celle identifiée sur un essai de cisaillement interlaminaire sur plaque plane unidirectionnelle. Le Tableau V-4 présente également la comparaison de la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  identifiée sur un essai de pliage et de dépliage sur cornière stratifiée orientée avec celle identifiée sur un essai de cisaillement interlaminaire sur plaque plane stratifiée orientée.

	Résistance de cisaillement hors-plan $S_{13}^R$	Résistance de cisaillement hors-plan $S_{23}^R$
Essais CIL sur plaques stratifiées	107 MPa	65 MPa
Essais de pliage sur cornières stratifiées	89 MPa	49 MPa
Écart	-17%	-25%

*Tableau V-4 : Comparaisons des résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  identifiées soit un essai de pliage sur cornières stratifiées soit sur un essai de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées.*

On constate donc que les résistances de cisaillement hors-plan identifiées à partir d'essais de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées planes sont environ 20% supérieures à celles identifiées à partir d'essais de pliage/dépliage sur cornières stratifiées. Ce constat est en accord avec les conclusions de la section V.3.6. En effet, le taux de pré-compaction des plis dans une cornière composite est nécessairement moins important que pour une simple plaque plane. Il est donc nécessaire d'effectuer l'identification des résistances de cisaillement hors-plan sur cornières composites dont le procédé de fabrication est représentatif de celui l'application industrielle visée. Cette comparaison justifie donc la proposition, dans le cadre de cette thèse, d'un essai de pliage sur cornière alternatif afin d'identifier les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$ .

## **V.5 CONCLUSIONS.**

Dans le chapitre IV, il a été montré que la résistance de traction hors-plan était sensible au procédé de fabrication. Il nous a donc paru essentiel que les résistances de cisaillement hors-plan soient déterminées sur une structure dont le procédé de fabrication était représentatif de l'application finale à savoir les cornières composites stratifiées. Toutefois, il a été montré dans le chapitre II qu'aucun essai sur cornière n'était utilisé pour la détermination des résistances hors-plan.

Par conséquent, nous avons proposé un essai alternatif de pliage sur cornières composites. En partant d'un essai de dépliage sur cornière, déjà réalisé dans l'industrie aéronautique pour de la validation de critère de rupture, l'idée a consisté dans un premier temps à faire varier les différents paramètres géométriques de la cornière (rayon, la longueur des bras, angle de la cornière...) et a estimé par simulations éléments finis leur influence sur l'état de multiaxialité des contraintes dans les différentes parties de la cornière. Suite à ces calculs, nous avons pu déterminer une configuration géométrique de cisaillement quasi-pure en sortie de rayon dans le bras inférieur sans toutefois parvenir à annihiler totalement la composante de traction hors-plan encore présente dans le rayon (quoique très faible). L'idée suivante a donc consisté à modifier le chargement appliqué à la cornière pour générer des contraintes de compression hors-plan dans le rayon et ainsi obtenir une rupture dans le bras inférieur par cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$ . Nous avons donc ainsi proposé l'essai de pliage sur cornière stratifié unidirectionnel qui permet d'identifier la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$ . De plus, contrairement à une cornière UD, les cornières stratifiées multi-couches constituées de plis à  $0^\circ$ ,  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$  (représentatives de celles utilisées dans l'aéronautique) sont soumises à des contraintes hors-plan multiaxiales. En effet, les simulations éléments finis de dépliage sur cornière stratifiée multicouches montre que le bras inférieur est soumis à la fois à du cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et du cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  généré essentiellement aux interfaces entre les plis à  $45^\circ$  et  $90^\circ$ . Les bandes de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$  sont clairement distinctes et lorsque le cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  est maximal, le cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  est minimal et réciproquement. La rupture par délaminage a alors lieu dans les bandes de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  car la résistance  $S_{23}^R$  est nettement inférieure à la résistance  $S_{13}^R$ , cette résistance étant essentiellement liées aux propriétés de la matrice.

Suite à la détermination des configurations de montage et des dimensions d'éprouvettes effectuées au travers de simulations éléments finis précédentes, des essais de pliage sur cornières stratifiées ont été réalisés à l'Onera. Les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  ont été déterminées respectivement sur un stratifié unidirectionnel (100/0/0),  $[0_8]_s$  noté UD et un stratifié orienté (50/25/25),  $[0_3/45/90_2/135/0]_s$  noté OR. Les deux empilements présentaient une épaisseur de 4.19 mm. Ces essais ont été richement instrumentés afin de mieux appréhender les mécanismes d'endommagement et de rupture spécifiques à ce type d'essais. Aucun endommagement plan n'a été observé avant la rupture finale de l'éprouvette due au délaminage intervenant soit dans le bras inférieur pour l'empilement UD soit en sortie de rayon pour l'empilement orienté. La localisation du délaminage est tout à fait satisfaisante au regard des résultats d'essais. L'analyse de ces essais a été effectués par éléments finis et a permis de déterminer la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  à partir de l'essai de pliage sur cornière UD et la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  à partir des essais de pliage et de dépliage sur cornière stratifiée orientée.

A travers diverses études, nous avons montré que les essais de pliage sur cornières stratifiées sont des essais pertinents pour la détermination des résistances de cisaillement hors-plan du matériau. Tout d'abord, il a été montré par une étude de sensibilité sur les propriétés élastiques du matériau (Modules de Young et coefficients de Poisson) qu'il n'était pas nécessaire d'avoir une connaissance précise du comportement matériau pour déterminer les résistances de cisaillement hors-plan. Cet essai est donc un essai isostatique au même titre que les essais de caractérisation dans le plan actuellement utilisés dans l'industrie aéronautique. Ensuite, il a été montré numériquement que bien que le délaminage puisse s'amorcer aux bords de l'éprouvette, ce dernier ne peut se propager au cœur de l'éprouvette avant que les contraintes à rupture de cisaillement hors-plan ne soient atteintes dans la partie centrale du rayon. Pour les empilements considérés (respectant les contraintes de drapage en vigueur dans le domaine aéronautique), il semble que l'on puisse s'affranchir des effets de bords lors de la détermination des résistances de cisaillement hors-plan. Enfin, nous avons montré numériquement que la propagation du délaminage amorcé au cœur de la cornière était instable, ce qui avait été également constaté expérimentalement. Le mode de propagation du délaminage est ici essentiellement du mode II pour l'empilement UD et du mode III pour les empilements multicouches. L'essai de pliage sur cornières stratifiées nous permet donc d'identifier de manière robuste les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  mais ne permet pas une identification des ténacités du matériau en mode II et mode III.

Nous avons proposé un essai de pliage sur cornières original permettant d'identifier les résistances de cisaillement hors-plan sur des éprouvettes représentatives de pièces aéronautiques et de leur procédé de fabrication. Afin de montrer l'intérêt de cet essai, des essais de cisaillement interlaminaire (CIL), classiquement utilisés, ont également été effectués. Nous avons considéré différentes séquences d'empilement peu délaminantes (notées UD, OR, QI, DIS) et ce pour différentes épaisseurs (16, 32 et 48 plis). L'analyse de ces essais a été effectuée avec des simulations éléments finis qui ont permis d'identifier une résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  à partir des résultats d'essais de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées d'UD. Il a aussi été montré que cette résistance était indépendante de l'épaisseur totale de l'éprouvette. Sur les autres plaques stratifiées présentant des empilements multicouches (OR, QI, DIS) contenant des plis à  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$ , une résistance de cisaillement  $S_{23}^R$  a également pu être identifiées. Il a, à nouveau, été montré que cette résistance était quasi-indépendante de l'épaisseur totale de l'éprouvette (sauf pour les éprouvettes, car l'indentation du rouleau dans l'éprouvette complexifie notablement l'analyse de l'essai pour les éprouvettes de faibles épaisseurs). Enfin, il a également été montré expérimentalement une forte sensibilité des résistances de cisaillement hors-plan au procédé de fabrication. En effet, en changeant de sous-traitant pour la fabrication des plaques stratifiées (la fréquence de pré-compactage des plis n'étant pas identique pour les deux sous-traitants), des variations notables (de l'ordre de 30%) des résistances de cisaillement ont été mesurées.

Nous avons constaté expérimentalement que (i) les résistances de cisaillement hors-plan sont très sensibles au lot matière employé et (ii) que les résistances de cisaillement hors-plan identifiées à partir d'essais de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées planes sont environ 20% supérieures à celles identifiées à partir d'essais de pliage/dépliage sur cornières stratifiées, le procédé de fabrication des cornières composites étant plus complexe que celui de plaques planes. Cette comparaison permet donc de justifier la proposition, dans le cadre de cette thèse, d'un essai de pliage sur cornière alternatif à l'essai classique de cisaillement



interlaminaire afin d'identifier les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  et  $S_{23}^R$  pour des structures composites en formes de cornières en L.

Dans les chapitre IV et V, nous avons présentées la procédure d'identification des résistances hors-plan d'un matériau composite utilisé pour la réalisation de cornières composites. L'ensemble des essais ayant servis à cette identification a été réalisé sur des cornières stratifiées dont la géométrie et le procédé de fabrication sont représentatif de l'application finale. Les résistances hors-plan du matériau T700GC/M21 identifiées suite à l'analyse des essais des chapitres IV et V sont reportées dans le Tableau V-5.

	Résistance de traction hors-plan $Z_t$	Résistance de cisaillement $S_{13}^R$	Résistance de cisaillement $S_{23}^R$
T700GC/M21	51 MPa	89 MPa	49 MPa

*Tableau V-5 : Identification des résistances hors-plan du matériau T700GC/M21.*

Le chapitre suivant sera donc dédié à la validation du modèle de rupture 3D progressif détaillé dans le chapitre III et de la procédure d'identification associée présentée dans les deux derniers chapitres. Le chapitre VI présentera le protocole de validation du critère de rupture 3D, les essais réalisés et permettra de justifier notamment les différents couplages entre les mécanismes de rupture observés dans les cornières composites.

# CHAPITRE VI :

## VALIDATION EXPERIMENTALE DU CRITERE DE RUPTURE HORS-PLAN

---

<b>VI.1 INTRODUCTION.</b>	<b>151</b>
<b>VI.2 DEFINITION DE LA CAMPAGNE D'ESSAIS POUR LA VALIDATION DU CRITERE DE RUPTURE HORS-PLAN.</b>	<b>152</b>
VI.2.1 Essai de validation classiquement utilisé dans l'industrie aéronautique.	152
VI.2.2 Définitions des configurations d'essais alternatives.	154
<b>VI.3 PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE DE VALIDATION SUR CORNIERES STRATIFIEES.</b>	<b>158</b>
<b>VI.4 METHODE D'ANALYSE DES ESSAIS DE VALIDATION SUR CORNIERES.</b>	<b>160</b>
<b>VI.5 EXPLOITATION DES DONNEES EXPERIMENTALES.</b>	<b>162</b>
VI.5.1 Détection de l'endommagement intralaminare avant rupture par délaminage.	162
VI.5.2 Validation des simulations éléments finis par comparaison avec les mesures de déformations et de déplacement.	163
<b>VI.6 ANALYSE DES ESSAIS.</b>	<b>167</b>
VI.6.1 Analyse classique des essais de validation sur cornières.	167
VI.6.2 Principe de la méthode d'analyse des essais.	172
VI.6.3 Validation de l'enveloppe de rupture dans les plans $(\sigma_{33}, \tau_{13})$ et $(\sigma_{33}, \tau_{23})$ .	174
VI.6.4 Validation du couplage entre le cisaillement hors-plan et la compression sens fibre. 176	
<b>VI.7 CONCLUSION.</b>	<b>179</b>

---



## VI.1 INTRODUCTION.

Nous avons présenté, dans le chapitre III, l'approche progressive de la rupture tridimensionnelle et en particulier proposé un critère de rupture hors-plan permettant de prévoir l'amorçage du délaminage au sein de cornières composites. Un point clé de cette thèse réside dans la proposition d'une méthodologie d'identification des résistances hors-plan adaptée aux cornières stratifiées composites, ce qui a été présenté dans les chapitres IV et V. Cette identification a été réalisée sur des cornières dont le procédé de fabrication est représentatif des pièces aéronautiques. Ce point est particulièrement important car il a été montré précédemment que les propriétés hors-plan du matériau étant très sensibles aux conditions d'élaboration (et notamment de la fréquence de pré-compactage des plis) et que les résistances identifiées sur plaques composites pouvaient être jusqu'à 20% supérieures à celles identifiées sur cornières, et rendant ainsi les prévisions du modèle de rupture sur l'application industrielle finale non conservatives. Le Tableau VI-1 rappelle les résistances hors-plan identifiées dans les deux chapitres précédents.

	Résistance de traction hors-plan $Z_t$	Résistance de cisaillement $S_{13}^R$	Résistance de cisaillement $S_{23}^R$
T700GC/M21	51 MPa	89 MPa	49 MPa

Tableau VI-1 : Résistances hors-plan du matériau T700GC/M21 identifiés à partir d'essais de flexion 4 points et de pliage sur cornière.

Nous nous intéressons à présent au dernier objectif de cette thèse, à savoir la validation expérimentale du critère de rupture hors-plan proposé dans le chapitre III et en particulier des couplages introduits entre les différents mécanismes de ruine.

L'étude bibliographique réalisée dans le chapitre II, nous a montré que peu de données expérimentales étaient disponibles pour la validation du critère de rupture hors-plan. En effet, Christensen et DeTeresa [Christensen 04] ont proposé un essai sur éprouvette diablo permettant la validation d'un renforcement apparent de la résistance de cisaillement combiné avec un chargement de compression hors-plan comme introduit dans leur modèle. L'essai Arcan modifié [Cognard 06] permet également de tester le matériau pour différents rapports de chargement traction hors-plan/cisaillement hors-plan, voire des chargements combiné de faible compression hors-plan et fort cisaillement. Toutefois, les éprouvettes testées lors de ces deux études (respectivement des diabolos très épais ou des plaques stratifiées minces ne sont pas représentatives de l'application finale aussi bien d'un point de vue géométrique que de procédé de fabrication.

Par conséquent, dans ce chapitre, nous présenterons comment nous avons déterminé et mis en place une campagne expérimentale sur cornières composites stratifiées permettant de valider le critère de rupture hors-plan proposé (section VI.2). L'ensemble des essais a été effectué à l'Onera et chaque essai a été richement instrumenté (VI.3). Les résultats d'essais ont été analysés par éléments finis (section VI.4) et la confiance à accorder aux simulations a été évaluée au travers de comparaisons entre les résultats de calculs et les données expérimentales aussi bien en termes de réponse globale de la structure que de réponse locale du matériau (section VI.5). Les prévisions du modèle en termes de force à rupture finale et localisation des délaminages seront comparées aux résultats d'essais (VI.6.1). Les essais seront ensuite analysés plus finement pour valider les différents couplages introduits dans le modèle. La démarche adoptée pour capitaliser au mieux les résultats d'essais sur structure sera présentée

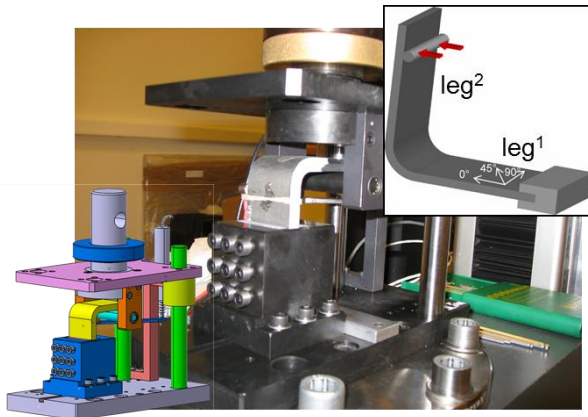
dans la section VI.6.2. Enfin, la validation des couplages au sein des différents modes de ruine rencontrés (plan ou hors-plan) sera présentée dans les sections et VI.6.3.

## **VI.2 DEFINITION DE LA CAMPAGNE D'ESSAIS POUR LA VALIDATION DU CRITERE DE RUPTURE HORS-PLAN.**

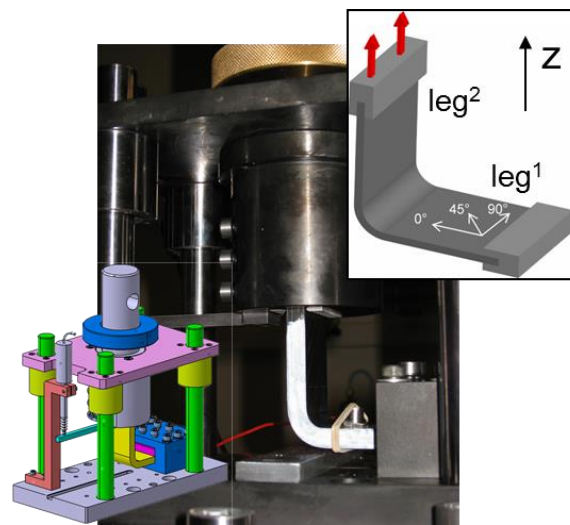
### **VI.2.1 Essai de validation classiquement utilisé dans l'industrie aéronautique.**

Des essais de dépliages sur cornières sont actuellement réalisés pour valider le dimensionnement des structures composites soumises à des sollicitations complexes 3D, telles que les cornières composites. Dans ces essais de dépliages, d'importantes contraintes de traction hors-plan et de cisaillement hors-plan sont présentes dans le rayon de l'éprouvette soumise à un dépliage et induisent la rupture par délaminage. Deux différents cas de chargement, représentatif de chargement réellement appliqué à une cornière dans un avion, sont distingués :

- L'essai classique de dépliage (noté UT1 et montré sur la Figure VI-1) consiste à déplier la cornière à l'aide d'un rouleau tandis que l'autre bras ( $\text{leg}^1$ ) de la cornière est encastré. Cet essai induit d'importantes contraintes de traction hors-plan et des contraintes de cisaillement hors-plan modéré dans le rayon de la cornière.
- Un essai de dépliage modifié (noté UT2 et montré sur la Figure VI-2) consiste à tirer sur un bras ( $\text{leg}^2$ ) dans la direction z (les déplacements dans les autres directions ne sont pas autorisés) tandis que l'autre bras est encastré. Ce type d'essai induit des contraintes de traction et compression hors-plan ainsi que des contraintes de cisaillement hors-plan dans le rayon de la cornière.



*Figure VI-1: Principe de l'essai de dépliage sur cornière UT1.*



*Figure VI-2: Principe de l'essai de dépliage sur cornière UT2.*

Les dimensions des éprouvettes (Figure VI-3 pour l'essai de dépliage UT1 et Figure VI-4 pour l'essai de dépliage UT2) sont définies par le rayon interne ( $R_i$ ), la longueur du bras inférieur ( $L_{\text{leg}^1}$ ), du bras supérieur ( $L_{\text{leg}^2}$ ), la largeur ( $W$ ), l'angle entre les deux bras ( $\alpha$ ) et l'épaisseur totale de l'éprouvette ( $t$ ). Les dimensions du rouleau de l'essai UT1 sont définies par le rayon du rouleau ( $R_r$ ) et la distance entre le rouleau de charge et le bras  $\text{leg}^1$  ( $L_{\text{span}}$ ).

La longueur des bras est souvent définie comme une fonction de l'épaisseur totale de l'éprouvette et est égale à  $L_{\text{leg}^1} = 3.t$  et  $L_{\text{leg}^2} = 5.t$ .

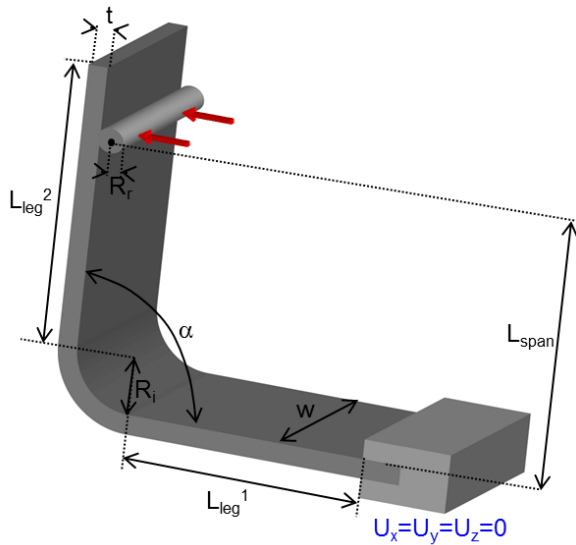


Figure VI-3: Présentation de la configuration de l'essai dépliage UT1 sur cornière stratifiée.

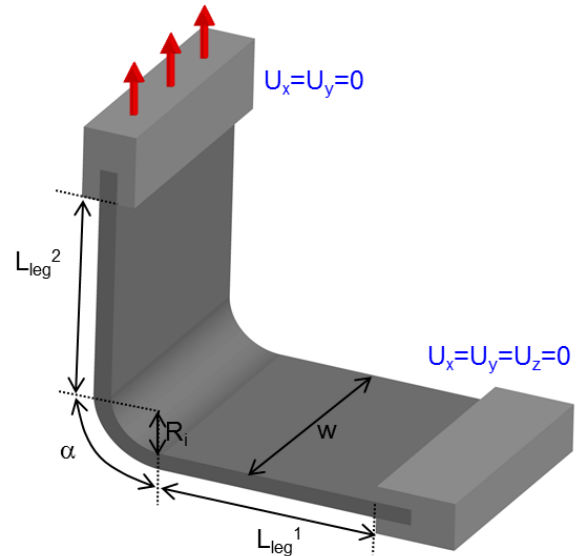


Figure VI-4: Présentation de la configuration de l'essai dépliage UT2 sur cornière stratifiée.

Concernant les essais de dépliage sur le montage UT1, la rupture par délaminage est prévu dans le rayon de la cornière où la contrainte hors-plan  $\sigma_{33}$  est maximale. Les autres composantes hors-plan ( $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$ ) sont faibles. Ce faciès de rupture est couramment observé pour ce type de configuration d'essais.

Concernant les essais de dépliage sur le montage UT2, et dans le cas d'empilement unidirectionnel, la contrainte hors-plan  $\sigma_{33}$  est importante dans le rayon mais contrairement à l'essai UT1, la contrainte de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  n'est plus négligeable. La rupture est à nouveau due au délaminage qui intervient dans le rayon.

Pour les autres séquences d'empilement (avec des plis à  $\pm 45^\circ$  et  $90^\circ$ ), le faciès de rupture est différent d'un empilement UD et le délaminage intervient dans le bras inférieur. En effet, pour ces éprouvettes, la rupture est due cette fois à un important cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$ , la contrainte hors-plan  $\sigma_{33}$  est très négligeable. Cette configuration d'essais sur éprouvettes orientées a été présentée en détails dans la chapitre V.

