



THÈSE

PRÉSENTÉE A

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX 1

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

Par **Thomas VANDELLOS**

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : Mécanique et Ingénierie

DÉVELOPPEMENT D'UNE STRATÉGIE DE MODÉLISATION DU DÉLAMINAGE DANS LES STRUCTURES COMPOSITES STRATIFIÉES

Soutenue le : 06 décembre 2011

Devant la commission d'examen formée de :

M. Pierre LADEVÈZE	Professeur, École Normale Supérieure de Cachan	Président
M. Éric MARTIN	Professeur, Université Bordeaux 1	Directeur de thèse
M. Zoheir ABOURA	Professeur, Université de Technologie de Compiègne	Rapporteur
M. Yann MONERIE	Ingénieur-Chercheur, IRSN	Rapporteur
M. Pedro CAMANHO	Professeur Assistant, Université de Porto	Examineur
M. Dominique LEGUILLON	Directeur de Recherche, Université Pierre et Marie Curie	Examineur
M. Martin SHANAHAN	Professeur, Université Bordeaux 1	Examineur
M. Nicolas CARRÈRE	Ingénieur-Chercheur, Onera	Encadrant



Université Bordeaux 1
Les Sciences et les Technologies au service de l'Homme et de l'environnement

Remerciements

Cette thèse est le fruit de trois ans de recherche à l'Onera au sein de l'unité de Modélisation des Structures Composites (MSC) du Département des Matériaux et Structures Composites. Aussi, je remercie son ancien directeur, Daniel Abbé, pour son accueil dans son département.

Je remercie Pierre Ladevèze d'avoir accepté d'être le président de mon jury. Je remercie sincèrement Zoheir Aboura et Yann Monerie qui m'ont permis d'améliorer la qualité du mémoire par leurs conseils et leurs remarques présents dans leur rapport. Je souhaiterais également remercier Pedro Camanho, Martin Shanahan et Dominique Leguillon d'avoir accepté le rôle d'examineur. Leurs questions et remarques ont rendu ma soutenance enrichissante et j'espère que nous aurons le plaisir de travailler ensemble sur les nombreuses perspectives de ce travail.

Je remercie profondément Éric Martin d'avoir été le directeur de cette thèse. Nos discussions sur les difficultés scientifiques rencontrées et sur la préparation de l'après thèse m'auront permis d'acquérir un recul certain sur mes travaux et sur la profession de chercheur. De plus, je n'aurais pas choisi la voie de la recherche dans les matériaux composites sans ses conseils. Qu'il trouve dans ces quelques mots l'expression de ma reconnaissance et de mon amitié.

Cette thèse n'aurait pas pu être telle qu'elle est sans l'encadrement de Cédric Huchette et Nicolas Carrère. Au-delà de leur apport scientifique indéniable, ils m'ont fait partager leur passion pour la recherche et m'ont offert leur soutien et leur amitié. Ces trois années ont réellement été riches d'enseignements professionnels et personnels à leur côté. Je n'ai pas de mots suffisamment forts pour les remercier de tout cela mais je tiens à leur exprimer toute ma reconnaissance et mon amitié.

Venant d'une école de modélisation, je n'avais que très peu d'expérience dans la recherche expérimentale. Aussi j'exprime toute ma gratitude à Philippe Nuñez et Anne Mavel pour leur travail et pour leurs nombreuses explications qui m'ont fait grandir dans ce domaine. Je souhaiterais aussi remercier Mathieu Hautier pour son aide sur la partie expérimentale et pour le travail que l'on a effectué ensemble sur nos thèses respectives.

Je tiens également à remercier les membres de l'unité MSC qui ont su rendre ces trois années agréables et enrichissantes. C'est aussi grâce à l'ambiance qui règne dans cette unité que cette

thèse est restée un plaisir du début jusqu'à la fin. J'en profite pour remercier François-Xavier Irisarri, Frédéric Laurin et Jean-François Maire pour leurs points de vue souvent pertinents sur certains aspects de mon travail. Je tiens également à remercier tout particulièrement François-Henri Leroy pour le travail que nous avons fait ensemble.