Les configurations testées sur les deux types d'essais de dépliages permettent seulement de décrire une petite partie (couplage traction / cisaillement hors-plan) des deux plans ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{13}$ ) et ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{23}$ ) des contraintes hors-plan à rupture. En effet, le critère de rupture est validé uniquement pour des chargements combinés (i) d'important traction hors-plan ( $\sigma_{33}$ ) et faible cisaillement hors-plan ( $\tau_{13}$  et  $\tau_{23}$ ) ou (ii) important cisaillement hors-plan ( $\tau_{23}$ ) et faible traction hors-plan ( $\sigma_{33}$ ). Les deux configurations testées ne permettent pas de valider les couplages introduits notamment entre la compression hors-plan et les cisaillements hors-plan.

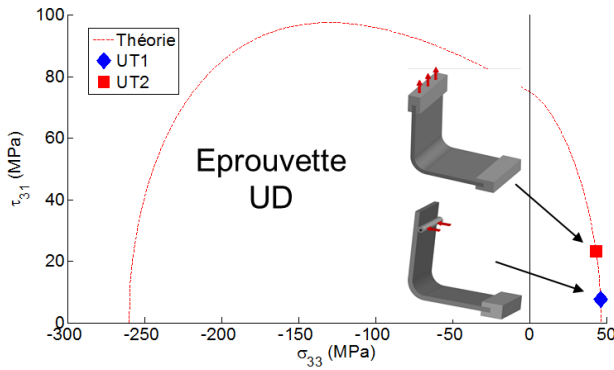


Figure VI-5: Visualisation du critère de rupture hors-plan dans le plan  $\sigma_{33}$ - $\tau_{31}$  et états de contrainte à rupture pour les deux configurations d'essais retenues.

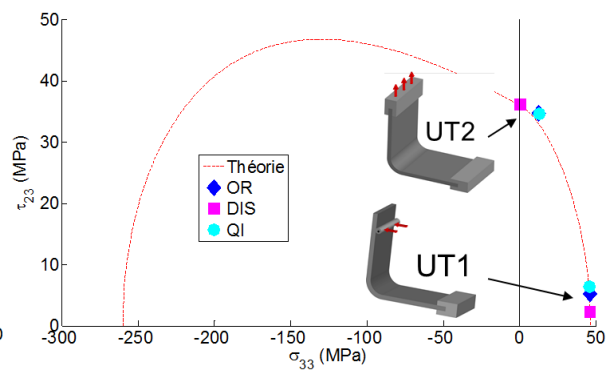


Figure VI-6: Visualisation du critère de rupture hors-plan dans le plan  $\sigma_{33}$ - $\tau_{23}$  et états de contrainte à rupture pour les deux configurations d'essais retenues.

Les configurations d'essais classiquement utilisées dans l'industrie ( $L_{leg}^1 = 3t$  et  $L_{leg}^2 = 5t$ ) pour justifier les méthodes de dimensionnement ne permettent que de valider partiellement les couplages entre mécanismes de ruine introduits dans le critère de rupture hors-plan proposé et notamment ne permettent de confirmer les couplages entre la compression hors-plan / les cisaillements hors-plan. Le but de la prochaine section sera de déterminer les configurations d'essais sur cornières stratifiées permettant de valider l'approche 3D de la rupture progressive ainsi que la procédure d'identification associée.

## VI.2.2 Définitions des configurations d'essais alternatives.

Pour valider l'enveloppe de rupture hors-plan, nous avons besoin d'avoir, dans le rayon de la cornière, différents niveaux de multiaxialités de contraintes hors-plan lors de la rupture de la structure par délaminage. Nous avons décidé de garder les essais de dépliages (montage déjà disponibles à l'Onera) et d'en modifier les configurations géométriques pour atteindre les différents niveaux de contraintes envisagés et ainsi valider les couplages pour les chargements combinés traction-cisaillement hors-plan de l'enveloppe de rupture. Concernant la validation des couplages pour les chargements combinés de compression-cisaillement hors-plan, nous avons vu précédemment (chapitre V) que ce type de sollicitation locale dans le rayon pouvait être obtenu lors d'un essai de pliage sur cornière. En effet, au lieu d'appliquer un chargement de traction sur le bras  $leg^2$  (montage UT2, montré sur la Figure VI-2), nous allons appliquer un chargement de compression sur ce même bras. Cet essai sera noté par la suite FT2. Pour l'autre type d'essai, nous avons choisi de plier, à l'aide d'un rouleau, la cornière dans la direction x. Cet essai sera noté par la suite FT1. Les Figure VI-7 et Figure VI-8 présentent les principes de ces deux types d'essais.

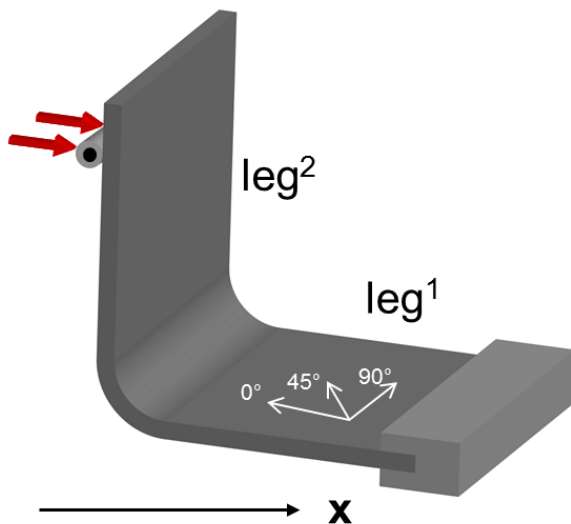


Figure VI-7: Principe de l'essai de pliage FT1 sur cornière stratifiée.

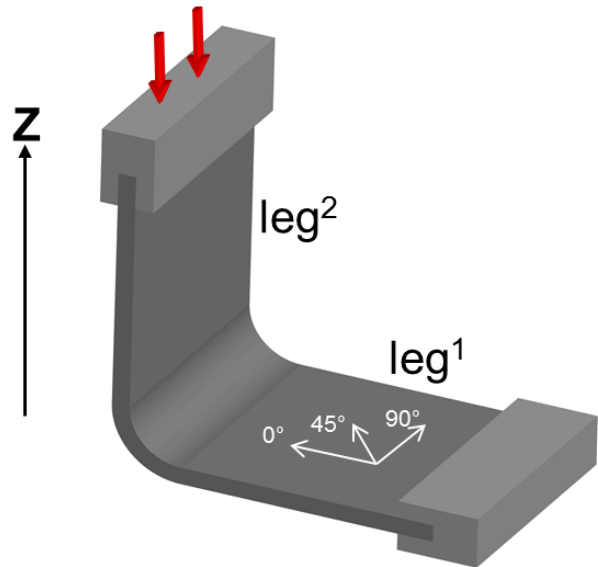


Figure VI-8: Principe de l'essai de pliage FT2 sur cornière stratifiée.

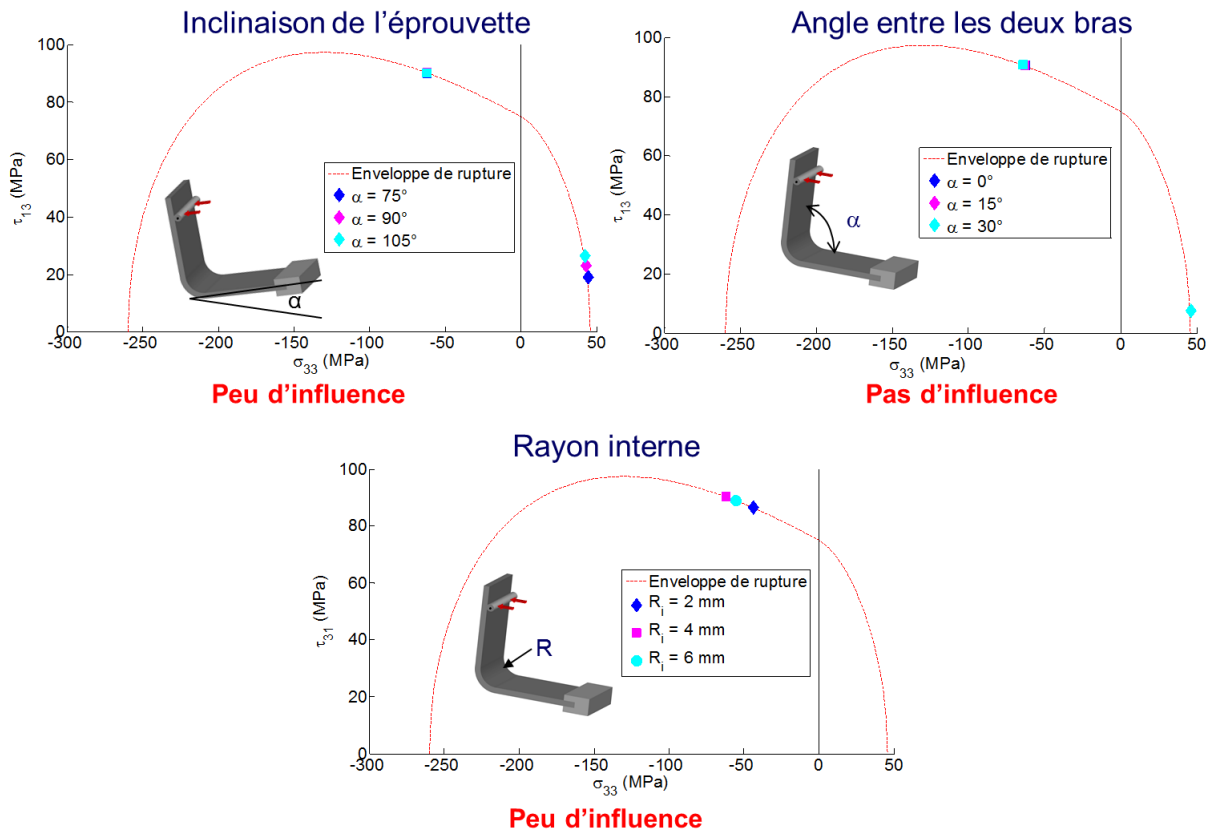
Avant d'expliquer comment les différentes configurations d'essais ont été déterminées, il convient de présenter les contraintes en terme de géométrie (i) imposées par l'utilisation de montages d'essais déjà existants à l'Onera et (ii) au procédé de fabrication des cornières stratifiées :

- Pour le montage UT1 : la longueur du bras  $leg^1$  ( $L_{leg^1}$ ) doit mesurer au moins 15 mm pour éviter que le rouleau entre collision avec le mors du bras inférieur. La distance du rouleau au bras inférieur ( $L_{span}$ ) ne pourra excéder 57 mm.
- Pour le montage UT2 : la longueur du bras supérieur  $leg^2$  ( $L_{leg^2}$ ) doit mesurer au moins 15 mm pour éviter que mors supérieur ne soit en contact avec les vis du mors inférieur.
- Pour le procédé de fabrication : le rayon interne de la cornière ( $R_i$ ) doit être au moins de 3 mm car la fabrication des cornières ayant un rayon inférieur devient complexe et la dispersion sur les cornières produites devient importante.

Pour obtenir les différents rapports de multiaxialité des contraintes au sein des différentes parties (rayon, bras supérieur et bras inférieur) de la cornière, nous avons fait varier tous les paramètres géométriques de la cornière (à savoir le rayon interne, l'angle entre les deux bras, l'angle d'application de l'effort, les longueurs de bras, ...).

La Figure VI-9 montre que certains de ces paramètres ont une faible (voire négligeable) influence sur l'état de multiaxialité des contraintes dans le rayon de la cornière. En effet, nous avons constaté que le rayon interne de l'éprouvette, l'angle entre les deux bras et l'inclinaison de l'éprouvette ont peu ou pas d'influence sur l'état de multiaxialité des contraintes.





*Figure VI-9: Paramètres ayant peu d'influence sur l'état de multiaxialité des contraintes hors-plan dans les cornières stratifiées sous différentes configurations d'essais de pliage/dépliage.*

Les paramètres ayant une influence de premier ordre sur l'état de multiaxialité des contraintes au sein de la cornière pour les essais de dépliage et de pliage sur cornières stratifiées semblent être la longueur des bras inférieur ( $leg^1$ ) et supérieur ( $leg^2$ ). Au cours des chapitres IV et V, il a été montré expérimentalement que les résistances hors-plan identifiées ne dépendaient pas de l'épaisseur totale de l'éprouvette. Aussi, pour cette étude, l'épaisseur totale des éprouvettes a été fixée à 16 plis, soit  $t = 4.19$  mm d'épaisseur.

La Figure VI-10 montre l'influence des longueurs des bras supérieur et inférieur sur l'état de multiaxialité des contraintes à rupture au sein d'une cornière stratifiée UD. Nous pouvons remarquer que pour une longueur donnée  $L_{leg^1}$ , la variation de l'autre longueur  $L_{leg^2}$  permet de "balayer" une partie de l'enveloppe de rupture dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ). La partie en traction-cisaillement peut-être validée au travers des comparaisons essais/calculs sur les quatre configurations retenues. Concernant la partie compression-cisaillement, les simulations que nous avons faites permettent seulement de couvrir une petite partie en faible compression hors-plan et important cisaillement hors-plan, mais permettront néanmoins de valider expérimentalement la présence d'un renforcement apparent de la résistance à rupture pour ce type de chargement combiné. En respectant les contraintes imposées par les montages existant et le procédé de fabrication, il ne nous a pas été possible de trouver de configuration pour des états de contraintes combinant une importante compression hors-plan et un faible cisaillement hors-plan.

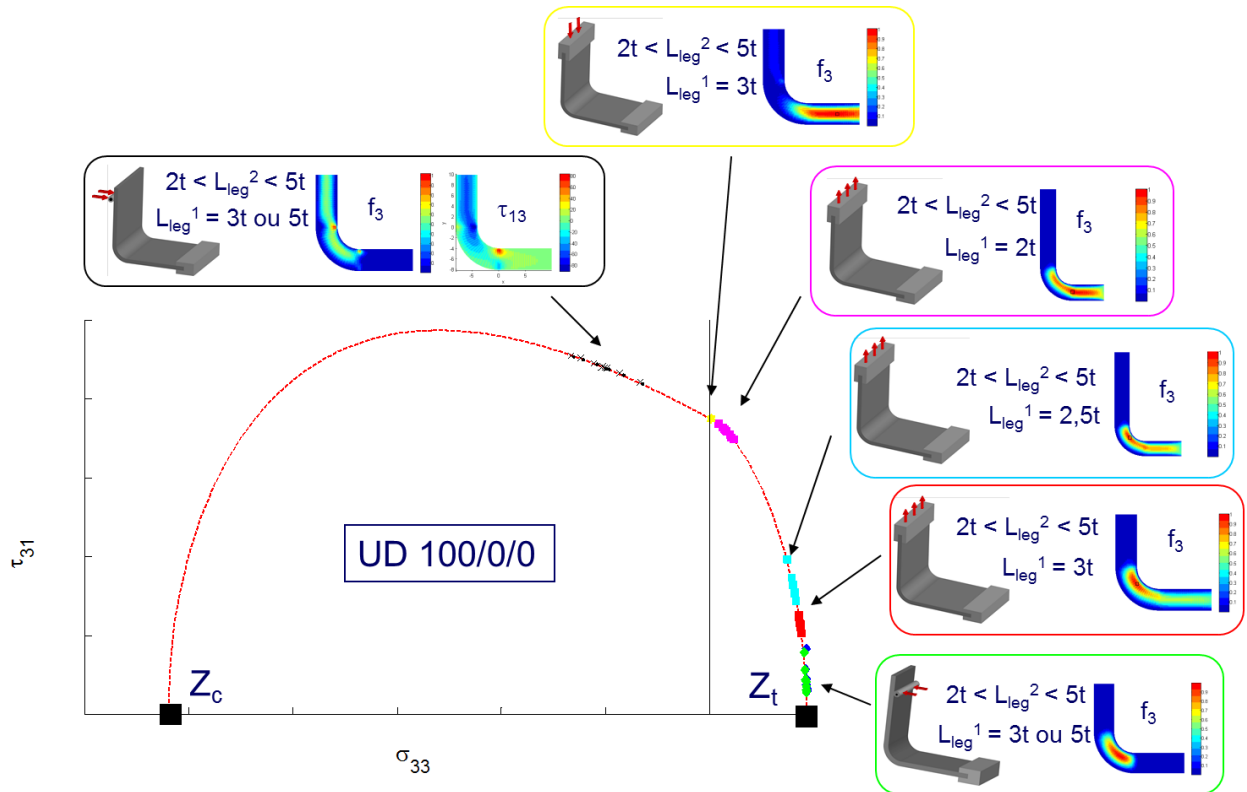


Figure VI-10: Influence des longueurs de bras d'une cornière stratifiée UD sur l'état de multiaxialité des contraintes à rupture.

Ce travail a été également réalisé pour l'empilement OR et les mêmes constatations ont été observées. Par conséquent, les Figure VI-11 et Figure VI-12 présentent respectivement les configurations retenues pour la validation des enveloppes de rupture prévues par le modèle proposé au chapitre III dans les plans des contraintes  $(\sigma_{33}-\tau_{13})$  et  $(\sigma_{33}-\tau_{23})$ .

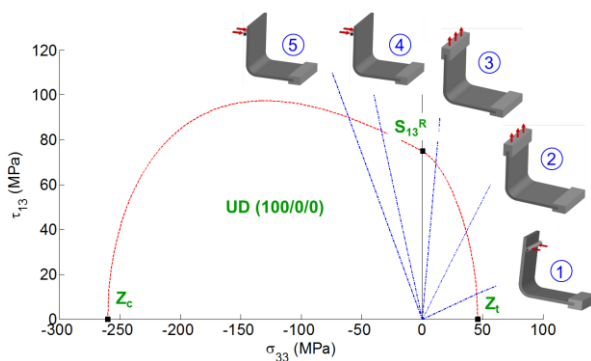


Figure VI-11: Configurations retenues pour la validation du critère de rupture hors-plan dans le plan des contraintes  $(\sigma_{33}-\tau_{13})$  sur des cornières stratifiées UD.

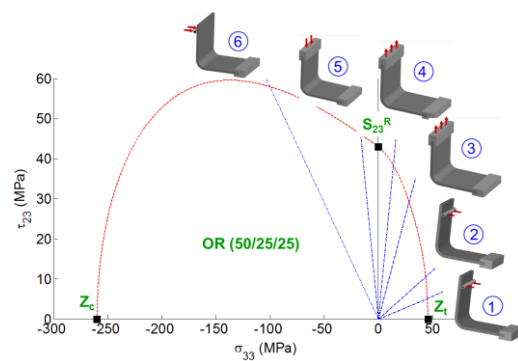


Figure VI-12: Configurations retenues pour la validation du critère de rupture hors-plan dans le plan des contraintes  $(\sigma_{33}-\tau_{23})$  sur des cornières stratifiées OR.

### VI.3 PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE DE VALIDATION SUR CORNIERES STRATIFIEES.

Deux séquences d'empilements issues du lot-STRENGTH ont été considérées :

- Un stratifié unidirectionnel (100/0/0) :  $[0_8]_s$  noté UD,
- Un stratifié orienté (50/25/25) :  $[0_3/45/90_2/135/0]_s$  noté OR,

Toutes les éprouvettes ont la même épaisseur totale de 4.19 mm (constitué de 16 plis). Cette campagne expérimentale a nécessité la fabrication de 36 cornières stratifiées (Tableau VI-2):

Empilements/Essais	UT1	UT2	FT1	FT2
UD	3	6	6	3
OR	6	6	3	3

*Tableau VI-2 : Nombre de cornières fabriquées par empilements et par essais.*

Les dimensions théoriques des éprouvettes, reportées dans le Tableau VI-3, sont les longueurs des bras ( $L_{leg}^1$  et  $L_{leg}^2$ ), l'épaisseur totale de l'éprouvette ( $t$ ), la largeur ( $W$ ), l'angle entre les bras ( $\alpha$ ), le rayon interne ( $R_i$ ), le rayon du rouleau ( $R_r$ ) et la distance du rouleau de chargement ( $L_{span}$ ).

On notera que l'épaisseur réelle des cornières a été systématiquement mesurée (moyenne de des épaisseurs mesurées en 5 points particuliers : à savoir 1 point au centre de chacun des bras et 3 points équi-répartis dans le rayon de la cornière). De plus, les séquences d'empilements pour chaque configuration testée (1 éprouvette par lot de 3) ont été contrôlées à partir d'observation au microscope avant la réalisation des essais.

Essai	$L_{leg}^1$ (mm)	$L_{leg}^2$ (mm)	Epaisseur $t$ (mm)	Largeur $W$ (mm)	Angle $\alpha$ (°)	$R_i$ (mm)	$R_r$ (mm)	$L_{span}$ (mm)	Empilement
UT1	27.6	21.	4.19	20.	90	4	7.5	8.4	OR
UT1	27.6	21.	4.19	20.	90	4	7.5	21.	UD, OR
UT2	8.4	36.	4.19	20.	90	4			UD
UT2	10.5	27.6	4.19	20.	90	4			UD
UT2	12.6	36.	4.19	20.	90	4			OR
UT2	21.	36.	4.19	20.	90	4			OR
FT1	27.6	21.	4.19	20.	90	4	7.5	8.4	UD
FT1	27.6	21.	4.19	20.	90	4	7.5	21.	UD, OR
FT2	12.6	36.	4.19	20.	90	4			UD, OR

*Tableau VI-3 : Dimensions théoriques des cornières stratifiées testées.*

Les essais sont réalisés sur une machine électromécanique à déplacement imposé (Figure VI-13). Pour les essais notés UT2 et FT2, les essais sont pilotés en déplacement par le mors supérieur. Pour les essais notés UT1 et FT1, les essais sont pilotés en déplacement par le rouleau supérieur. On notera que les rouleaux sont fabriqués en acier et des roulements à billes sont également utilisés afin de minimiser la friction entre les rouleaux et l'éprouvette, comme pour les essais de flexion quatre points sur cornières présentées au chapitre IV. La vitesse de déplacement imposé lors des essais est de 0.5 mm/min.

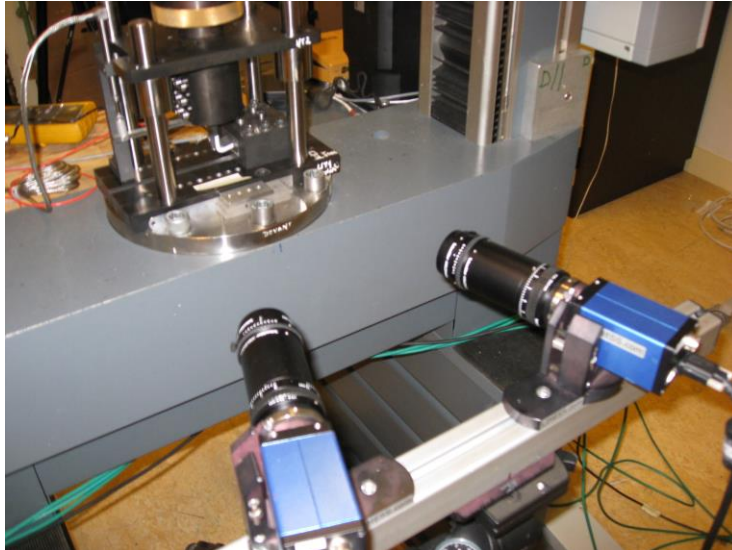


Figure VI-13: Dispositif expérimental de l'essai de dépliage/pliage sur cornières stratifiées disponible à l'Onera.

Pour chacune des configurations, les essais sont répétés trois fois pour obtenir une estimation de la dispersion. Pour chaque groupe de 3 éprouvettes, plusieurs types d'instrumentations peuvent-être utilisés pour avoir des informations globales (à l'échelle de la structure) et locales (à l'échelle du matériau).

L'instrumentation utilisée (Figure VI-14) lors de chaque essai est la suivante : (i) un capteur LVDT pour mesurer le déplacement du mors supérieur (pour les montages UT2 et FT2) ou du rouleau (pour les montages UT1 et FT1), (ii) l'émission acoustique (pour s'assurer qu'aucun endommagement n'intervient avant la ruine finale des éprouvettes par délaminage), (iii) de plus, un bord de l'éprouvette est peint en blanc pour faciliter la détection du délaminage. De plus, pour une éprouvette par lot de 3 éprouvettes, nous utilisons (iv) une mesure de champs de déplacements et de déformation à l'aide d'un système de stéréo-corrélation d'images (Vic3D<sup>®</sup>) et (v) une jauge de déformation collée sur la face extérieure du rayon.

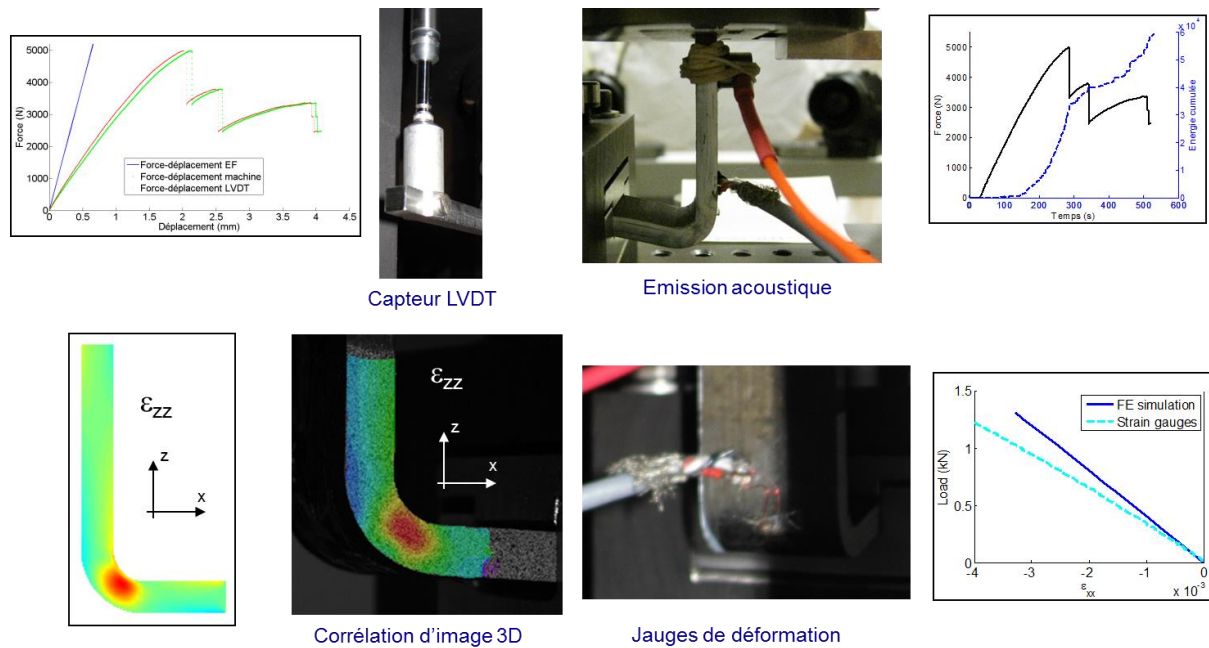


Figure VI-14: Instrumentations associées aux essais de dépliages/pliages sur cornières stratifiées.

#### VI.4 METHODE D'ANALYSE DES ESSAIS DE VALIDATION SUR CORNIERES.

Des simulations éléments finis ont été utilisées pour déterminer le champ de contraintes et de déformations dans les différentes parties de la cornière. Ces simulations ont été réalisées avec le code Abaqus<sup>®</sup> pour prévoir la réponse globale de la structure, le comportement local du matériau et la rupture finale de l'éprouvette due au délaminage.

Des éléments volumiques linéaires (c3d8) sont utilisés à raison d'un élément par pli dans l'épaisseur. Le maillage est raffiné dans les zones d'intérêt (où l'éprouvette est encastree, sous la zone du rouleau et dans le rayon de la cornière), afin de mieux décrire les gradients de contraintes dans ces parties critiques de la cornière. La taille de maille est augmentée dans les bras afin de diminuer les temps de calcul.

Le pli UD est supposé isotrope transverse avec un comportement linéaire élastique. Les non linéarités matériaux ne sont pas prises en compte car à nouveau, les contraintes planes ne sont pas suffisamment élevées lors de la rupture par délaminage pour que les non linéarités matériau, telles que le non linéarité sens fibre ou la viscoélasticité de la matrice puissent avoir une influence notable sur le comportement. Concernant la présence éventuelle de fissuration matricielle dans la cornière avant la rupture finale par délaminage, ce point sera traité en détail dans la section VI.5.1.

Les propriétés élastiques d'un pli UD de T700GC/M21 sont les mêmes que celles utilisées dans le chapitre IV et sont reportées dans le Tableau VI-4.

$E_{11}$ (MPa)	$E_{22}$ (MPa)	$E_{33}$ (MPa)	$\nu_{12}$	$\nu_{23}$	$G_{12}$ (MPa)
115000	8500	8500	0.32	0.4	4500

Tableau VI-4 : Propriétés élastiques d'un pli UD de T700/M21 [Huchette 05].

Les Figure VI-15 et Figure VI-16 présentent les conditions aux limites des deux configurations d'essais de dépliage considérés dans cette étude.

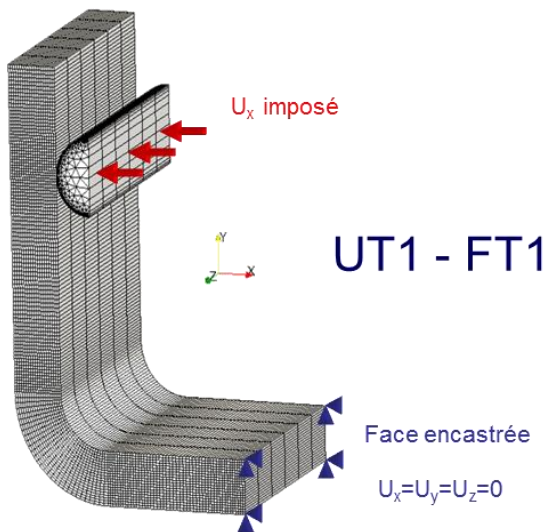


Figure VI-15: Conditions aux limites de l'essai de dépliage/pliage UT1/FT1.

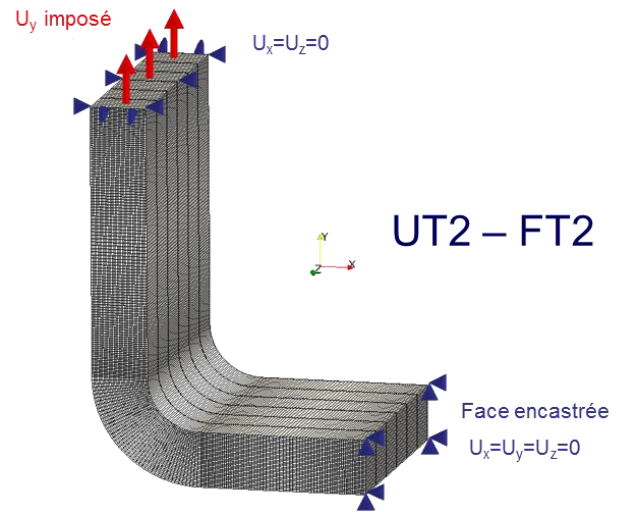


Figure VI-16: Conditions aux limites de l'essai de dépliage/pliage UT2/FT2.

Concernant l'essai de dépliage UT1, le chargement est appliqué par le déplacement  $U_x$  imposé sur la face droite du demi-rouleau. Le bras inférieur est considéré comme encastré ( $U_x=U_y=U_z=0$ ). D'un point de vue expérimental, le rouleau est monté sur roulement à billes ce qui permet sa rotation et conduit à un faible frottement entre le rouleau et l'éprouvette. D'un point de vue simulation, le contact est pris en compte entre le rouleau et l'éprouvette, et le frottement est supposé négligeable.

La moitié du rouleau est maillée avec des éléments linéaires volumiques (c3d6). Le rouleau est en acier, supposé isotrope, avec les propriétés suivantes :  $E = 210$  GPa et  $\nu = 0.3$ . La loi matériau du rouleau est supposée élastique linéaire. Les niveaux de contraintes dans les rouleaux dans les simulations sont inférieurs au sein de plasticité de l'acier considéré.

D'un point de vue pratique, le déplacement  $U_x$  est imposé progressivement au rouleau. Les valeurs du critère de rupture hors-plan  $f_3^\pm$ , présenté dans le chapitre III, dans le plan médian de la cornière (loin des bords) sont extraites du calcul pour la force à rupture expérimentale.

Concernant l'essai de dépliage UT2, le chargement est appliqué par le déplacement  $U_y$  imposé sur la face supérieure du bras supérieur de la cornière tandis que le bras inférieur est encastré ( $U_x=U_y=U_z=0$ ). De plus, les déplacements de la face supérieure du bras supérieur suivant la direction  $x$  et  $z$  sont bloqués. D'un point de vue pratique, le déplacement à rupture  $U_y$  est imposé progressivement à la face du bras supérieur. Les valeurs du critère de rupture hors-plan  $f_3^\pm$  dans le plan médian de l'éprouvette (loin des bords) sont extraites du calcul pour la force à la rupture expérimentale.

Les modèles éléments finis des configurations notées FT1 et FT2 sont très similaires. Pour la configuration notée FT1, le rouleau pousse cette fois sur la face extérieure de la cornière (voir Figure VI-7) et pour la configuration notée FT2, un déplacement  $U_y$  négatif est imposé à la face supérieure du bras supérieur de la cornière (voir Figure VI-8).



## VI.5 EXPLOITATION DES DONNEES EXPERIMENTALES.

Le but de cette section est de comparer les données expérimentales obtenues avec les simulations éléments finis afin de montrer que le comportement global (courbe force/déplacement) et local (déformation mesurée avec les jauges et/ou la corrélation d'images numériques) sont bien reproduits par les modèles EF.

### VI.5.1 Détection de l'endommagement intralaminaire avant rupture par délaminage.

Aucun événement acoustique notable n'a été enregistré avant la rupture finale pour les empilements UD (Figure VI-17) et OR (Figure VI-18). Cela signifie qu'il n'y a pas d'endommagement plan (fissuration transverse) avant la rupture finale de la cornière par délaminage. En effet, nous avons dimensionné les essais pour ne pas avoir d'endommagement avant la rupture, afin de simplifier l'analyse de ces derniers.

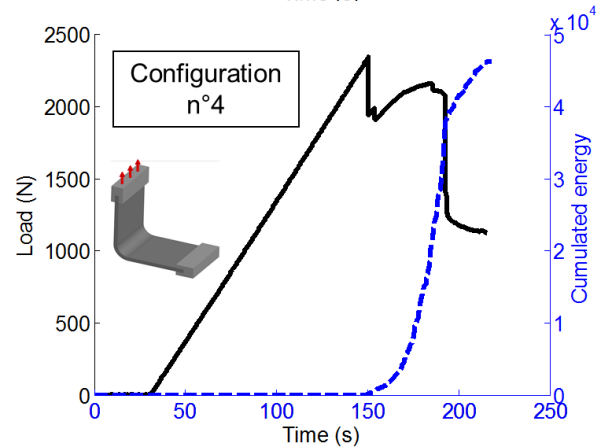
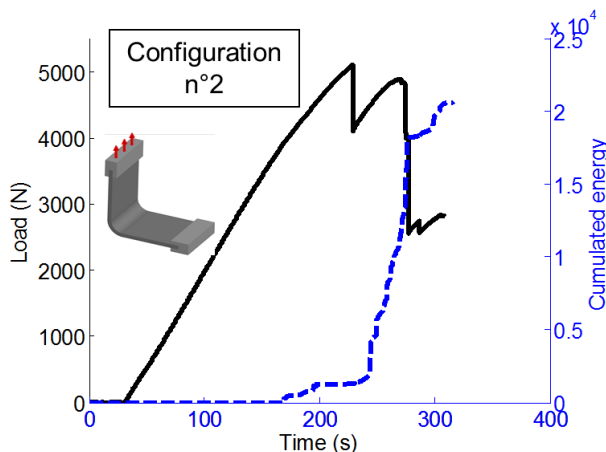
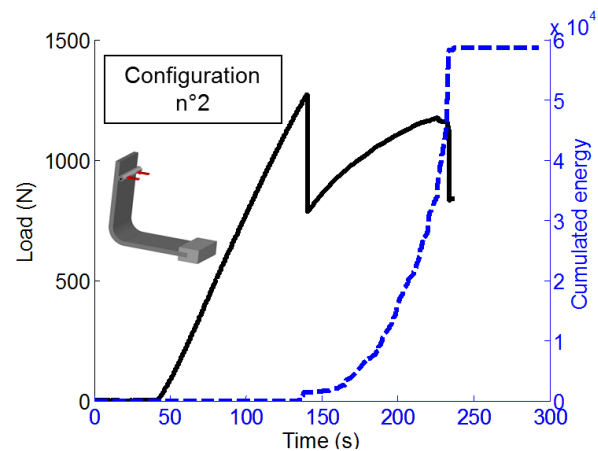
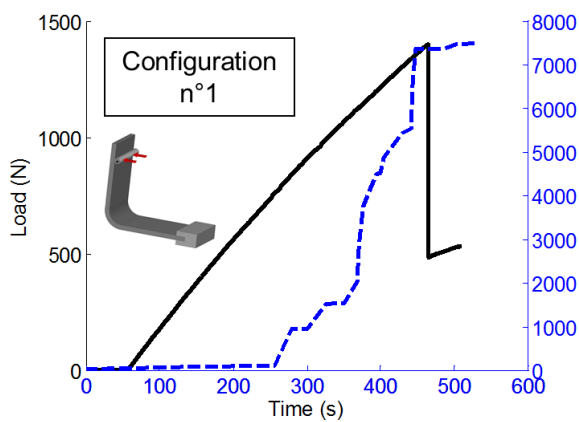


Figure VI-17: Évolution de l'énergie cumulée mesurée par émission acoustique en fonction de la force appliquée pour différentes configurations d'essais sur cornières UD.

Figure VI-18: Évolution de l'énergie cumulée mesurée par émission acoustique en fonction de la force appliquée pour différentes configurations d'essais sur cornières OR.

Dans la suite de ce chapitre, l'endommagement plan n'a donc pas été pris en compte dans nos simulations éléments finis, car il n'a pas été observé expérimentalement d'endommagement notable (fissuration traversante dans l'éprouvette). La non prise en compte de

l'endommagement plan simplifie drastiquement l'analyse et permet de minimiser les temps de calculs par éléments finis.

### **VI.5.2 Validation des simulations éléments finis par comparaison avec les mesures de déformations et de déplacement.**

La stéréo-corrélation d'images numériques nous permet de mesurer le déplacement global de l'éprouvette à partir de l'observation d'une des deux faces de l'éprouvette. Nous pouvons également estimer les déformations grâce à la dérivation du champ de déplacement mesuré. De plus, une jauge de déformation a été collée sur le rayon de la face extérieure de la cornière. On notera également que le déplacement imposé aux cornières a également été mesuré par un capteur LVDT, localisé sous le mors supérieur des montages UT2/FT2 et face opposé au rouleau d'appui pour les montages UT1/FT1.

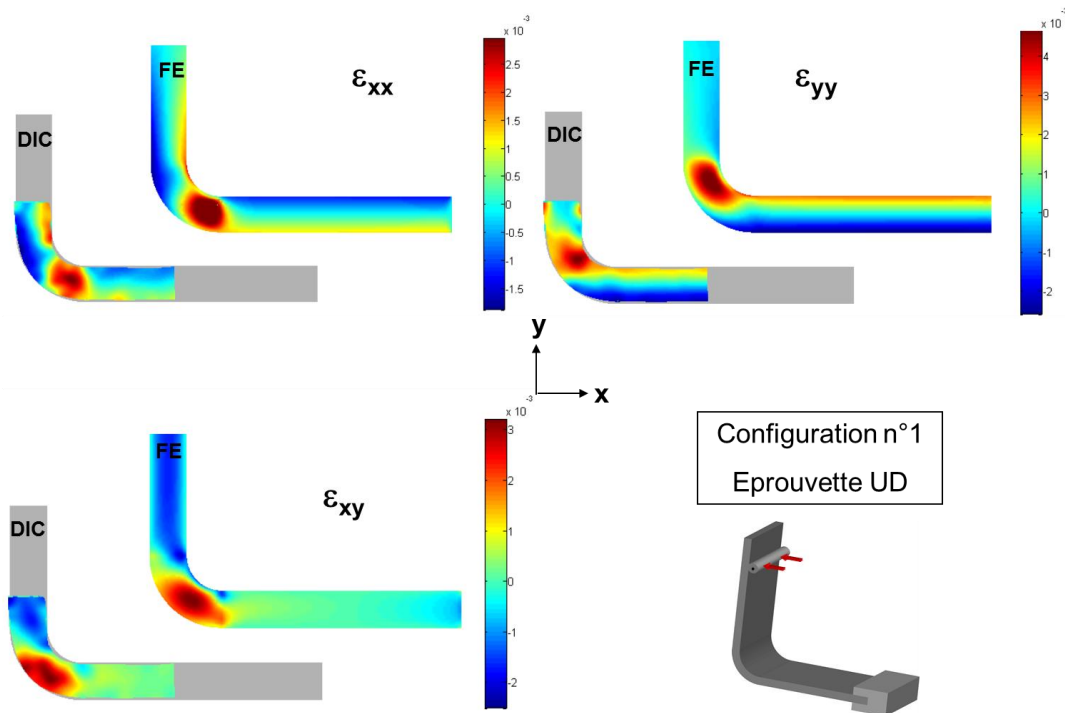
#### **VI.5.2.1 Comparaison des déformations prévues et mesurées par corrélation d'images numériques et jauges.**

Les Figure VI-19 et Figure VI-20 présentent dans le repère global (x,y), la comparaison entre les champs de déformation déterminés par les simulations éléments finis et ceux mesurés par la corrélation d'images numériques respectivement sur une éprouvette UD soumise à un effort de dépliage de type UT1 et de type UT2 à 60% de la force à rupture.

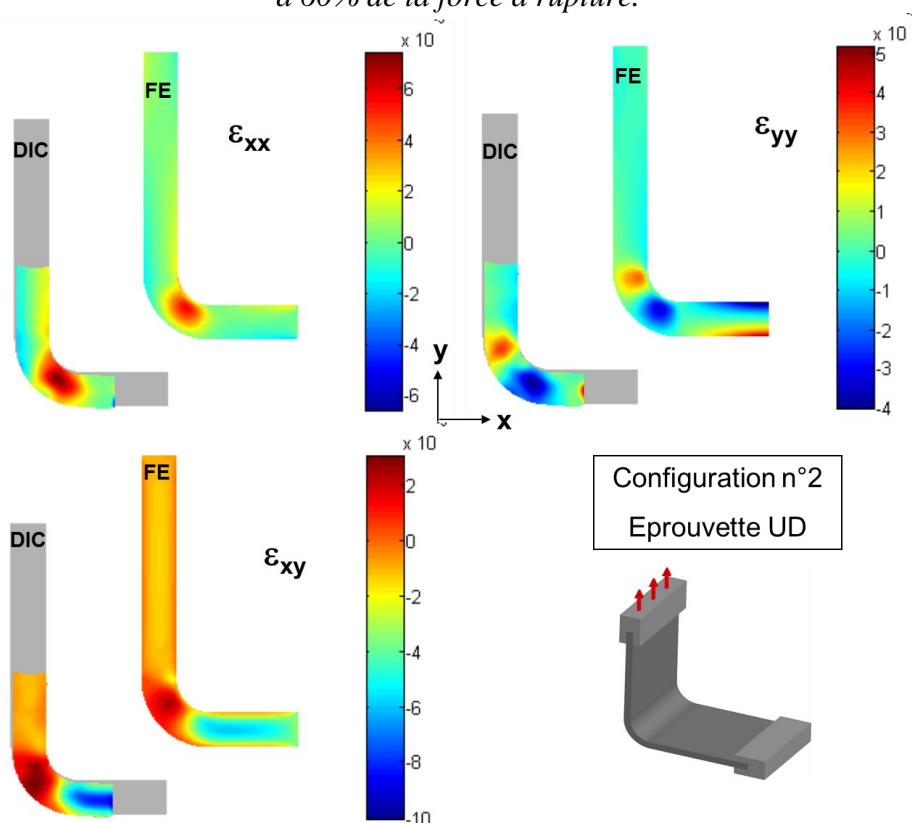
Nous avons constaté que les champs de déformation déterminés par les simulations éléments finis sont en bon accord d'un point de vue qualitatif (forme des champs de déformation) et également d'un point de vue quantitatif (les comparaisons sont effectuées pour le même niveau de force). Les conclusions sont identiques pour l'autre empilement multicouche (empilement orienté).

Les comparaisons des gradients des déformations mesurées et prévues au sein des cornières permettent de valider les méthodes de dimensionnement qui ont permis de sélectionner ce type d'essais pour la validation du critère de rupture hors-plan. En effet, comme le comportement peut-être raisonnablement supposé linéaire élastique jusqu'à la rupture (absence d'endommagement et les autres sources de non linéarité peuvent être négligées due aux faibles niveaux de contraintes), nous pouvons considérer que les états multiaxiaux de contraintes recherchés ont été atteints au travers de l'analyse de la forme des champs de déformations mesurées par corrélation d'images numériques.