Je remercie aussi les doctorants et plus particulièrement Elen Hemon, Carole Rakotoarisoa, Emilie Troussset et Gaël Grail pour leur soutien et les bons moments passés. J'espère que nous en aurons beaucoup d'autres par la suite. J'en profite pour remercier Jean-Sébastien Charrier d'avoir été un co-bureau idéal : discret (parfois trop), sympathique et compréhensif. Je lui souhaite bonne route pour la suite.

Au travers de l'association des doctorants EChO, j'ai passé de très agréables moments partagés entre organisation et détente, réalisme et optimisme. Aussi, je remercie Josselyn, Mathieu et Jean-Michel pour cette expérience passée ensemble.

Certaines rencontres nous marquent à vie. Pendant ces trois ans, j'ai eu la chance d'en faire deux. Aussi, je tiens à remercier Mathieu Hautier et Jean-Michel Roche pour leur accueil, leur aide et leur réconfort. Nos nombreuses discussions scientifiques et philosophiques ont toujours été un plaisir et j'espère que nous en aurons beaucoup d'autres à l'avenir. Qu'ils sachent que je me souviendrai toujours de l'optimisme de l'un (ainsi que de nos étonnants points communs en dernière année) et de l'incroyable soutien de l'autre. Je leur suis reconnaissant pour leurs très belles amitiés respectives et je les prie de trouver dans ces quelques lignes mon amitié en retour.

Je tiens à remercier également mes parents et mon frère pour m'avoir soutenu dans mes choix. Leur présence et leur aide ont toujours été précieuses à mes yeux.

Pour finir, je remercie ma femme pour son aide, son soutien, sa patience et son amour pendant ces trois années. Qu'elle trouve dans ces quelques mots tout l'amour que je lui porte.

Tables des matières

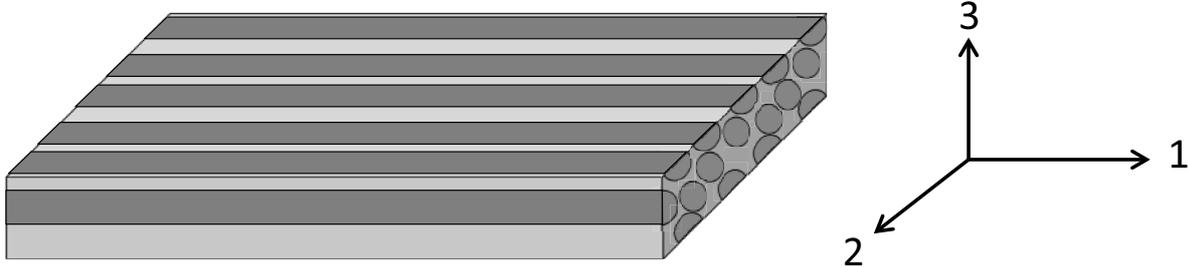
TABLES DES MATIERES.....	V
NOMENCLATURE.....	IX
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 BIBLIOGRAPHIE.....	9
1 ESSAIS DE CARACTERISATION DU DELAMINAGE	12
1.1 Essais de caractérisation de l'amorçage du délaminage	12
1.1.1 Caractérisation de l'amorçage en traction pur.....	12
1.1.2 Caractérisation de l'amorçage en cisaillement pur.....	14
1.1.3 Caractérisation de l'amorçage en mode mixte	17
1.1.4 Caractérisation de l'amorçage en présence d'endommagement intralaminaire.....	19
1.2 Essais de caractérisation de la propagation du délaminage.....	19
1.2.1 Caractérisation de la propagation en mode I pur.....	20
1.2.2 Caractérisation de la propagation en mode II pur.....	23
1.2.3 Caractérisation de la propagation en mode III pur	26
1.2.4 Caractérisation de la propagation en mode mixte I/II.....	27
1.2.5 Problématiques des essais de caractérisation de la propagation du délaminage des stratifiés composites multidirectionnels	30
1.2.6 Caractérisation de la propagation en présence d'endommagement intralaminaire.....	31
2 APPROCHES NUMERIQUES POUR LA MODELISATION DU DELAMINAGE	32
2.1 Critères d'amorçage.....	32
2.2 La mécanique élastique linéaire de la rupture	34
2.3 Bi-critères	38
2.4 Modèles de zone cohésive.....	40
3 BILAN.....	44
CHAPITRE 2 BILAN SUR LES MODELES DE ZONE COHESIVE.....	47
1 INTRODUCTION.....	49
2 ÉTUDES DES PROBLEMES NUMERIQUES LIES A L'UTILISATION DES MODELES DE ZONE COHESIVE	50
2.1 Description des problèmes de sauts de solution.....	50
2.2 Influence des paramètres interfaciaux sur la description du délaminage	52
2.2.1 Influence de la raideur interfaciale K	52
2.2.2 Influence de la contrainte d'amorçage σ_c	58
2.3 Étude de la convergence au maillage.....	60
3 DETERMINATION DES ASPECTS ESSENTIELS POUR UN MODELE DE ZONE COHESIVE ADAPTE A L'ÉTUDE DU DELAMINAGE DANS LES STRATIFIÉS CARBONE/EPOXY	62
3.1 Description de l'amorçage du délaminage.....	62