*Figure VI-19: Comparaison des champs de déformations mesurées par corrélation d'images et ceux déterminés par éléments finis pour une éprouvette UD soumise à un essai de dépliage UT1 à 60% de la force à rupture.*



*Figure VI-20: Comparaisons des champs de déformation mesurés par corrélation d'images et ceux déterminés par éléments finis pour une cornière UD soumise à un essai de dépliage UT2 à 60% de la force à rupture.*

En complément, les Figure VI-21 et Figure VI-22 montrent la comparaison entre les déformations mesurées par la jauge de déformation collée sur le rayon extérieur des cornières UD respectivement soumise à un essai de dépliage UT1 et UT2. Nous pouvons constater que les déformations déterminées par les simulations éléments finis ne sont pas en très bon accord avec les données expérimentales (erreur de 20% pour la charge à rupture). Cet écart peut être dû à plusieurs causes (pouvant éventuellement se cumuler). Tout d'abord, les jauges sont supposées parfaitement collées au centre du rayon. Les déformations prévues par les simulations éléments finis sont moyennées sur la position et la taille de la grille théorique de la jauge. La méconnaissance sur la position exacte de la jauge pourrait expliquer en partie les écarts observés entre le modèle et la mesure. On notera également que la prise en compte de l'élasticité non linéaire sens fibre en compression pourrait permettre d'améliorer sensiblement les prévisions. Toutefois, le gain en terme de prévision du comportement local (et bien sur en terme de prévision de la rupture) doit être mis en balance avec la complexité de la loi matériau à utiliser (et à identifier) et de l'augmentation notable des coûts de calculs. Nous rappelons que les travaux menés dans le cadre de cette thèse doivent pouvoir être utilisés en bureaux d'étude chez l'industriel. Aussi, il ne nous a pas semblé judicieux d'introduire cette non linéarité dans les simulations. Les conclusions sont identiques pour l'autre empilement multicouche (empilement orienté). Enfin, les propriétés élastiques utilisées pour les simulations éléments finis ont été déterminées à partir d'essais sur plaques planes. Il est donc possible que les propriétés élastiques du matériau composite au sein des cornières soient légèrement inférieures, ce qui expliquerait également les écarts observés.

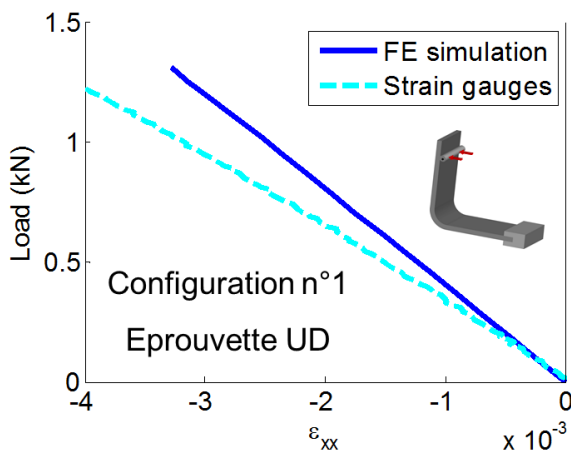


Figure VI-21: Comparaison de la déformation mesurée par la jauge et celle déterminée par éléments finis pour une éprouvette UD soumise à un essai de dépliage UT1.

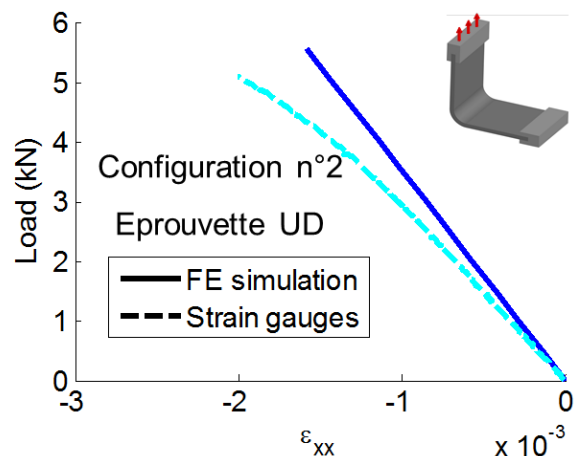


Figure VI-22: Comparaison de la déformation mesurée par la jauge et celle déterminée par éléments finis pour une éprouvette UD soumise à un essai de dépliage UT2.

En conclusion, il est important de noter que la bonne adéquation entre les champs de déformations mesurés par corrélation d'images ou issus du calcul, nous permet de valider l'étape de dimensionnement des essais et en particulier les estimations effectuées en aveugle des états multiaxiaux de contraintes dans la structure. Toutefois, afin d'affiner les prévisions des niveaux de contraintes et de déformation, et ainsi d'améliorer l'adéquation avec les mesures de jauges, ils conviendraient probablement d'améliorer la description du comportement matériau.

Ce travail de comparaison entre les champs déformations (mesurés par corrélation d'images numériques), les déformations (mesurées par jauge) et les simulations éléments finis a également été réalisé pour l'essai de pliage FT1 et FT2. Les mêmes conclusions ont été établies, à savoir que les simulations éléments finis décrivent de manière tout à fait satisfaisante les gradients de déformation mesurées par corrélations d'images mais ne sont pas en bon accord avec les mesures des jauges, probablement pour les mêmes raisons que précédemment.

En conclusion de cette section, pour valider la pertinence des simulations éléments finis, nous avons montré que les prévisions par calculs des déformations du matériau au sein de l'éprouvette étaient en bon accord avec les déformations locales mesurées par corrélation d'images numériques. La bonne description des gradients de déformation, pour les configurations d'essais sur cornières retenues, au sein desquelles aucun endommagement plan n'a été détecté avant la rupture finale et pour lesquelles les autres sources de non linéarité (élasticité non linéaire sens fibre et viscosité de la matrice) sont négligeables, permet de valider l'étape de dimensionnement des essais et en particulier les estimations effectuées en aveugle des états multiaxiaux de contraintes dans la structure.

Ceci nous permet donc d'atteindre un bon niveau de confiance dans les prévisions des états de contraintes locales dans la structure. On notera toutefois que l'adéquation entre les prévisions des simulations par éléments finis et les mesures des jauges peuvent être améliorées par une meilleure description du comportement matériau et notamment par l'introduction du comportement élastique non linéaire sens fibre. Il ne nous a pas semblé judicieux d'introduire cette non linéarité dans les simulations, car elle induit une augmentation notable de la complexité du modèle et du coût de calcul, l'approche proposée devant être utilisée en bureau d'étude. Cette validation était nécessaire pour pouvoir ensuite valider le critère de rupture proposé dans ce travail.

La prochaine section sera donc consacrée à l'analyse des différentes configurations d'essais et à la validation du critère de rupture hors-plan dans les plans des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) et ( $\sigma_{33}, \tau_{23}$ ).

## VI.6 ANALYSE DES ESSAIS.

### VI.6.1 Analyse classique des essais de validation sur cornières.

La première étape de cette analyse consiste à comparer les faciès de rupture observés expérimentalement (photos post-mortem) avec ceux prévus par les simulations éléments finis. Les Figure VI-23 et Figure VI-24 présentent respectivement les comparaisons entre les faciès de rupture prévues et observées pour les cornières UD et OR.

Pour les deux empilements considérés, les éprouvettes soumises à un essai de dépliage (UT1 et UT2) ont toutes rompues à cause d'un délaminage se produisant dans le rayon. Sur toutes ces éprouvettes, cette première rupture est également la rupture finale de la structure entraînant une perte de rigidité macroscopique importante. Enfin, nous avons constaté que le délaminage se propager dans la cornière de manière instable et instantanément.

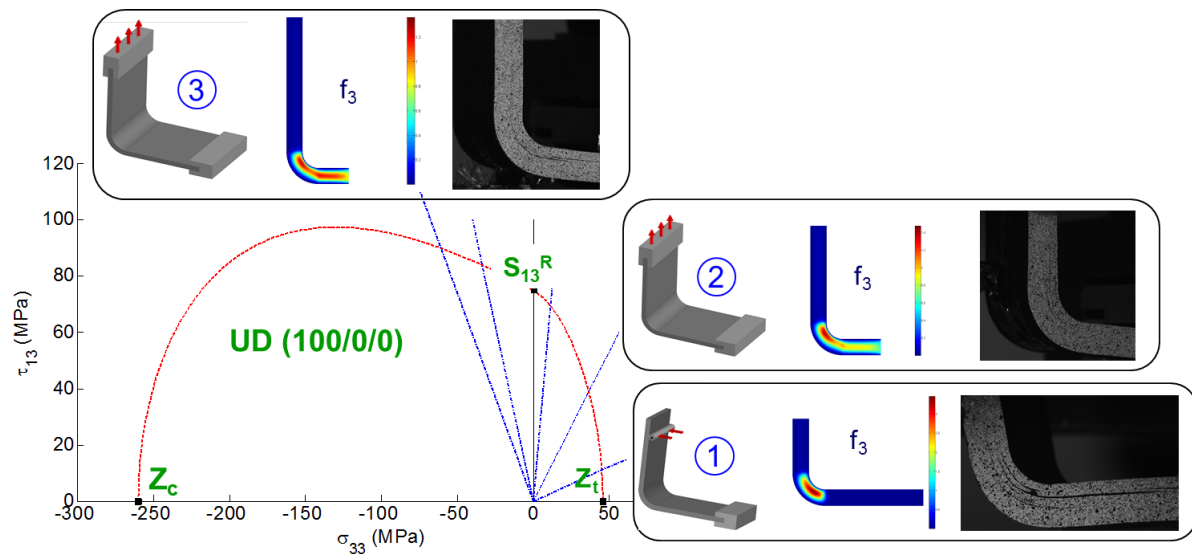


Figure VI-23: Comparaison des faciès de rupture observés avec ceux prévus par simulations éléments finis pour une cornière UD.

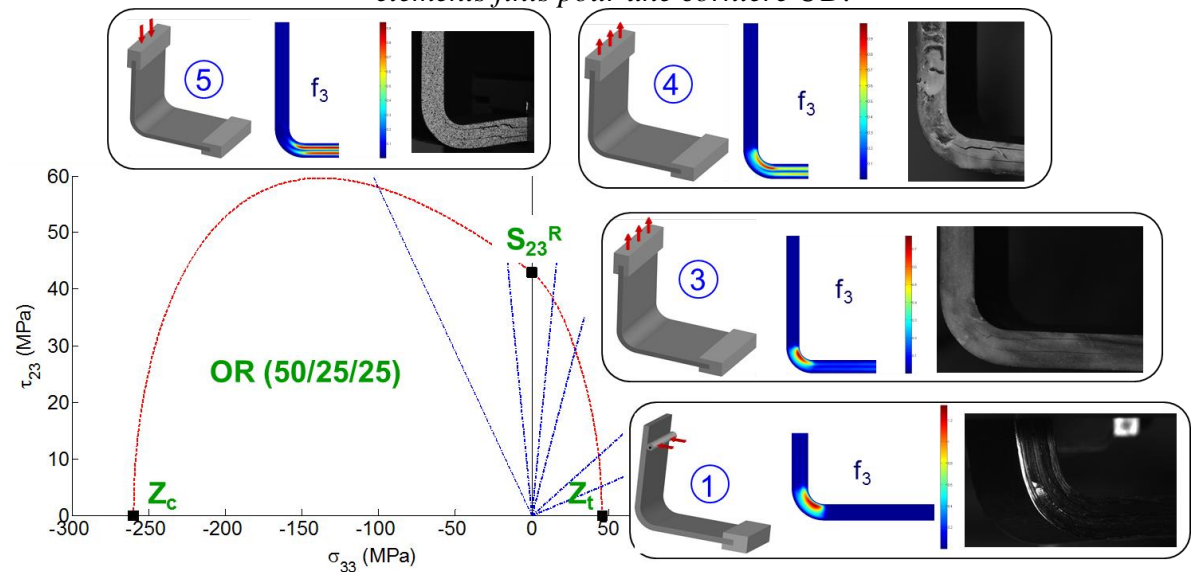


Figure VI-24: Comparaison des faciès de rupture observés avec ceux prévus par simulations éléments finis pour une cornière OR.

Pour les cornières soumises à un essai de dépliage UT1, la rupture finale par délaminage se produit dans le rayon et se propage ensuite dans le bras inférieur pour les deux empilements considérés (UD et OR).

Pour les cornières soumises à un essai de dépliage UT2 (configuration n°2 pour les cornières UD et configuration n°3 pour les cornières OR), configurations dimensionnées pour obtenir à la fois des contraintes de cisaillement de traction hors-plan, le faciès de rupture est différent selon l'empilement considéré. En effet, pour un empilement UD, le délaminage se produit dans le rayon et se propage dans le bras supérieur ( $leg^2$ ) tandis que pour un empilement OR, le délaminage se propage dans le bras inférieur ( $leg^1$ ). Ces deux faciès de rupture sont bien reproduits par le critère de rupture proposé comme montré sur les Figure VI-23 et Figure VI-24.

Pour les dernières configurations d'essais de dépliage UT2, (configuration n°3 pour les cornières UD et configuration n°4 pour les cornières OR), le délaminage s'amorce dans le rayon et se propage dans le bras inférieur ( $leg^1$ ). On notera que pour les cornières OR, ce délaminage se propage uniquement dans les bandes de cisaillement hors-plan  $\tau_{23}$  où les autres composantes hors-plan sont négligeables. Pour la cornière UD, le délaminage se propage à l'interface la plus faible ou celle présentant un défaut. Dans le bras inférieur, l'état de contrainte locale correspond à un chargement de cisaillement interlaminaire  $\tau_{13}$  quasi-pure, les autres composantes hors-plan ( $\sigma_{33}$  et  $\tau_{23}$ ) étant négligeables, comme détaillé dans le chapitre V.

Enfin pour une cornière OR soumise à un essai de pliage FT2, (configuration n°5 pour les cornières OR), la rupture par délaminage se produit dans le bras inférieur et se propage jusqu'au rayon. Le délaminage ne se propage pas au delà du début de rayon car celui-ci est soumis à un chargement de compression hors-plan tendant à augmenter les résistances apparentes en cisaillement hors-plan du matériau. A nouveau, la rupture a lieu dans les bandes de cisaillement  $\tau_{23}$  aux interfaces de plis  $45^\circ$  et  $90^\circ$  car la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{23}^R$  identifiée est notablement plus faible que la résistance de cisaillement hors-plan identifiée  $S_{13}^R$ .

Enfin, les faciès de rupture des cornières soumises à un essai de pliage FT1 ne sont pas représentés dans les figures précédentes car la rupture de ces éprouvettes est due à une rupture de fibre en compression au lieu d'une rupture hors-plan par délaminage. Ce point sera détaillé dans la section VI.6.4

Les comparaisons entre les faciès de rupture post-mortem observés et ceux prévus sont en bon accord et permettent de valider les prévisions en terme de localisation de l'amorçage du délaminage dans la structure composite.

La seconde étape consiste donc à comparer les forces à rupture expérimentales mesurées lors de l'essai avec celles prévues par le critère de rupture utilisée. Afin de montrer la nécessité d'effectuer l'identification des résistances de cisaillement hors-plan sur des éprouvettes dont le procédé de fabrication soit représentatif de celui des cornières composites, l'ensemble des comparaisons entre les forces à rupture prévues et mesurées sera effectué en utilisant soit (i) les résistances de cisaillement hors-plan identifiées à partir d'essais sur cornières stratifiées (reportées sur le Tableau VI-1), soit (ii) les résistances de cisaillement hors-plan identifiées à partir d'essais de cisaillement interlaminaires sur plaques stratifiées (reportées sur le Tableau V-4). Nous rappelons ici que l'idée de ce chapitre est à la fois de valider le critère de rupture 3D proposé et la procédure d'identification associée.

La Figure VI-25 présente la comparaison entre les forces à rupture mesurées et celles prévues par le modèle proposé pour des cornières UD soumises à deux configurations d'essai de dépliage UT2. On notera que la dispersion expérimentale sur les forces à rupture est très faible.

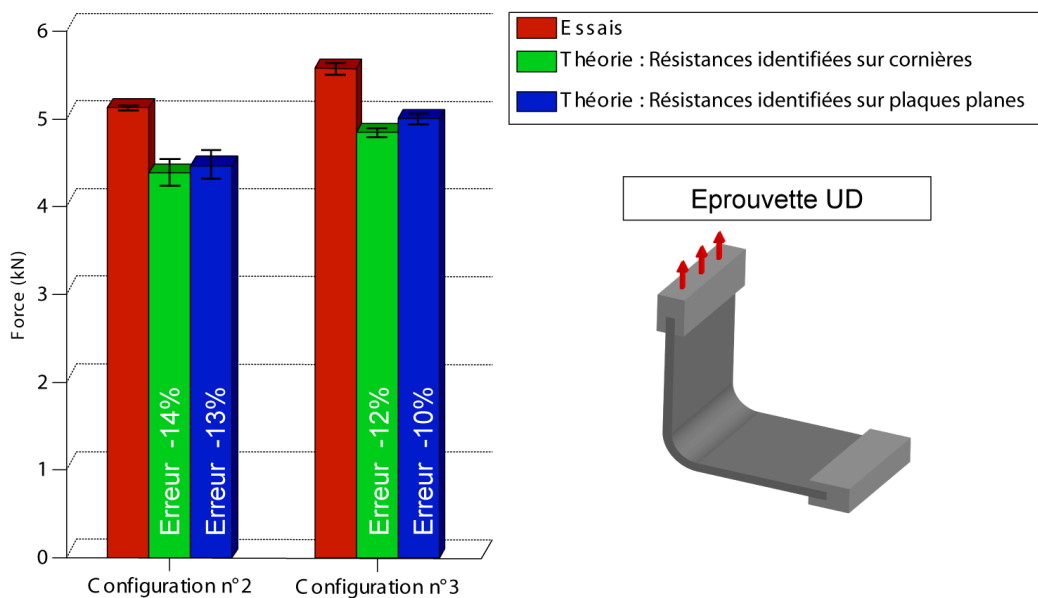


Figure VI-25: Comparaison des forces à rupture expérimentales et théoriques pour des cornières UD soumises à deux configurations d'essai de dépliage UT2.

Pour les deux configurations, les forces à ruptures prévues par le critère de rupture hors-plan sont conservatives et les erreurs sont respectivement de -14% et -12% pour les configurations n°2 et n°3. Les deux jeux d'identification permettent d'obtenir sensiblement les mêmes prévisions car la rupture par délaminage est dans le cas présent essentiellement due au chargement de traction hors-plan dans le rayon. On notera que nous n'avons pas reporté la comparaison pour une cornière UD soumise à un essai de dépliage UT1 noté configuration 1. En effet, pour cette configuration, les cornières ont rompu à une force exceptionnellement élevée (quasiment un facteur 2). Cette résistance exceptionnellement élevée n'est pas cohérente avec l'ensemble des résultats d'essais obtenus dans cette étude et n'a donc pas été considéré dans l'analyse présentée dans cette section.

Les Figure VI-26 et Figure VI-27 montrent à présent les comparaisons des forces à rupture théoriques et expérimentales pour des cornières soumises à différentes configurations d'essais de dépliage UT1 et UT2.

Pour les cornières OR soumises à deux configurations d'essais de dépliage UT1 (voir Figure VI-26), les forces à rupture prévues sont supérieures à celles mesurées expérimentalement de 4% (compris dans la dispersion expérimentale) pour la configuration n°1 et l'erreur est de +11% pour la configuration n°2. Bien que les prévisions ne soient pas conservatives, elles restent proches de la borne supérieure de la dispersion expérimentale sur cet essai.

Le rayon de la cornière étant majoritairement soumis à un chargement de traction hors-plan, à nouveau les deux jeux d'identification retenus permettent d'obtenir sensiblement les mêmes prévisions en termes de force à rupture.

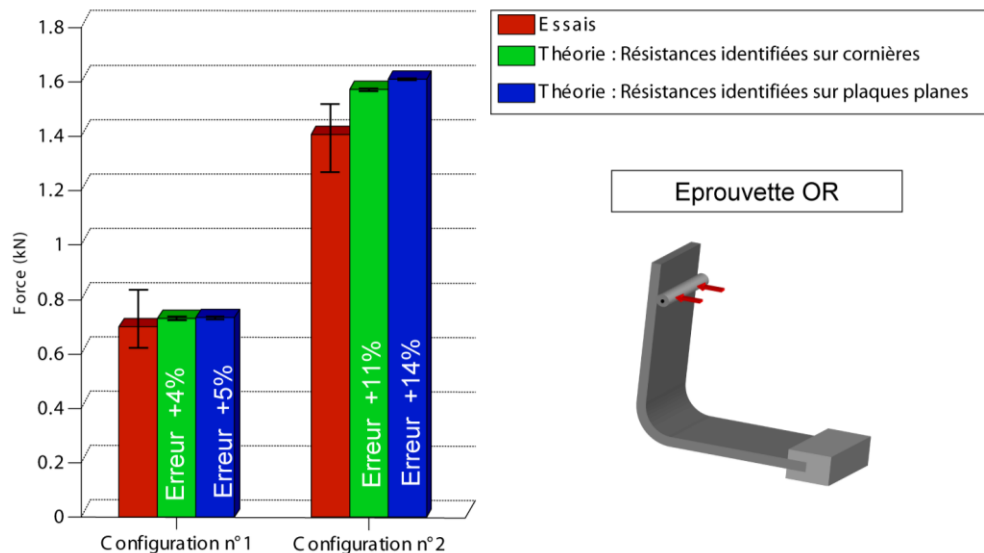


Figure VI-26: Comparaison des forces à rupture expérimentales et théoriques pour des cornières OR soumises à deux configurations d'essais de dépliage UT1.

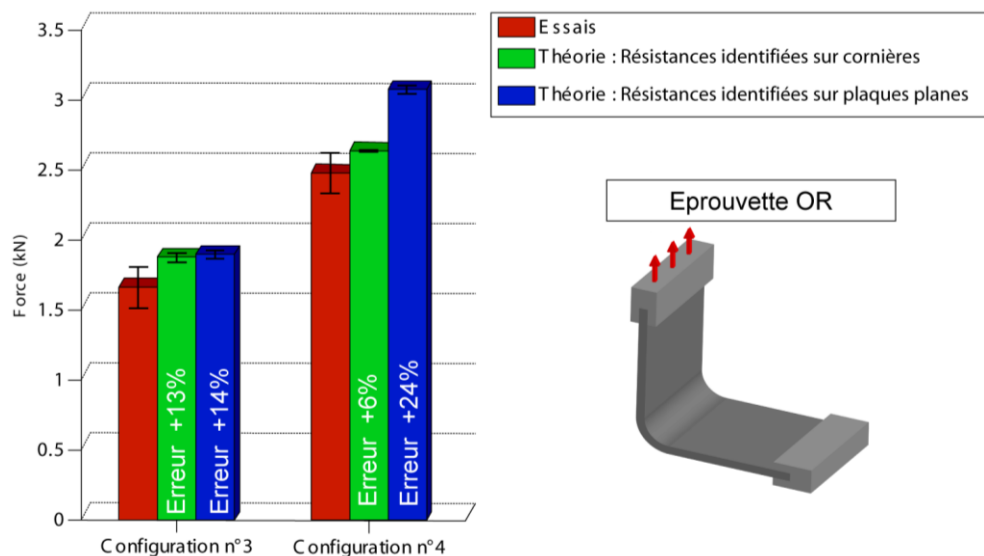


Figure VI-27: Comparaison des forces à rupture expérimentales et théoriques pour des cornières OR soumises à deux configurations d'essais de dépliage UT2.