3.2	<i>Description de la propagation du délaminage</i>	63
4	CONCLUSIONS	67
CHAPITRE 3 PROPOSITION D'UN MODELE DE ZONE COHESIVE ADAPTE AUX		
CALCULS DE STRUCTURES EN CARBONE/EPOXY		69
1	INTRODUCTION	71
2	PRESENTATION DU MODELE DE ZONE COHESIVE DEVELOPPE	72
2.1	<i>Cadre général du modèle</i>	72
2.2	<i>Définition de la cinétique et de l'effet de l'endommagement</i>	73
2.3	<i>Amorçage</i>	76
2.3.1	Proposition d'un critère d'amorçage en contraintes positives	76
2.3.2	Détermination du paramètre δ_0	80
2.4	<i>Propagation</i>	81
3	APPLICATION DU MODELE DE ZONE COHESIVE CONTINU SUR DES ESSAIS ISSUS DE LA MECANIQUE DE LA RUPTURE	85
3.1	<i>Modélisation de l'essai DCB</i>	85
3.2	<i>Modélisation de l'essai MMB</i>	90
4	CONCLUSION	92
CHAPITRE 4 PROPOSITION D'UNE PROCEDURE D'IDENTIFICATION DU MODELE DE		
ZONE COHESIVE		95
1	INTRODUCTION	97
2	IDENTIFICATION DU CRITERE D'AMORÇAGE	98
3	IDENTIFICATION DU CRITERE DE PROPAGATION	99
3.1	<i>Proposition d'un nouvel essai : l'essai de traction sur plaque rainurée</i>	99
3.1.1	Principe de l'essai	99
3.1.2	Dispositif expérimental	100
3.1.3	Procédure expérimentale	101
3.1.4	Résultats expérimentaux	108
3.2	<i>Méthode d'exploitation de l'essai de traction sur plaque rainurée</i>	111
3.2.1	Implantation de la méthode MVCCT	112
3.2.2	Tests de vérification de la méthode MVCCT	112
3.3	<i>Identification de la ténacité d'une interface</i>	113
3.3.1	Étude numérique de l'essai de traction sur plaque rainurée	113
3.3.2	Identification de la ténacité de l'interface par l'essai de traction sur plaque rainurée	115
3.3.3	Détermination de la variabilité de la mesure de la ténacité	117
3.4	<i>Vers l'identification du critère de propagation</i>	121
3.4.1	Évaluation du critère de propagation à partir des essais de traction sur plaque rainurée	122
3.4.2	Proposition d'un nouveau critère de propagation	123
3.4.3	Vers une identification efficace du critère de propagation	128
4	CONCLUSIONS	130
CHAPITRE 5 PRISE EN COMPTE DU COUPLAGE INTER/INTRALAMINAIRE.....		133
1	INTRODUCTION	135
2	PROPOSITION D'UN COMPLEMENT AU MODELE DE ZONE COHESIVE POUR LA PRISE EN COMPTE DU COUPLAGE INTER/INTRALAMINAIRE	138
3	PROPOSITION D'UNE PROCEDURE D'IDENTIFICATION DU COUPLAGE INTER/INTRALAMINAIRE	142
3.1	<i>Principe de l'essai de traction sur plaque rainurée pour l'étude du couplage inter/intralaminaire</i>	143
3.2	<i>Résultats expérimentaux</i>	144
3.3	<i>Évolution de la ténacité en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire</i>	150