Concernant les cornières OR soumises à deux configurations d'essai de dépliage UT2 (voir Figure VI-27), les forces à rupture prévues sont également supérieures aux forces expérimentales de +13% pour la configuration n°3 et de +6% pour la configuration n°4. Bien

que les prévisions ne soient pas conservatives, les forces à rupture prévues restent très proches de la borne supérieure de la dispersion expérimentale déterminée sur les essais de dépliage UT2.

L'utilisation des résistances de cisaillement hors-plan identifiées sur des cornières stratifiées (dont le procédé de fabrication est représentatif de l'application finale) est essentielle pour la prévision de la force à rupture de l'éprouvette dans le cas de la configuration n°4. En effet, dans cette configuration, un important chargement de cisaillement hors-plan dans le bras inférieur est imposé et est responsable de l'amorçage du délaminage. Si nous utilisons les résistances identifiées à partir d'essais de cisaillement interlaminaires sur plaques planes (dont le procédé de fabrication est non représentatif des cornières), la force à rupture prévue surestime la force à rupture expérimentale de 24% contre seulement 6% en utilisant les résistances hors-plan identifiées sur cornières stratifiées.

Enfin, la Figure VI-28 nous présente la comparaison des forces à rupture théoriques et expérimentales pour une cornière OR soumise à un essai de pliage FT2. La force à rupture prévue par le modèle est bon accord avec la force à rupture expérimentale. Cet essai n'est pas validant car il a été utilisé dans le chapitre V pour identifier la résistance de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$ . Comme constaté précédemment, le fait d'utiliser des résistances de cisaillement hors-plan identifiées sur des éprouvettes non représentatives du procédé de fabrication entraîne une surestimation importante de la force à rupture prévues (+27%).

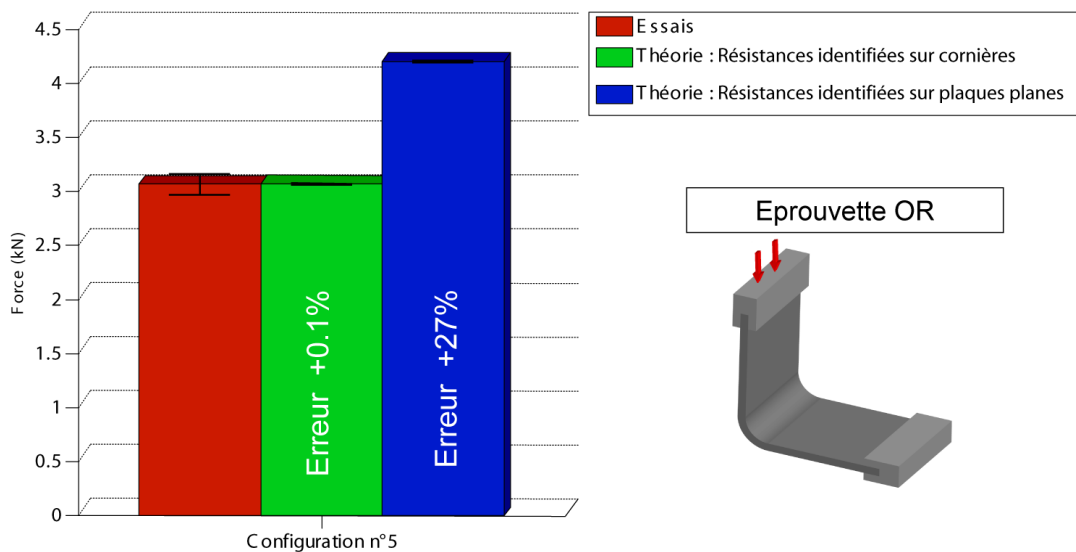


Figure VI-28: Comparaison des forces à rupture expérimentales et théoriques pour des cornières OR soumises à un essai de pliage FT2.

Comparer uniquement les forces à ruptures expérimentales avec celles prévues par le critère de rupture hors-plan nous a permis de valider partiellement le critère de rupture hors-plan proposé et la procédure d'identification sur cornière proposée. Néanmoins, il est possible de capitaliser davantage l'ensemble des informations disponibles suite à la réalisation de ce type d'essais. Nous présenterons donc, dans la section suivante, une méthode d'analyse permettant de mieux capitaliser les résultats des essais de pliage/dépliage sur cornière pour la validation du critère de rupture hors-plan.

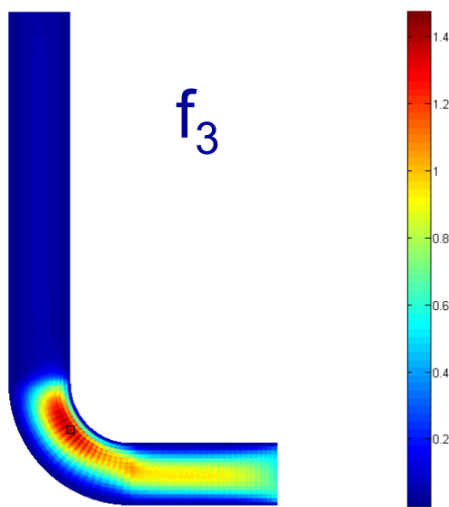


## **VI.6.2 Principe de la méthode d'analyse des essais.**

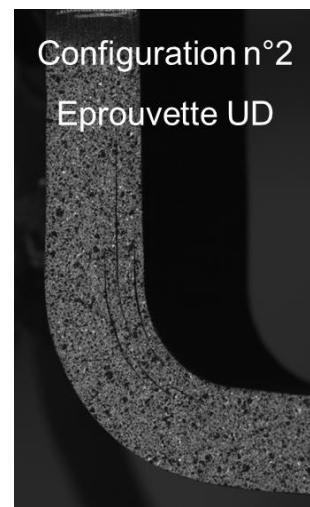
La démarche que nous adoptons pour analyser les essais par la suite sera ici illustrée sur l'essai de dépliage UT2 sur cornière UD (noté configuration n°2 sur la Figure VI-23).

Le principe consiste à appliquer le chargement correspondant au chargement à rupture expérimental et à déterminer la valeur maximale des différents critères de rupture supposés catastrophiques pour la structure (à savoir le critère de rupture fibre noté  $f_1^\pm$ , et critère interfibre hors-plan  $f_3^\pm$ ). Nous vérifions ensuite la bonne prévision de la localisation de la rupture pour la charge à rupture expérimentale.

La rupture dans le cas présent est due au délaminage qui s'amorce dans le rayon et se propage de manière instantanée. Les Figure VI-29 et Figure VI-30 montrent la prévision de localisation de la rupture déterminée par le critère de rupture hors-plan et le faciès de rupture observé lors des essais pour l'essai de dépliage sur cornière UD noté configuration n°2.



*Figure VI-29: Prévion de l'amorçage du délaminage dans une cornière UD sous sollicitation de dépliage UT2*



*Figure VI-30: Faciès de rupture observé sur une cornière UD sous sollicitation de dépliage UT2.*

La prévision de la localisation de la rupture est en bon accord avec les observations expérimentales, comme détaillé dans la section précédente. Le carré noir sur la Figure VI-29 représente le point de Gauss pour lequel la valeur du critère de rupture hors-plan  $f_3^+$  est maximal dans la structure. Le modèle suppose que le délaminage s'amorce à partir de ce point et se propage instantanément induisant ainsi la ruine de la structure. Nous relevons en ce point l'état de contrainte que nous reportons ensuite sur l'enveloppe de rupture théorique dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{13}$ ) (Figure VI-31). Ce point à rupture nous permet de valider uniquement une très petite partie de l'enveloppe de rupture et n'utilise l'information contenue qu'en un seul point de la structure. On notera que les prévisions du modèle de rupture, représentées par l'enveloppe de rupture, sont conservatives pour l'essai de dépliage UT2 sur cornière UD, comme détaillé dans la section précédente.

De plus, comme précisé précédemment, le délaminage s'amorce et se propage instantanément. Il est donc délicat de déterminer avec précision le lieu d'amorçage du délaminage dans la structure. Pour extraire plus d'information de cet essai, nous avons donc choisi de considérer l'ensemble des points de Gauss dont la valeur du critère  $f_3^+$  est supérieure à 95% de la valeur maximum du critère pour la charge à rupture expérimentale. Nous avons montré précédemment que la localisation du délaminage était en bon accord avec les faciès de

rupture observés et nous nous sommes assurés que les points retenus étaient localisés sur la zone de rupture expérimentale.

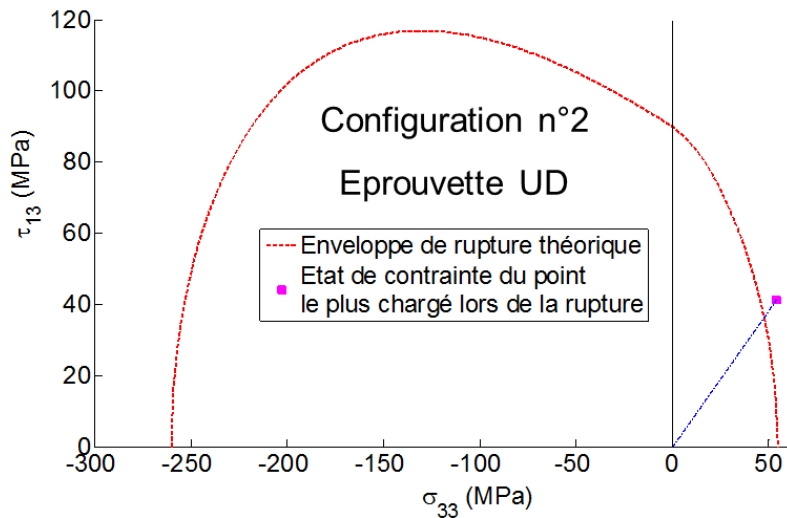


Figure VI-31: Représentation de l'état de contrainte du point d'amorçage de la rupture sur l'enveloppe de rupture.

La Figure VI-32 montre la localisation des points (de Gauss) à rupture retenus dans la cornière, et la Figure VI-33 montre les états de multiaxialité de ses points dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{13}$ ). L'enveloppe de rupture théorique est également reportée sur cette figure pour faciliter la visualisation des états de contraintes considérés. Ces nouveaux points rompus permettent de valider une partie plus importante de l'enveloppe de rupture, mais seules les informations contenues en quelques points de la structure sont utilisées.

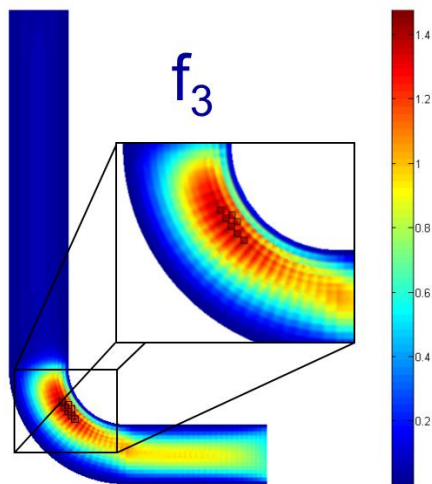


Figure VI-32 : Prédiction de la zone de rupture en considérant les points rompus pour la force à rupture expérimentale.

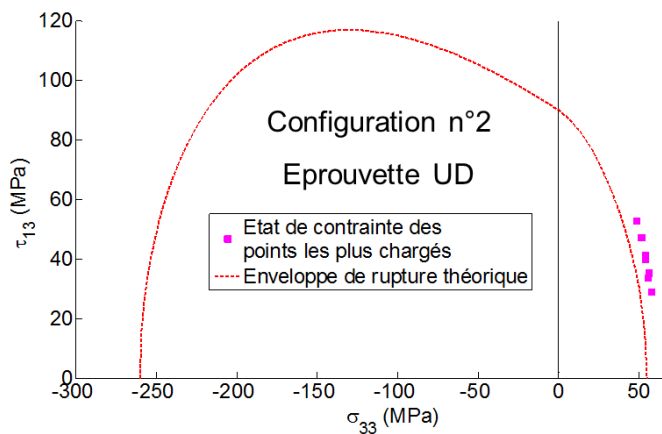


Figure VI-33 : Représentation de l'état de contrainte de tous les points retenus sur l'enveloppe de rupture.

Enfin, pour capitaliser au maximum les informations des essais sur structure, l'idée a consisté à utiliser tous les points non rompus au sein de la structure, c'est-à-dire tous les points qui ne se trouvent pas sur le délaminage. La visualisation des points (de Gauss) rompus et non

rompus dans la plan des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) permet de valider de façon plus riche les différents couplages entre les mécanismes de rupture.

La Figure VI-34 nous montre l'enveloppe de rupture théorique dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ), les états de contraintes des points rompus (en rose sur la Figure VI-34, qui doivent se situer sur l'enveloppe de rupture) mais aussi les états de contraintes des points non rompus (en vert sur la Figure VI-34 qui doivent se situer dans l'enveloppe de rupture). Cette méthode d'analyse nous permet d'exploiter l'ensemble des informations disponibles en tout de la structure.

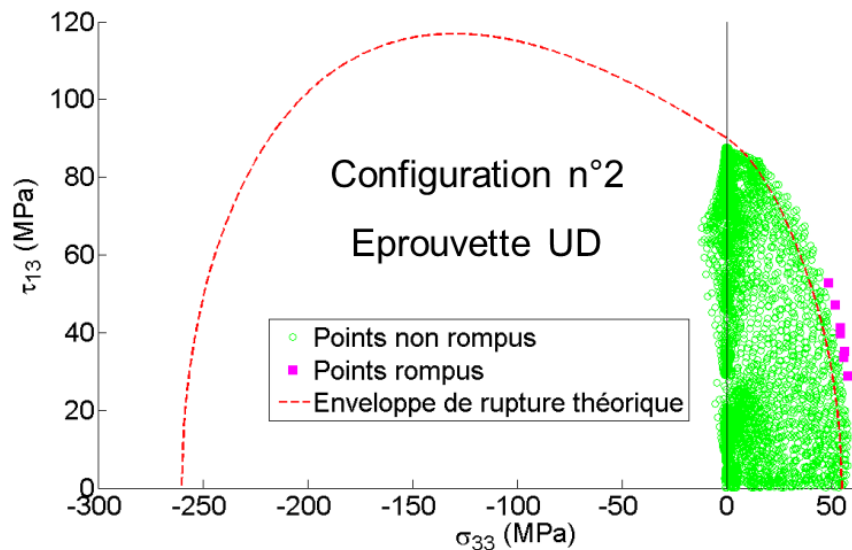


Figure VI-34 : Validation d'une partie de l'enveloppe de rupture dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) grâce aux points rompus et non rompus extraits de la structure pour la charge à rupture expérimentale.

L'utilisation simultanée des points rompus et non rompus au sein de la structure considérée permet de capitaliser au maximum l'ensemble des informations disponibles dans la structure et pouvoir valider les différents couplages. Dans le cas de l'essai de dépliage UT2 sur cornière UD, il a été possible avec un seul essai sur structure de valider le couplage introduit entre la traction hors-plan et le cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$ , confirmant ainsi les prévisions de l'approche à la rupture proposée.

La démarche que nous vous venons de présenter a été appliquée par la suite à tous les essais de validation sur cornières effectués pendant cette campagne expérimentale.

### **VI.6.3 Validation de l'enveloppe de rupture dans les plans ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) et ( $\sigma_{33}, \tau_{23}$ ).**

Les Figure VI-35 et Figure VI-36 montrent les enveloppes à rupture théoriques respectivement dans les plans des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) et ( $\sigma_{33}, \tau_{23}$ ), ainsi que l'ensemble des points rompus et non rompus à la charge à rupture expérimentale pour chaque configuration d'essais considérée.

Les essais de validation sur cornières stratifiées que nous avons effectués permettent de valider une grande partie de l'enveloppe de rupture dans les deux plans contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) et ( $\sigma_{33}, \tau_{23}$ ). Les couplages entre les mécanismes de ruines pour les chargements combinés de

traction et cisaillement hors-plan semblent être bien reproduits par le modèle proposé. La forme de l'enveloppe de rupture est en bon adéquation avec les points non rompus issus des différents essais de dépliages sur cornière. La rupture des éprouvettes pour ces chargements est toujours due au délaminage et la prévision de la localisation de la rupture est en bon accord avec les données expérimentales. Cependant pour la configuration n°1 sur les cornières UD, la rupture des éprouvettes a eu lieu pour une force plus élevée que prévue. Ces résultats d'essai n'étant pas cohérent avec le reste des essais disponibles, nous avons donc choisi de ne pas représenter cette configuration sur l'enveloppe de rupture dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{13}$ ).

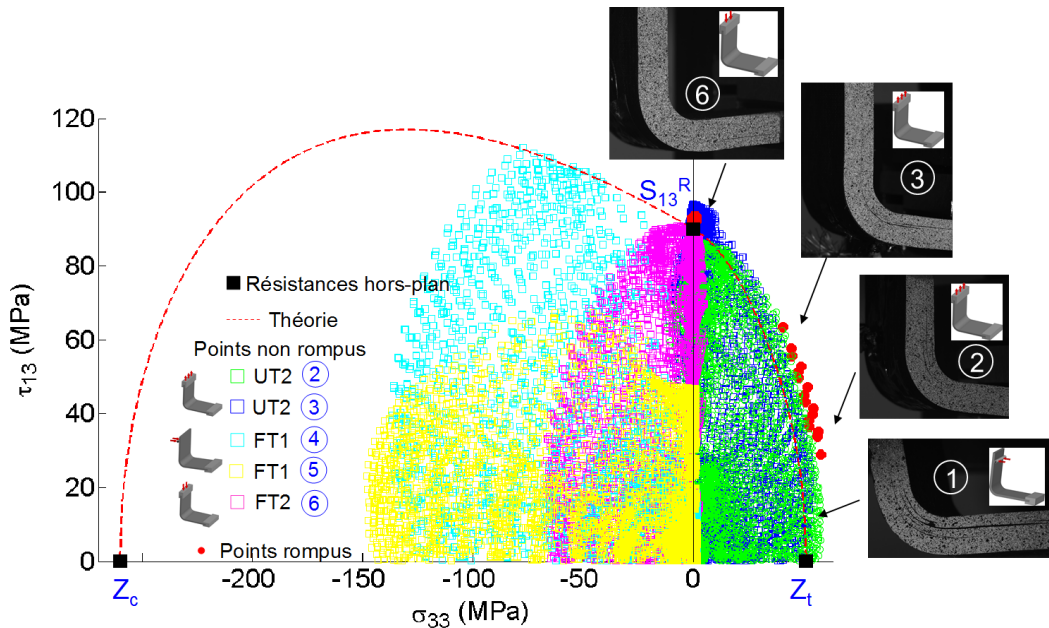


Figure VI-35 : Validation de l'enveloppe de rupture dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}$ ,  $\tau_{13}$ ) par l'analyse des points rompus ou non à la charge à rupture expérimentale

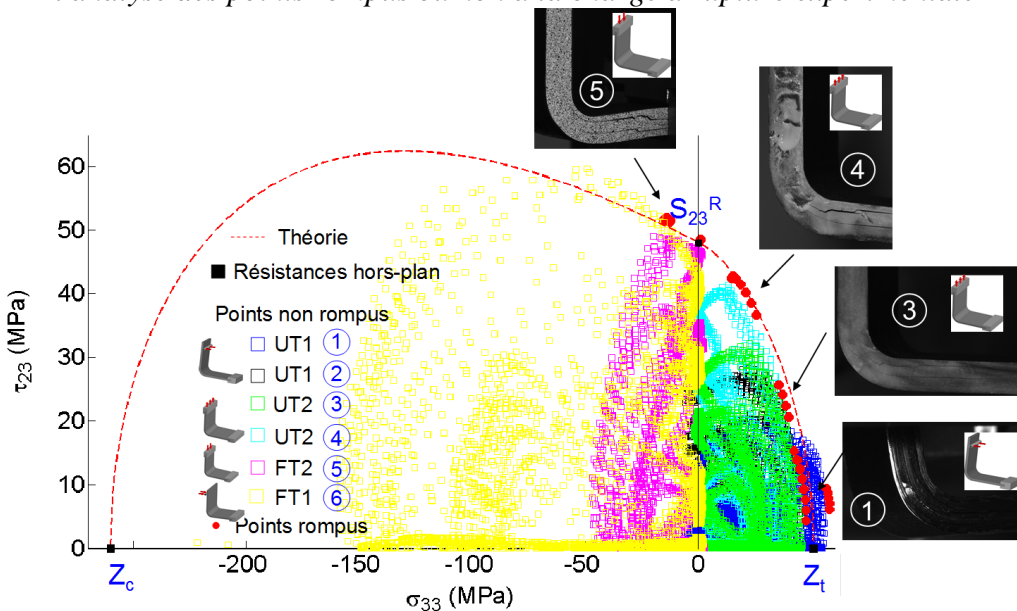


Figure VI-36 : Validation de l'enveloppe de rupture dans le plan des contraintes ( $\sigma_{33}$ - $\tau_{23}$ ) par l'analyse des points rompus ou non à la charge à rupture expérimentale

Il convient enfin de noter que, pour les chargements combinés de compression / cisaillement hors-plan, peu de configurations d'essais ont permis d'obtenir des chargements combinés de fort cisaillement hors-plan et de faible compression hors-plan, le mode de rupture rencontré lors des essais de pliage n'étant pas celui escompté. En effet, la rupture des éprouvettes est due, pour les essais de pliage de type FT1, à une rupture fibre en compression intervenant dans le rayon intérieure de la cornière. Les mécanismes de ruine interfibre hors-plan et de rupture fibre étaient en compétition dans la structure pour la charge à rupture expérimentale au sein des différentes éprouvettes testées. Nous avons également constaté que lorsque la rupture hors-plan se produit, la rupture en compression sens fibre intervient seulement quelques secondes plus tard comme montré sur les Figure VI-37 et Figure VI-38 pour les empilements UD et OR. Pour ces configurations, nous n'avons donc pas de point de rupture nous permettant de valider le critère de rupture interfibre hors-plan. En revanche, l'utilisation des points non rompus nous a permis néanmoins de valider le renforcement de la résistance apparente pour des chargements combiné de forts cisaillement hors-plan ( $\tau_{13}$  ou  $\tau_{23}$ ). Les couplages introduits entre les mécanismes de rupture en compression hors-plan et cisaillement hors-plan ont donc pu être validés partiellement et de manière "faible" par l'analyse des points non rompus dans les cornières soumises à des sollicitations de pliage.