4	CONCLUSIONS	153
CHAPITRE 6 MISE EN EVIDENCE DE L'APPORT DE LA STRATEGIE DE		
MODELISATION..... 155		
1	INTRODUCTION.....	157
2	LOIS DE COMPORTEMENT	157
2.1	<i>Comportement du pli unidirectionnel</i>	157
2.2	<i>Lien entre le pli et l'interface</i>	158
2.3	<i>Comportement de l'interface</i>	161
3	ÉTUDE D'UN ESSAI DE MATAGE SUR UN ASSEMBLAGE BOULONNE	163
3.1	<i>Proposition d'une stratégie de calcul</i>	164
3.2	<i>Cas de matage sans pré-serrage</i>	166
3.2.1	Étude comparative des différents ingrédients nécessaires dans les modèles de zone cohésive ..	166
3.2.2	Mise en évidence de l'apport et des limites de la stratégie de calcul.....	170
3.3	<i>Cas de matage avec pré-serrage</i>	170
4	ÉTUDE DE TRACTION SUR UNE PLAQUE DOUBLEMENT ENTAILLEE.....	172
5	CONCLUSIONS	176
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES..... 179		
ANNEXE A FORMULATION DE LA LOI BILINEAIRE AVEC DIFFERENTES LOIS DE		
PROPAGATION..... 185		
ANNEXE B DESCRIPTION DE LA MATRICE TANGENTE DU MODELE DE ZONE		
COHESIVE CONTINU..... 189		
ANNEXE C DESCRIPTION DES MODELES DU PLI UNIDIRECTIONNEL ET DU LIEN		
ENTRE LE PLI ET L'INTERFACE 193		
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES..... 203		

Nomenclature

Axes matériaux



Principales notations des contraintes et des déformations

- σ Champ des contraintes
- σ^+ Champ des contraintes positives
- ε Champ des déformations

Principales notations des tenseurs d'élasticité

- $\underline{\underline{C}}$ Tenseur des rigidités
- $\underline{\underline{S}}$ Tenseur des souplesses

Principales notations liées au modèle du pli unidirectionnel

- E_l, E_t Modules d'Young longitudinal et transverse du pli unidirectionnel
- G_{lt}, G_{tt} Modules d'Young de cisaillement
- ν_{lt}, ν_{tt} Coefficient de Poisson

Principales notations liées aux différents points du modèle d'interface

Formulation du modèle

- K Raideur interfaciale initiale
- $[u_n], [u_{t,1}], [u_{t,2}]$ Sauts de déplacement selon les modes I, II et III
- $T_n, T_{t,1}, T_{t,2}$ Efforts cohésifs selon les modes I, II et III
- Y_C Force thermodynamique
- α_C Paramètre de pénalisation en compression
- δ Saut de déplacement selon la mixité de mode de la propagation du délaminage
- δ_0 Saut de déplacement associé au seuil d'amorçage σ_C
- δ_f Saut de déplacement critique
- λ Variable d'endommagement interfacial
- ψ Énergie libre

Critère d'amorçage

- Z_t, S_{13}, S_{23} Résistances interlaminaires selon les modes I, II et III
- S_{13CR}, S_{23CR} Résistances interlaminaires des modes II et III associées au critère d'amorçage avec renforcement en compression/cisaillement hors-plan
- σ_C Seuil d'amorçage critique