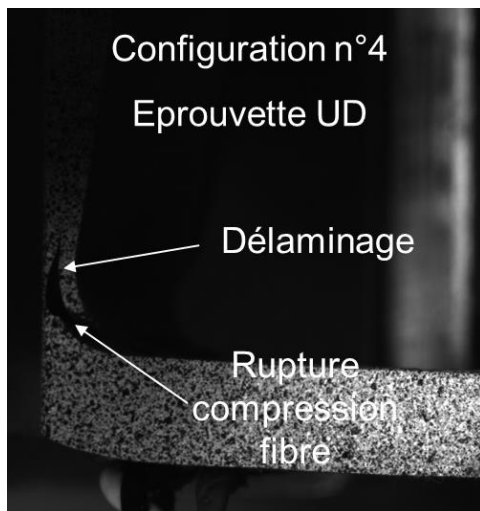


Figure VI-37 : Faciès de rupture observé sur une cornière UD soumise à un essai de pliage FT1.

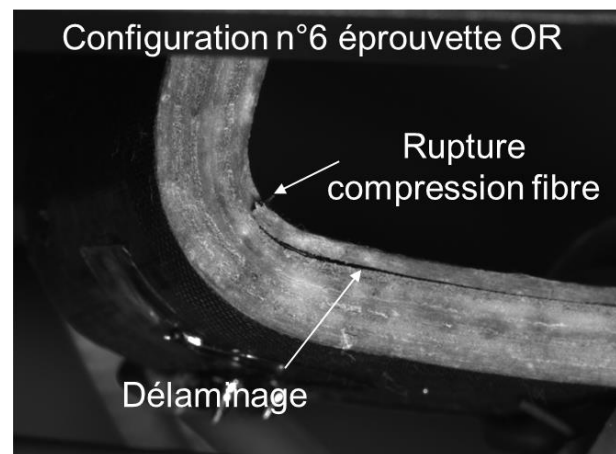


Figure VI-38 : Faciès de rupture observé sur une cornière OR soumise à un essai de pliage FT1.

#### **VI.6.4 Validation du couplage entre le cisaillement hors-plan et la compression sens fibre.**

Les essais de pliage FT1 sur cornières stratifiées nous permettent de valider le couplage introduit dans le critère de rupture fibre en compression  $f_1^-$  entre le cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et la compression longitudinale  $\sigma_{11}$ . La rupture de l'éprouvette est due à la rupture de fibres intervenant en début de rayon dans le bras inférieur.

Les Figure VI-39 et Figure VI-40 présentent la prévision de la localisation de la rupture et le faciès de rupture observé lors de l'essai. La prévision de la localisation de la rupture des fibres en compression se situe en sortie de rayon dans le bras inférieur et est en bon accord avec le faciès de rupture observé expérimentalement. La force à rupture prévue par le modèle pour les essais de dépliage FT1 est de 2650N pour l'empilement UD et est en bon accord avec la force

à rupture expérimentale mesurée à 2590.2N, soit une erreur de 2% comprise dans la dispersion expérimentale.

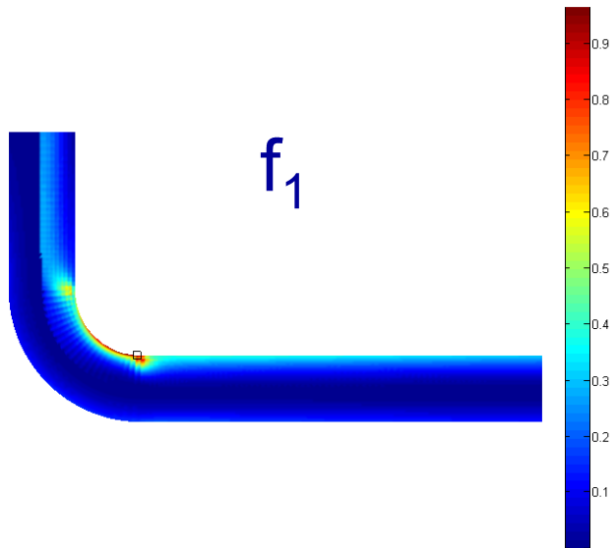


Figure VI-39 : Prédiction de la rupture pour une cornière UD soumise à un essai de pliage FTI.

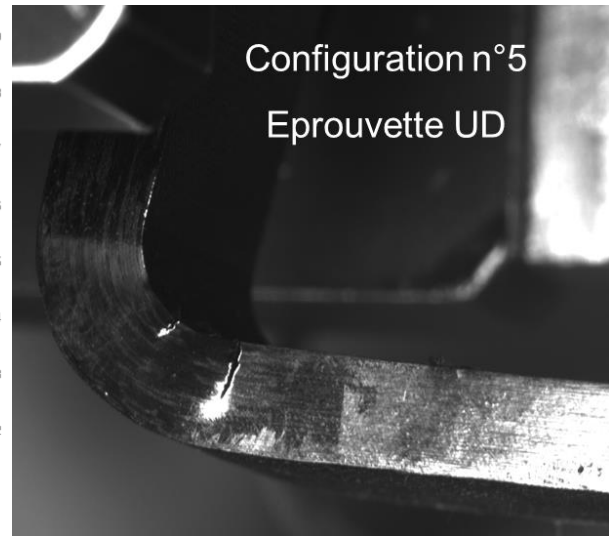


Figure VI-40 : Faciès de rupture observé pour une cornière UD soumise à un essai de pliage FTI.

Afin d'expliquer cette rupture et notamment de valider les couplages introduits, nous nous sommes ensuite intéressés à l'état de contrainte dans la cornière pour la charge à rupture comme montré sur la Figure VI-41. On constate que le rayon intérieur de la cornière est soumis à un effort de compression sens fibre important due à l'effort de pliage appliqué sur la partie haute du bras supérieur. On remarque la présence d'un fort gradient de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  en sortie de rayon. Le délaminage s'amorce donc dans la zone de la cornière soumise à un chargement combiné de compression longitudinale et de cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$ .

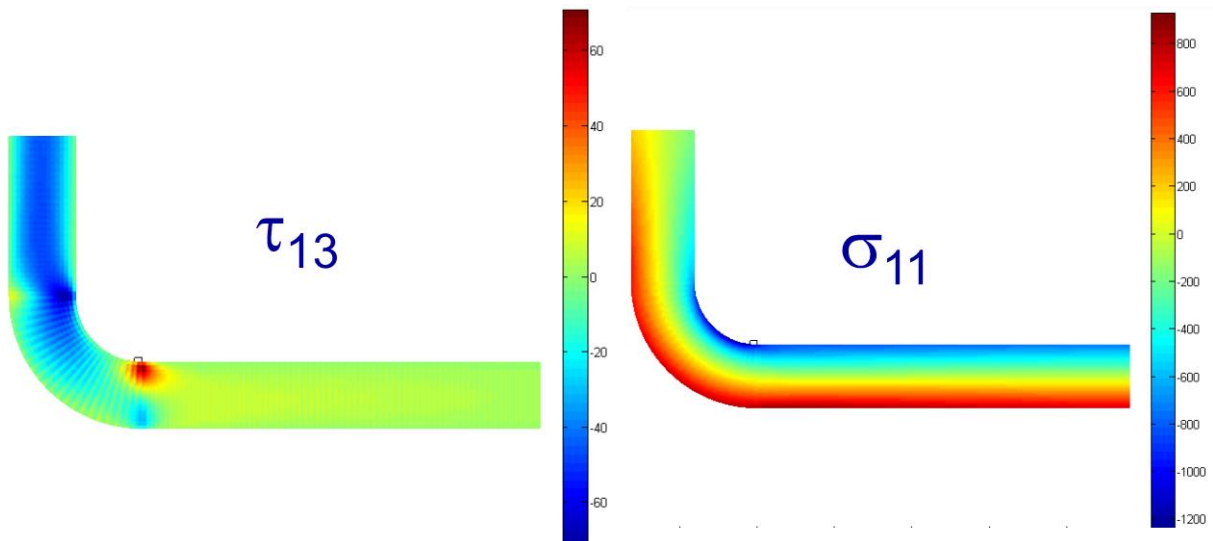
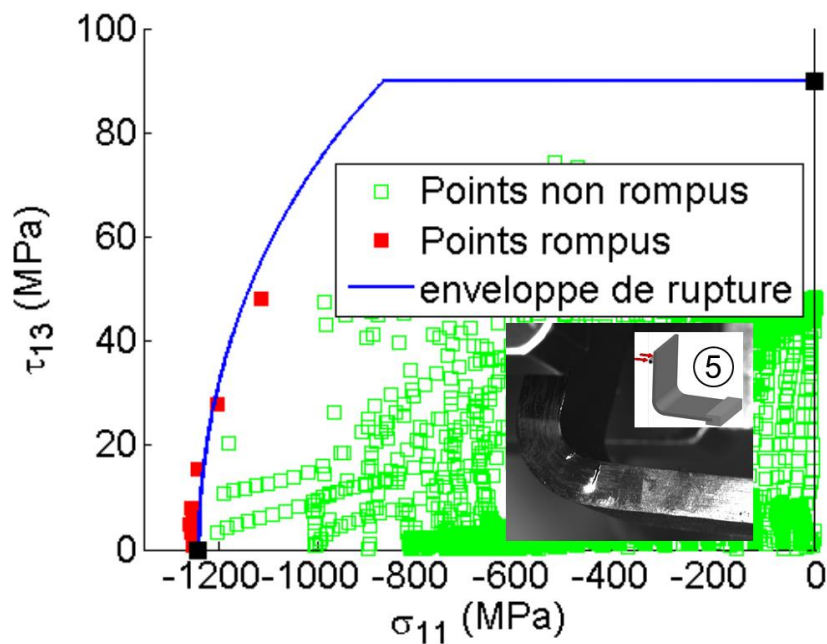


Figure VI-41 : Etat de contrainte d'une cornière UD soumise à un essai de pliage FTI au moment de la rupture.



Afin de capitaliser les essais de pliage sur cornière de type FT1, nous avons donc appliqué la méthode d'analyse des points rompus et non rompus présentée précédemment à cette configuration d'essais. La Figure VI-42 présente l'enveloppe de rupture théorique dans le plan des contraintes ( $\sigma_{11}, \tau_{13}$ ). La résistance de compression sens fibre a été identifiée à  $X_c = -1230$  MPa à partir des résultats d'essais sur plaques lisses en compression issues du lot-STRENGTH ainsi que l'état des contraintes des points non rompus et rompus dans la structure pour la charge à rupture expérimentale. Nous remarquons en analysant les points rompus et les points non rompus qu'il existe clairement un couplage entre le cisaillement hors-plan et la compression longitudinale. D'après les points rompus reportés sur l'enveloppe de rupture, nous pouvons penser que plus la compression longitudinale  $\sigma_{11}$  diminue plus l'influence du cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  diminue sur la rupture en compression sens fibre. L'introduction de la variable  $f_{5 \rightarrow 1}$  permettant la calibration du seuil d'influence du cisaillement hors-plan semble pertinente. La valeur par défaut que nous avons attribué à ce paramètre semble être en bon accord les observations expérimentales. Ces résultats montrent également que le critère plan quadratique proposé par Yamada-Sun [Yamada 78] donnerait des prévisions beaucoup trop conservatives pour cette configuration d'essai et induirait donc un surdimensionnement notable des structures. En effet, le critère de Yamada-Sun est équivalent au critère de rupture proposé dans cette étude si  $f_{5 \rightarrow 1} = 0$ , c'est-à-dire que le couplage entre le cisaillement hors-plan et la compression longitudinale soit totale (équivalent à un critère quadratique en contrainte).



*Figure VI-42 : Validation du couplage entre le cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et la compression longitudinale  $\sigma_{11}$  dans le plan des contraintes ( $\sigma_{11}, \tau_{13}$ ).*

La validation de la localisation, de la charge à rupture et de la forme de l'enveloppe de rupture dans le plan des contraintes ( $\sigma_{11}, \tau_{13}$ ) permet de valider le couplage introduit entre le cisaillement hors-plan et la compression sens fibre dans le critère de rupture fibre proposé. A notre connaissance, seul le couplage entre le cisaillement plan et la compression sens fibre avait été validée expérimentalement [Edge 94].

## **VI.7 CONCLUSION.**

L'étude bibliographique réalisée dans le chapitre II, a montré que peu de données expérimentales étaient disponibles dans la littérature pour la validation d'un critère de rupture hors-plan. Nous avons également constaté que peu de configuration d'essais (essais sur diablo ou essais ARCAN) étaient capables de solliciter de manière multiaxiale un stratifié dans les directions hors-plan du matériau. De plus, nous avons montré dans les chapitres IV et V, l'importance de réaliser l'identification des résistances hors-plan sur des structures dont le procédé de fabrication soit représentatif de celui de la pièce aéronautique visée.

Nous nous sommes donc intéressés dans ce chapitre à la validation du critère de rupture hors-plan ainsi que la validation de la procédure d'identification associée sur des cornières composites. Nous avons utilisé, comme base, les essais de dépliage sur cornière, représentatifs de cas de chargement réels sur avion. Nous avons montré que ces configurations ne permettaient que de valider très partiellement les prévisions du modèle de rupture hors-plan. Afin d'obtenir différents états de multiaxialité de contraintes dans le rayon des cornières testées, nous avons proposé des essais de pliage (dual des essais de dépliage) et fait varier les différents paramètres géométriques pour déterminer les configurations pertinentes pour validation les enveloppes de rupture prévues par le modèle. La prise en compte des différentes contraintes existantes (procédé de fabrication des cornières, encombrement du montage existant) et les variations des paramètres géométrique de la cornière, ont permis de déterminer des configurations d'essais validant une grande partie de l'enveloppe de rupture du critère proposé. En effet, les configurations retenues ont été choisies afin de valider la diminution de la résistance apparente dans le cas de chargements combinés de traction et de cisaillement hors-plan et le renforcement de la résistance apparente pour les chargements combinés de cisaillement et de compression hors-plan.

Une campagne expérimentale impliquant la fabrication de 36 cornières composites a été réalisée à l'Onera. La comparaison des données expérimentales à l'échelle locale (mesure des déformations par jauges ou corrélation d'images numériques) avec les simulations éléments finis nous permet d'avoir une bonne confiance dans la modélisation par éléments finis des essais de dépliage/pliage sur cornières stratifiées. Le bon accord essai/calcul en terme de gradients de déformation, au sein de cornières pour lesquelles aucun endommagement plan n'a été détecté avant la rupture finale et pour lesquelles les autres sources de non linéarité (élasticité non linéaire sens fibre et viscosité de la matrice) sont négligeables, permet de valider les prévisions des états multiaxiaux de contraintes dans la structure. Cette validation était nécessaire pour pouvoir ensuite valider le critère de rupture proposé dans ce travail.

Les comparaisons entre les faciès de rupture post-mortem observés et ceux prévus sont en bon accord et permettent de valider les prévisions du modèle en terme de localisation de l'amorçage du délaminage dans la structure composite. Les prévisions en termes de force à rupture sont également en bon accord avec les résultats expérimentaux, l'erreur maximale de prévision sur l'ensemble des configurations étant de 14% pour les cornières UD (Figure VI-43) et 13% pour les cornières OR (Figure VI-44). On notera également que l'écart entre les prévisions et les résultats d'essais est (i) soit compris dans la dispersion expérimentale, soit (ii) très proche des bornes de la dispersion expérimentale.



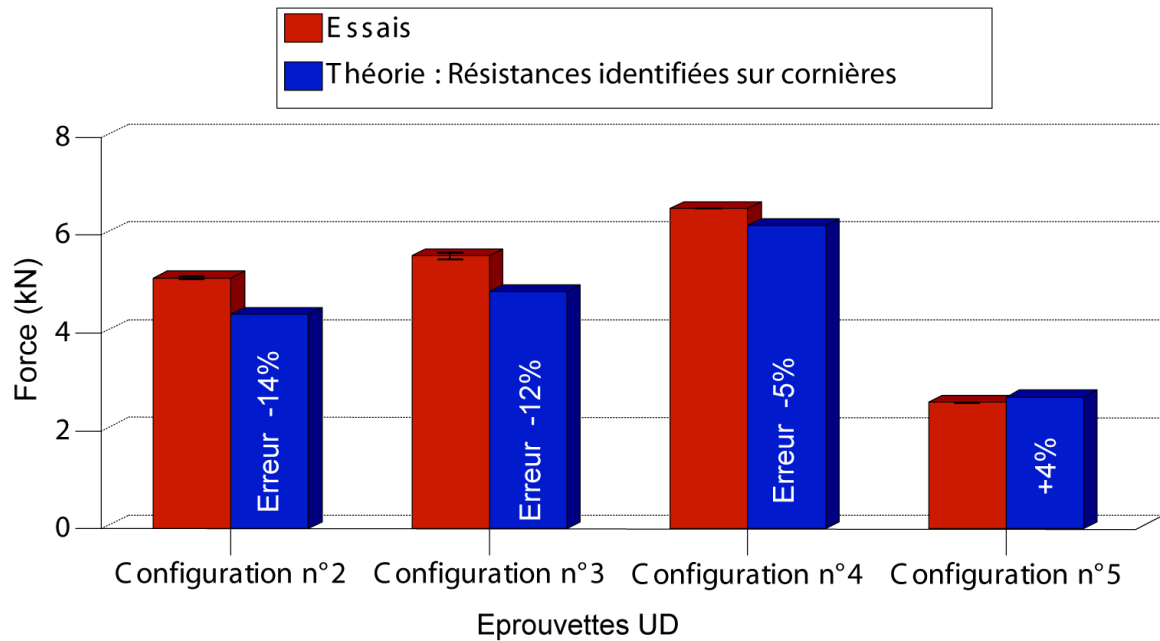


Figure VI-43 : Comparaison des forces théoriques et expérimentales pour les cornières UD sous différentes sollicitations de pliage et de dépliage.

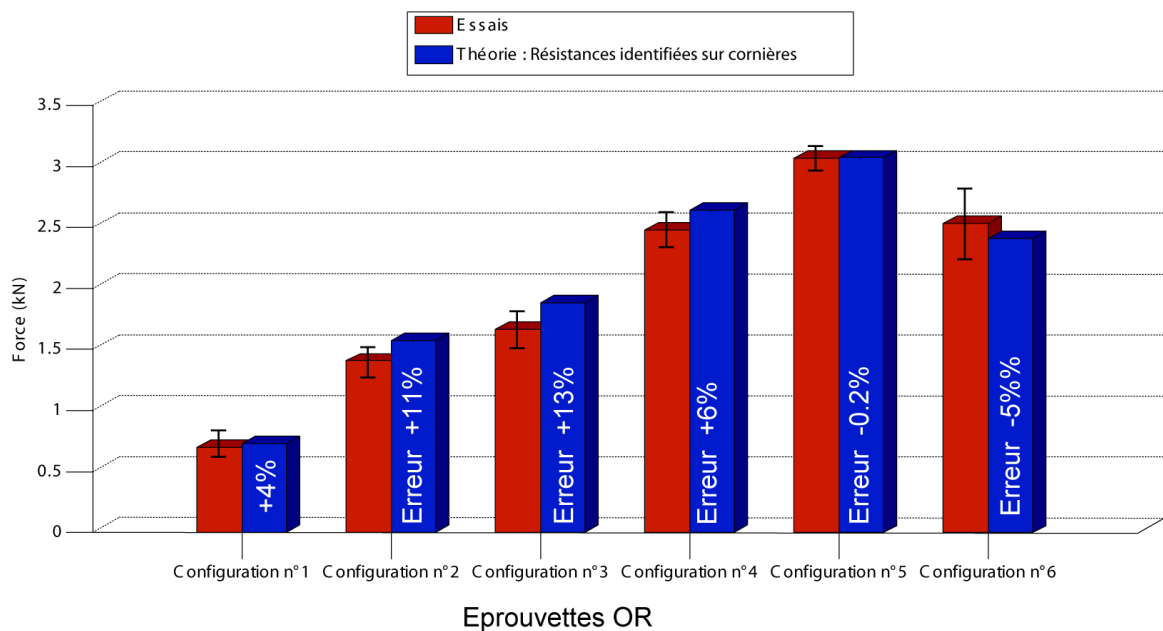


Figure VI-44 : Comparaison des forces théoriques et expérimentales pour les cornières orientées sous différentes sollicitations de pliage et de dépliage.

Néanmoins, il est possible de capitaliser davantage l'ensemble des informations disponibles sur les structures testées. Pour valider classiquement la rupture, pour chaque configuration, il est reporté sur l'enveloppe de rupture, l'état de contrainte du point (de Gauss) le plus chargé pour la force à rupture expérimentale (point théorique d'amorçage de la rupture). Cette méthode d'analyse classique revient à utiliser uniquement l'information en un point au sein de la structure (le point le plus chargé), ce qui revient à ne traiter qu'une infime partie de l'ensemble des informations disponibles. Nous avons donc proposé une méthode d'analyse originale pour capitaliser au mieux l'ensemble des données disponibles à partir d'essais sur

structures. L'idée consiste à reporter également dans les plans des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) et ( $\sigma_{33}, \tau_{23}$ ), pour la charge à rupture expérimentale, les états de contraintes de tous les points rompus (points contenus dans les zones rompues observées expérimentalement) et tous les points non rompus dans la cornière. Après analyse de tous les essais de validation réalisés sur cornières stratifiées, nous avons montré que, dans les plans des contraintes ( $\sigma_{33}, \tau_{13}$ ) et ( $\sigma_{33}, \tau_{23}$ ), les mécanismes de ruines sont bien décrit par le modèle dans le cas de chargements combinés de traction et de cisaillement hors-plan, à savoir une diminution de la résistance apparente du matériau. Pour cornières soumises à des efforts de pliage noté FT1, nous avons montré en expérimentalement, en utilisant les informations contenues dans les points non rompus, un renforcement apparent de la résistance du matériau pour les cas de chargements combinés de faible compression avec un fort cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$ . Nous n'avons pas pu utiliser les points rompus pour ces configurations d'essais pour valider le couplage compression hors-plan / cisaillement hors-plan, car la rupture observée lors des essais n'était pas due au délaminage mais à une rupture de plis en compression sens fibre.

Pour cette configuration, une compétition entre le mode de rupture hors-plan (délaminage en sortie de rayon) et le mode de rupture fibre en compression (intervenant dans le rayon intérieur de la cornière) a été observé. Ces essais de pliage de cornières UD nous ont permis toutefois de valider le couplage introduit dans le modèle entre le cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et la compression longitudinale  $\sigma_{11}$  pour la rupture de pli en mode fibre en compression. A notre connaissance, seul le couplage entre le cisaillement plan et la compression sens fibre avait été validée expérimentalement [Edge 94] avant cette étude.

On notera enfin qu'aucun endommagement plan (fissuration transverse) notable n'a été détecté pour les configurations retenues pour la validation de l'approche. Par conséquent, le couplage, introduit dans l'approche 3D progressive de la rupture développée dans le cadre de cette thèse, entre l'endommagement plan et les résistances hors-plan n'a pas pu être identifié et validé. Toutefois, ce point a été abordé par l'Onera dans le cadre du projet STRENGTH, en parallèle de ce travail de thèse.



# **CHAPITRE VII :**

# **CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES**



La conciliation de deux objectifs tels que la proposition de produits plus compétitifs tant au niveau coût d'exploitation que de la fiabilité et la diminution des rejets polluants passe par l'amélioration des techniques actuelles ou la proposition de solutions innovantes. La course à l'allègement des structures à lancer la compétition entre les matériaux métalliques mieux maîtrisés et les matériaux composites innovants et prometteurs. En effet, les matériaux composites proposent un rapport masse/rigidité/résistance intéressant par rapport aux matériaux métalliques et une plus grande durée de vie réduisant ainsi les coûts de maintenance et les intervalles d'inspections. A partir de l'Airbus A380, leur utilisation a été étendue aux structures primaires garantissant l'intégrité structurale de l'avion. Cela a permis une diminution de la masse du caisson central de voilure de 1.5 tonnes par rapport aux solutions métalliques. Pour le futur avion A350, les matériaux composites, essentiellement des stratifiés unidirectionnels à matrice organique, seront utilisés massivement jusqu'à 53% en masse.

Dans ces différentes structures soumises à des chargements tridimensionnels, la reprise des efforts de dépliage/pliage entre les panneaux perpendiculaires est généralement assurée par des cornières composites stratifiées. Ces cornières sont réalisées en matériaux composites car elles sont dimensionnées pour reprendre également une partie des chargements membranaires appliqués aux panneaux ou sont directement intégrées dans la structure. Les cornières composites présentent différentes épaisseurs (10 à 200 plis) et séquences d'empilement en fonction de l'intensité et du type de chargements imposés dans les différentes parties d'un avion. Les efforts de dépliages appliqués sur les cornières composites ont tendance à induire des chargements hors-plan et donc du délaminage.

La tenue mécanique hors-plan est l'une des principales faiblesses des stratifiés unidirectionnels et la prévision de la tenue de structures soumises à des chargements tridimensionnelles reste actuellement un challenge scientifique. En effet, les méthodes de dimensionnement actuelles en bureau d'études, basées sur des modèles semi-empiriques, entraînent d'importantes et coûteuses campagnes de validation/recalage expérimentales. Un autre point concerne l'identification des propriétés du pli unidirectionnel. Les structures en composites étant majoritairement dimensionnées pour subir des chargements plans, les procédures d'identification des propriétés plans sont maintenant robustes et un certain nombre d'essais de caractérisation sont déjà réalisés dans l'industrie. Les matériaux composites étant maintenant utilisés pour des structures soumises à des chargements tridimensionnelles, il est nécessaire d'identifier également les propriétés hors-plan. Cependant, ces essais de caractérisation sont plus délicats à réaliser et/ou à analyser car les propriétés hors-plan ne peuvent être déterminées que par méthode inverse à partir d'essais sur structures pour lesquels peu de travaux (tant d'un point de vue académique qu'industriel) ont été réalisés (normes ASTM, essais, ...). C'est pourquoi, il semble indispensable de proposer des méthodes de calcul innovantes offrant un degré moindre d'empirisme pour le dimensionnement de structures composites et des procédures d'identifications associées.

L'objectif de cette thèse est donc de proposer une stratégie robuste pour l'analyse de la tenue de structures composites soumises à des sollicitations tridimensionnelles.

Cette thèse a été réalisée en majorité à l'Onera dans le cadre d'un financement CIFRE Airbus. La partie expérimentale de cette thèse s'appuie sur un projet de recherche (STAF : Structures et Technologies Avancées pour Fuselage de 2008-2010) incluant différents partenaires industriels (notamment EADS-IW, Dassault, Airbus ...). Pour l'Onera, les travaux concernaient le comportement des matériaux et des détails structuraux composites et est abordée sous 3 aspects, selon le type de sollicitation : sollicitation mécanique 3D quasi-statique (tâches 2 à 4), sollicitation mécanique 2D dynamique (tâches 5 à 6) et sollicitation thermique 2D (tâches 7 à 8). Mes travaux de thèse se sont inscrits dans les tâches 2 à 4. Une partie de mes travaux a également été menée dans le cadre de la suite du programme STAF

(appelé STRENGTH : STRucture tEchNology and meTHod 2009-2012). Les essais de caractérisation (chapitre IV et une partie des essais de chapitre V) ont été réalisés dans le cadre de STAF et les essais de validation dans le cadre de STRENGTH (majorité des essais des chapitres V et VI).

La première étape de ce travail a consisté en un état de l'art sur la modélisation hors-plan et les essais à mettre en place pour l'identification des paramètres de ces modèles.

Trois types d'approches ont été développées ces dernières années pour décrire la rupture par délaminage : (i) Les critères de ruptures, relativement simples à mettre en œuvre, permettent de prévoir l'amorçage du délaminage. La propagation est considérée comme instantanée et entraînant la ruine de la structure. (ii) La mécanique linéaire de la rupture, basée sur les critères de Griffith, est utilisée uniquement pour la propagation du délaminage et nécessite la connaissance du lieu d'amorçage de la rupture. (iii) Les modèles d'endommagement (de type modèle de zone cohésive) peuvent gérer simultanément l'amorçage et la propagation du délaminage. Ces approches possèdent toutefois des coûts de calculs importants et sont difficiles à mettre en œuvre.

La propagation du délaminage dans les cornières est souvent instantanée et catastrophique pour ce type de structure. Nous avons donc choisi d'utiliser les critères de ruptures, cette approche semble la plus adaptée aux besoins d'un bureau d'étude : c'est-à-dire présentant le meilleur compromis entre les coûts de calculs et la complexité du modèle.

En parallèle, une analyse critique des essais permettant l'identification des résistances hors-plan a été effectuée. Nous avons constaté que peu d'essais sont disponibles en particulier pour l'identification de la résistance de traction hors-plan. En effet, les essais proposés sont soit (i) complexes à réaliser et simples à analyser, soit (ii) simples à réaliser et complexes à analyser ou bien (iii) les deux. Nous avons donc décidé d'améliorer l'analyse des essais existants en utilisant une métrologie plus fine et des simulations éléments finis qui prennent en compte les spécificités des matériaux composites stratifiés.

Enfin, une analyse critique des méthodes de dimensionnement actuellement utilisées en bureau d'étude a permis de montrer certains manques dans la modélisation actuelle : (i) les critères plan et hors-plans sont considérés comme indépendants. Aucune interaction n'existe entre les modes de rupture comme l'effet du cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  sur la compression longitudinale  $\sigma_{11}$ . (ii) L'autre manque concerne la non prise en compte du couplage endommagement plan (fissuration transverse) et rupture hors-plan (délaminage) comme constatée expérimentalement.

Compte tenu des différents points soulevés dans l'analyse des méthodes actuellement utilisées au sein de l'industrie aéronautique, nous avons proposé dans le *chapitre III*, une approche progressive de la rupture 3D décomposée en quatre points principaux : (i) une loi de comportement mésoscopique déterminant les champs de contraintes et déformations au sein des plis, (ii) un critère de rupture 3D prévoyant la première rupture du pli (amorçage des ruptures de fibres, de la fissuration transverse ou du délaminage), (iii) un modèle d'endommagement permettant de prendre le caractère progressif de l'endommagement et (iv) la définition de la rupture finale de la structure.

La loi de comportement utilisée est linéaire car au moment de la rupture des cornières, les niveaux de contraintes ne sont pas suffisants pour que les différentes non-linéarités puissent s'exprimer.

Le critère de rupture 3D proposé différencie trois modes de rupture : la rupture en mode fibre, transverse et hors-plan. Chaque mode de rupture distingue la rupture en traction de la rupture en compression car les mécanismes physiques sont différents. Il est important de noter que le

critère de rupture proposé est tridimensionnel et ne se résume pas à l'assemblage d'un critère plan et d'un critère hors-plan indépendants comme classiquement effectué. De plus un certain nombre de couplages ont été introduits entre les différents mécanismes de rupture. Les points clés du critère de rupture hors-plan sont : le renforcement apparent de la résistance de cisaillement qui est introduit grâce à une meilleure description du couplage entre le cisaillement hors-plan et la compression hors-plan (le renforcement n'est plus directement fonction de la résistance de compression hors-plan) et la prise en compte de l'effet des fissurations transverses sur les résistances hors-plan. En effet, en pointe de fissures transverses, il est couramment observé des micro-délaminages qui tendent à fragiliser l'interface induisant une diminution des résistances apparentes hors-plan.

Le modèle de dégradation progressive proposé est basé sur les modèles d'endommagement continu thermo-dynamiquement admissibles développés à l'Onera. Ce modèle d'endommagement suppose que l'endommagement mésoscopique est intrinsèque au pli. Par conséquent, cette approche peut-être prédictive pour les différentes séquences d'empilement à partir de la connaissance des propriétés mécaniques du pli rompu.

Enfin, pour la problématique des cornières, la rupture fibre est catastrophique tout comme l'amorçage du délaminage. En effet, il a été constaté expérimentalement que la propagation du délaminage est instable et instantanée.

L'approche à la rupture que nous avons proposée nécessite l'identification des propriétés d'un pli unidirectionnel supposé classiquement isotrope transverse. Aujourd'hui, un certain nombre d'essais de caractérisation sont déjà réalisés dans l'industrie pour déterminer certaines propriétés élémentaires dans le plan pour un pli UD. Les essais permettant d'identifier les propriétés hors-plan, sont plus délicats à réaliser et/ou à analyser. Nous nous sommes intéressés principalement dans le *chapitre IV*, à l'identification de la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  à l'aide de l'essai de flexion quatre points sur cornière stratifiée. Une campagne d'essais expérimentale a donc été réalisée pour appréhender les mécanismes de ruines spécifiques à la problématique des cornières. Différentes épaisseurs et séquences d'empilement représentatives de problématiques industrielles ont été considérées. Suite à l'analyse de ces essais par simulations éléments finis, nous avons montré que la résistance de traction hors-plan  $Z_t$  était indépendante de la séquence d'empilement. De plus, cette résistance est également quasi-indépendante de l'épaisseur totale de l'éprouvette, même si on observe une légère diminution pour les fortes épaisseurs (48 plis). Cette faible diminution pour les fortes épaisseurs est probablement en lien avec le procédé de fabrication. Ce point sera abordé dans les perspectives. L'analyse de ces essais avec des méthodes analytiques montre une dépendance de la résistance de traction hors-plan à l'épaisseur. Cette dépendance artificielle est due à l'utilisation de ces méthodes en dehors de leur domaine de validité. Cela entraîne une identification fautive de la résistance de traction hors-plan pour les éprouvettes de faibles épaisseurs (fort déplacement à rupture). Nous avons démontré dans ce travail que la résistance de traction hors-plan identifiée est intrinsèque au matériau. Par conséquent, l'approche à la rupture 3D sera donc prédictive pour différentes épaisseurs et séquences d'empilement.

Les avantages de cet essai pour l'identification de la résistance de traction hors-plan ont été démontrés au travers de simulations numériques : (i) une connaissance précise du comportement matériau n'est pas nécessaire pour identifier la résistance de traction hors-plan (caractère isostatique de l'essai), (ii) pour les séquences d'empilements considérées (choisies car peu délaminantes), les effets de bords ont une influence négligeable sur l'identification de la résistance hors-plan, (iii) la propagation du délaminage est instable et le mode de propagation est essentiellement du mode I.



Enfin, une dépendance au procédé de fabrication (changement de sous-traitants pour la fabrication des cornières entre les projets STAF et STRENGTH) a été constatée expérimentalement et entraîne une forte variation de la résistance identifiée (environ 10%).

Le procédé de fabrication ayant une incidence sur l'identification de la résistance traction hors-plan, il est donc important que les résistances de cisaillements hors-plan soient identifiées sur une structure dont le procédé est représentatif de la pièce utilisée dans l'avion. L'étude bibliographique menée dans le *chapitre II* a montré qu'aucun essai sur cornière n'existait pour l'identification de telles résistances. Nous avons donc proposé un essai alternatif de pliage sur cornière stratifiée pour déterminer les résistances de cisaillement hors-plan  $S_{13}^R$  sur un empilement UD et  $S_{23}^R$  sur un empilement orienté pour une épaisseur donnée (16 plis). Les séquences d'empilement considérées sont les mêmes que celles utilisées pour l'essai de flexion quatre points. Les mêmes avantages ont été montrés à l'exception du mode de propagation du délaminage qui dans le cas présent est du mode II pour un empilement UD et du mode III pour un empilement OR.

Enfin, nous avons comparé les résistances de cisaillement hors-plan identifiées sur des cornières stratifiées à celles classiquement déterminées sur l'essai de cisaillement interlaminaire sur des plaques planes (procédé de fabrication non représentatif des cornières). Nous avons constaté que les résistances de cisaillement hors-plan identifiées à partir d'essais de cisaillement interlaminaire sur plaques stratifiées planes sont environ 20% supérieures à celles identifiées à partir d'essais de pliage/dépliage sur cornières (procédé de fabrication plus complexe) montrant ainsi l'importance d'identifier des résistances sur un procédé de fabrication équivalent à celui utilisé pour les pièces finales.

La dernière partie de ce travail a porté sur la validation du critère de rupture hors-plan et au couplage entre les mécanismes de ruine. L'étude bibliographique réalisée dans le *chapitre II*, a montré que peu de données expérimentales étaient disponibles dans la littérature pour la validation d'un critère de rupture hors-plan. Nous avons également constaté que peu de configurations d'essais étaient capables de solliciter de manière multiaxiale un stratifié dans les directions hors-plan du matériau et qu'aucun de ces montages d'essais n'est apte à tester des cornières composites. Nous avons montré dans les *chapitres IV et V* que le procédé de fabrication (spécifique pour les cornières composites) a une influence sur l'identification des propriétés hors-plan. Pour valider ce critère hors-plan sur des cornières composites, nous avons pris comme base des essais de dépliages utilisés actuellement comme essais de validation dans l'industrie aéronautique (représentatif d'un chargement avion). Les configurations usuelles de ces essais ne permettent que de valider partiellement l'enveloppe de rupture. Nous avons donc, en faisant varier les paramètres géométriques des cornières, déterminé les configurations d'essais pertinentes pour cette validation. Une campagne expérimentale a été réalisée sur deux séquences d'empilement UD et OR pour une épaisseur donnée (16 plis). 36 éprouvettes ont été testées et la comparaison des données expérimentales avec les simulations éléments finis nous permet d'avoir un bon niveau de confiance dans les prévisions des états de contraintes locales dans la structure. Cette validation était nécessaire pour pouvoir ensuite valider le critère de rupture proposé dans ce travail. L'analyse classique des essais consiste à comparer les faciès de rupture avec les prévisions de nos modèles d'une part et de comparer d'autre part les forces à rupture expérimentales et théoriques. Les prévisions aussi bien en termes de localisation de l'amorçage du délaminage qu'en termes de force à rupture sont en bon accord avec les observations expérimentales. Cette analyse ne permet qu'une validation partielle du critère hors-plan. En effet, on ne reporte sur l'enveloppe de rupture que l'état de contrainte du point le plus chargé de la structure, ce qui revient à exploiter l'information d'un seul point de la structure. Par conséquent, nous avons proposé

une méthode d'analyse originale permettant d'extraire l'information en tout point de la structure. Nous avons également reporté sur l'enveloppe de rupture tous les points rompus (contenus dans la zone de rupture expérimentale) et les points non rompus dans la cornière. En analysant les essais avec cette méthode, le critère de rupture hors-plan a été validé pour un ensemble de chargements multiaxiaux. Cette analyse nous a permis de valider le couplage introduit pour des chargements combinés de traction hors-plan et de cisaillement hors-plan. Concernant la partie compression-cisaillement, nous avons validé le renforcement apparent de la résistance du matériau pour des chargements combinés de forts cisaillements hors-plan avec un faible chargement de compression hors-plan uniquement en analysant l'essai de pliage de cornières avec les points non rompus de la structure. En effet, la rupture des éprouvettes pour ce type de chargement est due à une rupture de fibres en compression. Néanmoins, grâce à cette configuration d'essai en compression, le couplage entre le cisaillement hors-plan  $\tau_{13}$  et la compression longitudinale  $\sigma_{11}$  introduit dans le modèle a pu être validé.

En conclusion, nous avons proposé dans le cadre cette thèse une approche progressive de la rupture 3D contenant différents couplages entre les différents mécanismes de ruines. Une procédure d'identification robuste des résistances hors-plan de traction et cisaillement sur cornières composites stratifiées a également été proposée. Enfin, nous avons proposé des essais de validation dépliages/pliages associés à une méthode d'analyse originale exploitant l'information en tout point de la structure, permettant une validation partielle du critère de rupture hors-plan.

Cependant, plusieurs axes de recherche peuvent-être approfondis pour compléter le travail déjà effectué.

La première piste concerne l'identification de la résistance de traction hors-plan. Nous avons constaté une légère diminution de cette résistance pour les fortes épaisseurs (48 plis) qui est peut-être due au procédé de fabrication des cornières. En effet, les épaisseurs mesurées sont notablement supérieures aux épaisseurs théoriques (aux alentours de 13mm au lieu de 12.58mm) soit environ 2 épaisseurs de plis, ce qui pour des éprouvettes en flexion est non négligeable. Le cycle de cuisson utilisée pour les cornières composites testées dans cette étude est celui préconisé par le fournisseur (Hexcel) et est valable pour des cornières d'épaisseurs entre 4 et 12.5 mm. Les cornières épaisses sont donc à la limite de validité du cycle de cuisson et il est possible que tous les plis n'aient pas atteint le même degré de polymérisation au sein de la cornière. La mesure de la température de transition vitreuse ( $T_g$ ), qui est un bon indicateur de l'état de polymérisation de la matrice, sur les cornières pour les 3 épaisseurs considérées permettrait de s'assurer de leur niveau de polymérisation et d'écarter cette hypothèse.

Ensuite les résistances de cisaillement hors-plan n'ont été identifiées que pour une épaisseur donnée car nous avons supposé cette résistance indépendante à l'épaisseur comme constaté sur l'essai de flexion quatre points. Il serait toutefois judicieux de réaliser une campagne d'essais complémentaires de pliage sur cornières stratifiées pour valider complètement cette indépendance (avec des cornières de 8 à 48 plis).

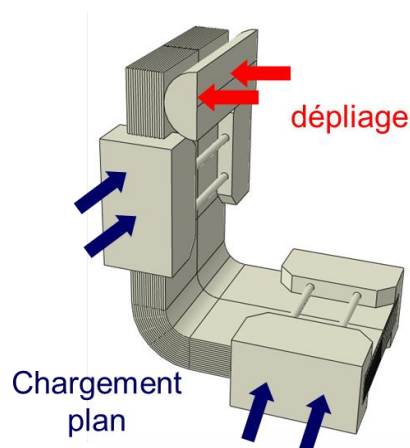
Nous avons montré l'influence du procédé de fabrication sur la détermination des résistances hors-plan. Un point intéressant serait de réaliser des essais de cisaillement interlaminaires sur des plaques planes découpées dans les bras des cornières et vérifier si les valeurs correspondent à celles déterminées dans le *chapitre V*. Si les valeurs correspondaient, cela permettrait alors d'identifier la résistance de cisaillement hors-plan sur l'essai de cisaillement interlaminaire classiquement utilisé dans l'industrie.

Nous avons validé partiellement le renforcement apparent de la résistance de cisaillement hors-plan pour des chargements en faible compression et important cisaillement hors-plan

grâce aux points non rompus de la cornière. Il serait intéressant de valider complètement ce renforcement en trouvant des configurations d'essais de pliage où la rupture de fibre serait "retardée" par rapport à la rupture hors-plan. Une voie, à explorer, serait d'augmenter le rayon interne de la cornière pour retarder la rupture en compression.

Tous les essais réalisés pendant cette thèse ont été dimensionnés pour ne pas avoir d'endommagement plan avant la rupture finale par délaminage. Le couplage endommagement plan/rupture hors-plan n'a pu être validé expérimentalement. Une campagne expérimentale d'essais de flexion quatre points mettant l'accent sur ce couplage a été réalisée dans le cadre du projet STRENGTH. Il serait intéressant d'identifier le couplage entre les résistances de cisaillement hors-plan et l'endommagement plan au travers de l'analyse d'essais de dépliages sur cornières pouvant présenter différentes configurations géométriques (variation des longueurs de bras) mais aussi différentes séquences d'empilements. Dans tous les essais qui ont été réalisés, la première rupture correspondait à la rupture finale car la propagation du délaminage était instable. Seule la partie critère du modèle de rupture proposé a été utilisée et validée. Il serait judicieux de valider la description du caractère progressif de l'endommagement hors-plan à l'aide d'essais de dépliages modifiés géométriquement.

Enfin, en situation réelle, les cornières sont soumises à des chargements membranaires repris des panneaux et à un effort de dépliage. Une première étude a été réalisée pour adapter l'essai de dépliage (Figure VII-1) et appliquer ainsi des chargements de compression avant de déplier la cornière avec le rouleau. Nous avons déterminé les dimensions des mors (longueur, largeur, emprise sur la cornière) et celle de la cornière (longueur des bras, rayon interne) pour qu'elles respectent les contraintes d'encombrement du montage de dépliage existant à l'Onera. Nous avons ensuite simulé un cas de chargement réel fournis par Airbus. Ce chargement se décompose en un pré-charge de compression des bras dans le plan et en un chargement de dépliage. Nous avons observé que pour les pré-charge de compression imposés, les contraintes plans restaient faibles et n'engendraient pas d'endommagement dans les plis. Les contraintes hors-plan étaient toujours négligeables à la fin du pré-charge dans le plan et équivalentes en fin de chargement de dépliage à celles obtenues pour un essai de dépliage classique. Nous avons donc décidé d'augmenter les chargements plans en multipliant par les chargements préconisés par Airbus. Le fait d'augmenter l'intensité du chargement n'a pas modifié notablement l'état de contraintes hors-plan dans le rayon de la cornière lors du dépliage. Cette étude a permis de montrer qu'il n'est pas nécessaire d'utiliser un cas de charge réel comme validation, un « simple » essai de dépliage semble suffisant pour valider le dimensionnement de ces éprouvettes.



*Figure VII-1 : Essai de dépliage modifié sur cornière pour imposer des chargements plans dans le bras avant un chargement de dépliage.*

# RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES



- [Abaqus 10] Abaqus/VCCT, User's manuel, Pawtucket, RI, USA : Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc.
- [Alfano 01] Alfano G., Crisfield M.A., "*Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues*", International journal for numerical methods in engineering, Vol. 50, 2001, pp. 1701-1736.
- [Al-Khalil 95] Al-Khalil M.F.S., Soden P.D., Kitching R. and Hinton M.J., "*The effects of radial stresses on the strength of thin-walled filament wound GRP composite pressure cylinders*". International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 38, No. 1, 1995, pp. 97-120.
- [Al-Salehi 89] Al-Salehi F.A.R., Al-Hassani S.T.S et Hinton M.J, "*An experimental investigation into the strength of angle ply GRP tubes under high rate of loading*", Journal of composite materials, v. 23, 1989, pp. 288–305.
- [Allix 92] Allix O., Ladevèze P., "*Interlaminar interface modelling for the prediction of laminates delamination*", Composite Structures, Vol. 22, 1992, pp. 235-242.
- [Argon 72] Argon A. S., *Fracture of composites*, Treatise on Materials Science and Technology, Vol. 1, 1972, pp. 79-114
- [ASTM 06a] ASTM, "*Standard test method for measuring the curved beam strength of fibre reinforced polymer matrix composite*", D6415/D6415M-06a, 2006.
- [ASTM 06b] ASTM, "*Standard test method for short-beam strength polymer matrix composite material and their laminate*", D2344/D2344M-00(2006), 2006.
- [ASTM 07] ASTM, "*Standard test method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectionnal Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites*", D558 – 01(2007)e3, 2007.
- [ASTM 08] ASTM, "*Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Material*", Norm D3039/D3039M-08, 2008.
- [ASTM 10] ASTM, "*Standard test method for Apparent Shear Strength of Single Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading*", D1002 – 10, 2010.
- [Bertolini 08] Bertolini J., "*Contribution à l'analyse expérimentale et théorique des ruptures de structures composites en post-flambement par décollement de raidisseur*", Thèse de doctorat de l'Université Paul Sabatier Toulouse III, 2008.

- [Blassiau 06] Blassiau S., Thionnet A., Bunsell A.R., "*Micromechanisms of load transfer in a unidirectional carbon fibre-reinforced epoxy composite due to fibre failures. Part II*", Composite Structures, Vol. 74, No. 3, 2006, pp 319-331.
- [Blumberg 95] Blumberg H., Kerger-Kocsis J., Hoecker F., Freidrich K., "*Effect of fiber/matrice adhesion on off-axis mechanical response in carbon-fiber/epoxy-resin composite*", Composite Science and Technology, Vol.54, N°3, 1995, pp. 317-327.
- [Brewer 88] Brewer J.C., Lagace A.C., "*Quadratic Stress Criterion for Initiation of Delamination*", Journal of Composite Materials, Vol. 22, 1988, pp. 1141-1155.
- [Camanho 03] Camanho P.P, Dávilla C.G., "*Numerical simulation of mixed-mode progressive delamination in composite materials*", Journal of Composite Materials, Vol. 37, 2003, pp. 1415-1438
- [Carlsson 86] Carlsson L.A., Gillepsie J.W., Pipes R.B., "*On the analysis of the end notched flexure (ENF) specimen for mode II testing*", Journal of Composite Material, Vol. 20, 1986, pp. 594-604.
- [Carrère 09] Carrère N., Vandellos T., Martin E., "*Multilevel analysis of delamination initiated near the edge of composite structures*", Proceedings of the 17<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM17) Edimburgh (Royaume-Uni) 27-31 Juillet 2009.
- [Carrère 10a] Carrère N., Laurin F., Maire J.-F., "*Micromechanical based hybrid mesoscopic 3D approach for nonlinear progressive failure analysis of composite structures*", Composite Science and Technologies, accepté dans le cadre du second « World Wide Failure Exercise » 2007.
- [Carrère 10b] Carrère N., Laurin F., Maire J.-F., "*Micromechanical based hybrid mesoscopic 3D approach for nonlinear progressive failure analysis of composite structures – Part B: Comparison with experimental data*", Composite Science and Technologies, accepté dans le cadre du second « World Wide Failure Exercise » 2011.
- [Chang 86] Chang F.-K., Springer G.S., "*The Strength of Fiber Reinforced Composite Bends*", Journal of Composite Materials, Vol. 20, 1986, pp. 30-45.
- [Chang 87] Chang F.K., Chang K.Y., "*A progressive damage model for laminate composite containing stress concentrations*", Journal of Composite Materials, Vol. 21,, 1987, pp. 834-855.
- [Christensen 04] Christensen R.M., DeTeresa S.J., "*Determination Failure Investigation for Out-of-plane Loading in Laminates*", Journal of Composite Materials, Vol. 38, No. 24, 2004, pp. 2231-2245.

- [Cognard 06] Cognard J.-Y., Davies P., Sohier L., Créac'hcadec R., "A study of the non-linear behaviour of adhesively-bonded composite assemblies", Composite Structure, Vol. 76, 2006, pp. 34-46.
- [Cuntze 04] Cuntze R.G., Freund A., "The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multi-directional laminates", Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composite, Elsevier Ltd, 2004, pp. 429-489.
- [Diaz-Diaz 06] Diaz Diaz A., Caron J.-F., "Prediction of the onset of mode III delamination in carbon-epoxy laminates", Composite Structure, Vol. 72, 2006, pp. 438-445.
- [Devillers 02] Devillers J.-C., Coutellier D., Delsart D., "Détermination des caractéristiques d'interfaces d'un composite verre / époxy au moyen de l'essai Arcan", Proceeding de Matériaux 2002 Tours, 21-25 Octobre 2002.
- [DIN 97] DIN, "Détermination de la contrainte de cisaillement interlaminaire apparente- méthode par flexion sur appuis rapprochés", NormDIN EN 2563, 1997.
- [Dvorak 87] Dvorak G. J., Laws N., "Analysis of progressive matrix cracking in composite laminates ii. first ply failure", Journal of Composite Materials, Vol. 21, N°4, 1987, pp. 309-329.
- [Edge 94] Edge E.C., "Does transverse and shear loading affect the compressive strength of unidirectional CFC ?", Composite , v25, 1994, pp. 159-161.
- [Feld 11] Feld N., "Vers un pont micro-méso de la rupture en compression des composites stratifiés", Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2011.
- [Griffith 21] Griffith A. A., "The phenomena of rupture and flow in solids", Philosophical Transactions of the Royal Society, V.221, 1921, pp163-198.
- [Guinard 02] Guinard S., Allix O., Guédra-Degeorges D, Vinet A., "A 3D damage analysis of low-velocity impacts on laminated composites", Composite Science and Technology, Vol. 62, 2002, pp. 585-589.
- [Gutkin 10] Gutkin R., Pinho S.T., Robinson P., Curtis P.T., "On the transition from shear driven fibre compressive failure to fibre kinking in, notched CRFP laminates under longitudinal compression", Composite Science and Technology, Vol. 70, 2010, pp. 1223-1231.
- [Hashin 80] Hashin Z. "Failure criteria for unidirectional fiber composites", Journal of Applied Mechanics, Vol. 47, 1980, pp. 329-334.



- [Hinton 09] Hinton M.J., Kadour A.S., "*Failure criteria for polymer composites under 3D stress states: the second Worldwide Failure Exercise (WWFE-II)*", Proceedings of the 17<sup>th</sup> International Conference on Composite Materials (ICCM17) Edimburgh (Royaume-Uni) 27-31 Juillet 2009.
- [Hodgkinson 92] Hodgkinson J.M., Ayache S., Matthews F.L., "*In plane and Out-of-Plane property Measurement on Thick Woven Glass/Polyester Laminates*", ECCM-5, Composites Testing and Standardisation, Amsterdam, Netherlands, 1992.
- [Huchette 05] Huchette C., "*Analyse multiéchelle des interactions entre fissurations intralaminaires et interlaminaires dans les matériaux composites stratifiés*", Thèse de doctorat de l'université de Paris VI, 2005.
- [Hütter 74] Hütter U., Schelling H. and Krauss H., "*An experimental study to determine failure envelope of composite materials with tubular specimen under combined loads and comparison between several classical criteria*", Failure Modes of Composite Materials With Organic Matrices And Other Consequences On Design, NATO, AGRAD, Conf Proc No.163, 1974, pp. 1-11.
- [Irwin 58] Irwin G.R., "*Fracture I, Handbuch der Physik VI*", Flügge (ed), Springer Verlag, Berlin Germany, 1958, pp. 558-590.
- [Ishai 96] Ishai O., Gandeisman M., "*Strengthening of Composite Materials in the Third Dimension*", Internal reports, Technion Research and Development Foundation Ltd., Haifa, Israel, 1995-1996.
- [Jackson 96] Jackson. W.J., Ifju P.G., "*Through-the-thickness tensile strength of textile composite*", Composite materials: testing and design, Vol. 12, ASTM STP1274, Philadelphia: ASTM, 1996, pp. 218-238.
- [Jelf 92] Jelf P.M., Fleck N.A., "*Compression Failure Mechanism in Unidirectional Composites*", Journal of Composite Materials, Vol. 26, 1992, pp. 20706-2726.
- [Kardomateas 90] Kardomateas G.A., "*Bending of cylindrically orthotropic curved beam with linearly distributed elastic constants*", Quaterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, Vol. 43, 1990, pp. 43-55.
- [Kim 86] Kim R.Y., Soni S.R., "*Failure of composite laminates due to combined interlaminar normal and shear stresses*", Proceedings of Japan-U.-S. CCM-III, 1986, pp. 341-350.
- [Kitching 84] Kitching, R., Tan, A.L., Abu-Mansur, T.M.N., "*The Influence of Through Thickness Properties on Glass Reinforced Plastic Laminated Structures*", Composite Structures, Vol. 2, 1984, pp. 105-115.

- [Krueger 02] Krueger R., "The virtual crack closure technique: history, approach and applications", NASA – ICASE, ICASE Report n°2002-10, 2002, pp.1-64, 2002.
- [Lagace 89] Lagace P.A., Weems D.B., "A Through-the-Thickness Strength Specimen for Composites", Test Methods for Design Allowables for Fibrous Composites, Vol. 2, ASTM STP, No. 1003, Chamis, C.C., Ed., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1989, pp. 197-207
- [Lagunegrand 06] Lagunegrand L., Lorriot T., Harry R., Wargnier H., Quenisset J.-M., "Initiation of free-edge delamination in composite laminates", Composite Science and Technologies, Vol. 66, 2006, pp. 1315-1327.
- [Laurin 05] Laurin F., "Approche multiéchelle des mécanismes de ruines progressive des matériaux stratifiés et analyse de la tenue de structures composite", Thèse de doctorat de l'université de Franche-Comté, 2005.
- [Laurin 07a] Laurin F., Carrère N., Maire J.-F., "A multiscale progressive failure approach for composite laminates based on thermodynamical viscoelastic and damage", Composite Part A, Vol. 38, 2007, pp. 198-209.
- [Laurin 07b] Laurin F., Carrère N., Maire J.-F., "Strength analysis of composite structures subjected to 3D loadings", Rapport Onera RT4/11905, 2007.
- [Laurin 09a] Laurin F., Carrère N., Maire J.-F., "Proposition of an alternative multiscale progressive failure approach for plain coupons". Rapport Onera/DMSC RT8/11905, 2009.
- [Laurin 09b] Laurin F., Carrère N., Lévêque D., Maire J.-F., Mavel A., Charrier J.-S., "Proposition of an alternative 3D strength analysis method for L-angle specimens subjected to triaxial loadings", Rapport Onera RT11/11905, 2009.
- [Laurin 11a] Laurin F., Carrere N., Huchette C., Maire J.-F., "A multiscale hybrid damage and failure approach for strength predictions of composite structures", Composites Science and Technology, accepté dans le cadre du troisième "World Wide Failure Exercise", 2011.
- [Laurin 11b] Laurin F., Charrier J.-S., Lévêque D., Nunez P., Mavel A., "Strength WP1.1.1.2: Complementary 3D test campaign on L-angle composite specimens". Rapport Onera/DMSC RT1/18123, 2011.
- [Laurin 11c] Laurin F., Charrier J.-S., Lévêque D., Mavel A. "Analysis of the complementary 3D test campaign on L-angle composite specimens", Rapport Onera RT3/18123, 2011.
- [Lecuyer 91] Lecuyer F., "Etude des effets de bords dans les structure minces multicouche", Thèse de doctorat de l'université de Paris VI, 1991.

- [Lekhnitskii 68] Lekhnitskii S.G., "*Theory of Elasticity an Anistropic Elastic Body*", Holden Boy, San Francisco, 1968.
- [Lemaitre 85] Lemaitre J. et Chaboche J.-L., "Mécanique des matériaux solides", DUNOD, 1985.
- [Leroy 97] Leroy F.H., "*Rupture des composites unidirectionnels à fibres de carbone et matrice therm durcissables : approche micro-macro*" Thèse de doctorat de l'université de Bordeaux I, 1997.
- [Levêque 00] Levêque D., Mavel A., Petitpas C., Maire J.-F., Schieffer A., "*Prévision de la durée de vie et performances résiduelles des composites carbone/résine*", rapport Onera DMSC RT66/7086, 2000.
- [Lu 94] Lu T. J., Xia Z. C., "*Delamination of beams under transverse shear and bending*", Materials Science and Engineering, Vol. A188, N° 1, 1994, pp. 103-112.
- [Lubineau 08] Lubineau G., Ladevèze P., "*Construction of a micromechanics-based intralaminar mesomodel, and illustrations in ABAQUS/Standard*", Computational Materials Science, Vol. 43, N° 1, 2008, pp. 137-145
- [Maire 92] Maire J.-F., "*Etude théorique et expérimentale du comportement de matériaux composites en contraintes planes*", Thèse de l'université de Franche-Comté, 1992.
- [Maire 96] Maire J.F., Lesné O. and Petitpas C., "*Une nouvelle approche de la modélisation du comportement visqueux des composites organiques*", 10ème Journées Nationales des Composites (JNC14), Vol. 2, 748 1996
- [Maire 97] Maire J.-F., Chaboche J.-L., "*A new formulation of continuum damage mechanics (CDM) for composite materials*", Aerospace Science and Technology, Vol 1. N° 4, 1997, pp. 247-257.
- [Mespoulet 98] Mespoulet S., "*Through-thickness test methods for laminated composite materials*", Thèse de doctorat, University of London, 1998.
- [O'Brien 82] O'Brien T.K., "*Characterization of delamination onset and growth in a composite laminate*", ASTM, N°775, 1982, pp. 140-167.
- [Odegard 00] Odegard G., Kumosa M., "*Determination of shear strength of unidirectional composite materials with Iosipescu and 10° off-axis shear tests*", Composite Science and Technology, Vol. 60 , 2000, pp. 2917-2943.
- [Olsson 11] Olsson R., "*A survey of test methods for multiaxial and out-of-plane strength of composite laminates*", Composite Science and Technology, Vol. 71, 2011, pp. 773-783.

- [Pagano 78] Pagano N. J., “*Free edge stress fields in composite*”, International Journal of Solids and Structures, Vol. 14, 1978, pp. 401-406.
- [Perreux 93] Perreux D., Ovtana D., “*Continuum damage mechanics for microcracked composites*”, Composites Engineering, Vol. 3, N° 1, 1993, pp. 115-122.
- [Petipas 00] Petipas C., “*Analyse et prévision du comportement à long terme des composites fibres de carbone / matrice organique*”, Thèse de doctorat de l’Université de Franche-Comté, 2000.
- [Pierron 00] Pierron F., Zhavoronokb S., Grediac M., “*Identification of the through-thickness properties of thick laminated tubes using the virtual fields method*”, International Journal of Solids and Structures, Vol. 37, 2000, pp. 4437-4453.
- [Pinho 06] Pinho S.T., Iannucci L., Robinson P., “*Physically-based failure models and criteria for laminated fibre-reinforced composites with emphasis on fibre kinking: Part I: Development*”, Composites Part A, Vol. 37, 2006, pp. 63-73.
- [Post 89] Post D., Dai F.L., Guo Y., Ifju P., “*Interlaminar Shear Moduli of Cross-Ply Laminates: an Experimental Analysis*”, Journal of Composite Materials, Vol. 23, 1989, pp. 264-279.
- [Puck 98] Puck A., Schurmann H., “*Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models*”. Composites Science and Technology, Vol. 58, No. 7, 1998, pp. 1045-1067.
- [Puck 02] Puck A., Schurmann H., “*Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models*”. Composites Science and Technology, Vol. 62, No. 12-13, 2002, pp. 1633-1662.
- [Renault 94] Renault M., “*Compression après impact d’une plaque stratifiée : étude expérimentale et modélisation éléments finis associée*”, Thèse de doctorat de l’Ecole Centrale de Nantes, 1994.
- [Rollet 06] Rollet Y., “*Vers une maîtrise des incertitudes en calcul de structures composites*”, Thèse de doctorat de l’école Polytechnique, 2006.
- [Rosen 65] Rosen, B. W., “*Mechanics of composite strengthening. In Fiber Composite Materials*”, Papers Presented at a Seminar of the American Society for Metals, 1964, pp. 37–75.
- [Rotem 98] Rotem A., “*Prediction of laminate failure with the Rotem failure criterion*”, Composites Science and Technology, v. 58, 1998, pp. 1083-1094.

- [Schieffer 03] Schieffer A., “*Modélisation multiéchelle du comportement mécanique des composites à matrice organique et effets du vieillissement thermique*”, Thèse de doctorat de l’Université technologique de Troyes, 2003.
- [Sih 50] Sih G. C., “*Failure mechanics of composites*”, Handbook of composites, edition Sih, G. C. et Skudra, A. M., 1950.
- [Soden 04] Soden P.D, Kaddour A.S., Hinton M.J., “*Recommendation for designers and researchers resulting from the world-wide failure exercise*”, Composite and Science Technology, Vol. 64, 2004, pp. 589-604.
- [Tsai 71] Tsai S.W., Wu E.M., "A *General Theory of Strength for Anisotropic Materials*", Journal of Composite Materials, Vol. 5, No. 1, 1971, pp. 58-79,
- [Tvergaard 95] Tvergaard V., "Fibre debonding and breakage in a whisker-reinforced metal", Materials Science and Engineering: A, Vol. 190, No. 1., 1995, pp. 215-222.
- [Vandellos 11] Vandellos T., “*Développement d’une stratégie de modélisation du délaminage dans les composites stratifiés*”, Thèse de doctorat de l’Université de Bordeaux I, 2011.
- [Withney 74] Withney J.M., Nuismer R.J., “*Stress Fracture Criteria for laminated Composite Containing Stress Concentrations*”, Journal of Composite Materials, Vol. 8, 1974, pp. 253-265.
- [Wimmer 09] Wimmer G., Schuecker C., Pettermann H.E., "Numerical simulation in laminated composite components – A combination of a strength criterion and fracture mechanics", Composites: Part B, Vol. 40, 2009, pp. 158-165.
- [Wisnom 93] Wisnom M.R., “*Analysis of Shear Instability in Compression Due To Fibre Waviness*”, Journal of Composite Materials, Vol.12, N° 11, 1993, pp. 1171-1189.
- [Wisnom 96] Wisnom M.R., Jones M.I., “*Size Effects in Interlaminar Tensile and Shear Strength of Unidirectional Glass Fibre/Epoxy*”, Journal of Reinforced Plastic and Composite, Vol. 15, 1996, pp. 2-15.
- [Wright 10] Wright P., Moffat A., Sinclair I., Spearing S. M., “*High resolution tomographic imaging and modelling of notch tip damage in a laminated composite*”, Composite and Science Technology, Vol. 70, 2010, pp. 1444-1452.
- [Yamada 78] Yamada S. E., Sun C. T., “*Analysis of Laminate Strength and Its Distribution*”, Journal of Composite Materials, Vol. 12, 1978, pp. 275-284.

- [Zou 02] Zou Z., Reid S.R., Li S., Soden P.D., “*Application of a delamination model to laminated composite structures*”, Composite Structures, Vol. 56, N° 4, 2002, pp. 375-389.







## DEVELOPPEMENT DE METHODOLOGIES DEDIEES A L'ANALYSE ROBUSTE DE LA TENUE DE STRUCTURES COMPOSITES SOUS CHARGEMENTS COMPLEXES TRIDIMENSIONNELS

**RESUME :** L'usage des matériaux composites, et en particulier des stratifiés d'unidirectionnels, ne cesse de croître dans les structures aéronautiques en raison de leur rapport masse/rigidité/résistance très intéressant. Leur utilisation s'étend désormais aux structures primaires (jusqu'ici en matériaux métalliques) des futures gammes d'avions. Dans les structures vitales de l'avion, les pièces en composites contenant des cornières composites sont de plus en plus nombreuses. Ces pièces sont soumises à des sollicitations complexes qui induisent des modes de rupture tridimensionnelle. Or, la tenue mécanique hors-plan est l'une des principales faiblesses des stratifiés d'unidirectionnels et la prévision de la tenue de structures soumises à des chargements tridimensionnelles reste actuellement un challenge scientifique. Il semble indispensable de proposer des modèles matériaux innovants offrant un degré moindre d'empirisme que les approches actuellement utilisées en bureau d'études pour le dimensionnement de structures composites mais aussi il s'avère nécessaire de proposer les procédures d'identification associées. L'objectif de cette thèse est donc de proposer une stratégie robuste pour l'analyse de la tenue de structures composites soumises à des sollicitations tridimensionnelles. Nous avons proposé une approche progressive de la rupture 3D permettant de prévoir les différents types d'endommagement et modes de ruine pouvant intervenir dans un composite stratifié. Une procédure originale d'identification des résistances hors-plan de traction et de cisaillements à partir d'essais sur cornières composites stratifiées a également été proposée. Enfin, des essais de dépliages/pliages sur cornières ont été réalisés afin de valider l'approche 3D de la rupture proposée.

**Mots clés :** Matériaux composites, délaminage, critère de rupture, identification des résistances hors-plan.

### DEVELOPMENT OF A STRENGTH ANALYSIS METHOD DEDICATED TO COMPOSITES STRUCTURES SUBJECTED TO OUT-OF-PLANE LOADINGS.

**ABSTRACT:** Composite materials, particularly unidirectional laminates, are increasingly used for the design of airplane structures because of their interesting mass/rigidity/strength ratio. Their use is now extended to the design of primaries structures (in metallic so far) for the future range of aircrafts. In those primaries structures, lots of composite components are subjected to complex out-of-plane loadings such as L-angle structures. The main failure mechanism encountered is delamination in the radius mainly due to the applied out-of-plane loadings. Nevertheless, the main weakness of the unidirectional laminates is their out-of-plane mechanical properties and the prediction of this failure mode in laminated structures (subjected to 3D loadings) remains a scientific challenge. It is thus necessary to propose an innovative 3D failure approach, physically based, and the associated identification procedure for the out-of-plane strengths. The aim of this Phd-thesis is thus to propose a 3D strength analysis method dedicated to 3D loadings and matching the requirements of a design office (low time of computation and easy to identify and to carry out). A 3D progressive failure approach which permits to predict damages and failure modes encountered in laminated structures has been proposed. The out-of-plane strengths (tensile and shears) are identified through the analysis of tests performed on L-angle structures, representative of the final aeronautical components. Finally, some unfolding/folding tests on L-angle specimens have been performed in order to validate the proposed 3D failure approach.

**Keywords :** Composite materials, delamination, failure criteria, identification of out-of-plane strengths.