Critère de propagation

- G Taux de restitution d'énergie
- G_I, G_{II}, G_{III} Taux de restitution d'énergie selon les modes I, II et III
- G_T Taux de restitution d'énergie total
- G_C Taux de restitution d'énergie critique
- $G_{IC}, G_{IIC}, G_{IIIC}$ Ténacités interlaminaires selon les modes I, II et III
- α, η Paramètres de forme de la loi de propagation

- γ_C Paramètre adimensionnel de la loi de propagation en compression/cisaillement
- κ, γ Paramètres adimensionnels de la loi de propagation

Complément pour la prise en compte du couplage inter/intralaminaire

$G_{IC}^\mu, G_{IIC}^\mu, G_{IIIC}^\mu$ Ténacités interlaminaires, selon les modes I, II et III, du modèle de zone cohésive avec couplage inter/intralaminaire

\underline{H} Tenseur d'effet de l'endommagement

n Nombre de fissures transverses pour une longueur L dans le pli d'épaisseur h

$Z_t^\mu, S_{13}^\mu, S_{23}^\mu$ Résistances interlaminaires, selon les modes I, II et III, du modèle de zone cohésive avec couplage inter/intralaminaire

β_1, β_2 Coefficients de dégradation des propriétés interfaciales

ρ Taux de fissuration

$\bar{\rho}$ Taux de fissuration réduit

μ Longueur de microdélaminage

$\bar{\mu}$ Taux de microdélaminage

$\bar{\mu}_{eq}$ Taux de microdélaminage associé à l'interface

Paramètres géométriques

a Longueur de fissure

b Largeur du pli

h Épaisseur du pli

L Longueur

Introduction

Les composites stratifiés unidirectionnels représentent un atout considérable pour répondre aux besoins des industriels aéronautiques : réduire la masse des avions pour diminuer la consommation de carburant tout en conservant de bonnes propriétés structurales. En effet, les composites stratifiés proposent un excellent rapport masse/résistance/rigidité et permettent de répondre efficacement aux sollicitations soumises aux différentes pièces structurales grâce à la possibilité de diriger les renforts fibreux dans la direction des sollicitations. Cependant, le dimensionnement des structures en matériaux composites reste encore délicat. De plus, il est généralement associé à l'utilisation de facteurs de sécurité très importants notamment du fait (i) de la dispersion liée à la nature des matériaux composites et (ii) du manque de confiance dans la modélisation des différents endommagements des stratifiés conduisant à réduire l'avantage concurrentiel de ces matériaux par rapport aux matériaux métalliques. C'est pourquoi une meilleure compréhension et une description plus robuste des mécanismes d'endommagement des composites stratifiés représentent un enjeu primordial pour l'industrie aéronautique.

Plusieurs types d'endommagement peuvent apparaître au sein d'un stratifié tant au niveau des fibres (rupture de fibres) qu'au sein de la matrice (fissuration matricielle). De plus, les endommagements matriciels peuvent intervenir dans le pli ou à l'interface entre deux plis adjacents. Le scénario de dégradation des composites stratifiés de plis unidirectionnels (dans le cas d'une éprouvette lisse sollicitée en membrane) est décrit notamment dans la thèse de Huchette [Huchette, C., 2005] :

1. Apparition d'endommagement à l'échelle de la fibre et de la matrice sous forme de microfissuration matricielle et de décohésion fibre/matrice (indiquée en jaune sur la Figure 1 lors de l'étape 1).

2. Coalescence de ces micro-dommages conduisant à l'apparition d'endommagement à l'échelle du pli sous forme de fissures parallèles aux fibres. Ces dernières traversent alors tant l'épaisseur que la largeur de l'éprouvette dans les plis désorientés par rapport à l'axe de chargement. Cet endommagement intralaminare peut conduire à des microdélaminages entre plis du fait de la concentration de contraintes en pointe de fissure transverse (étape 2-3).

3. Rupture des fibres conduisant à la rupture du composite (étape 4).

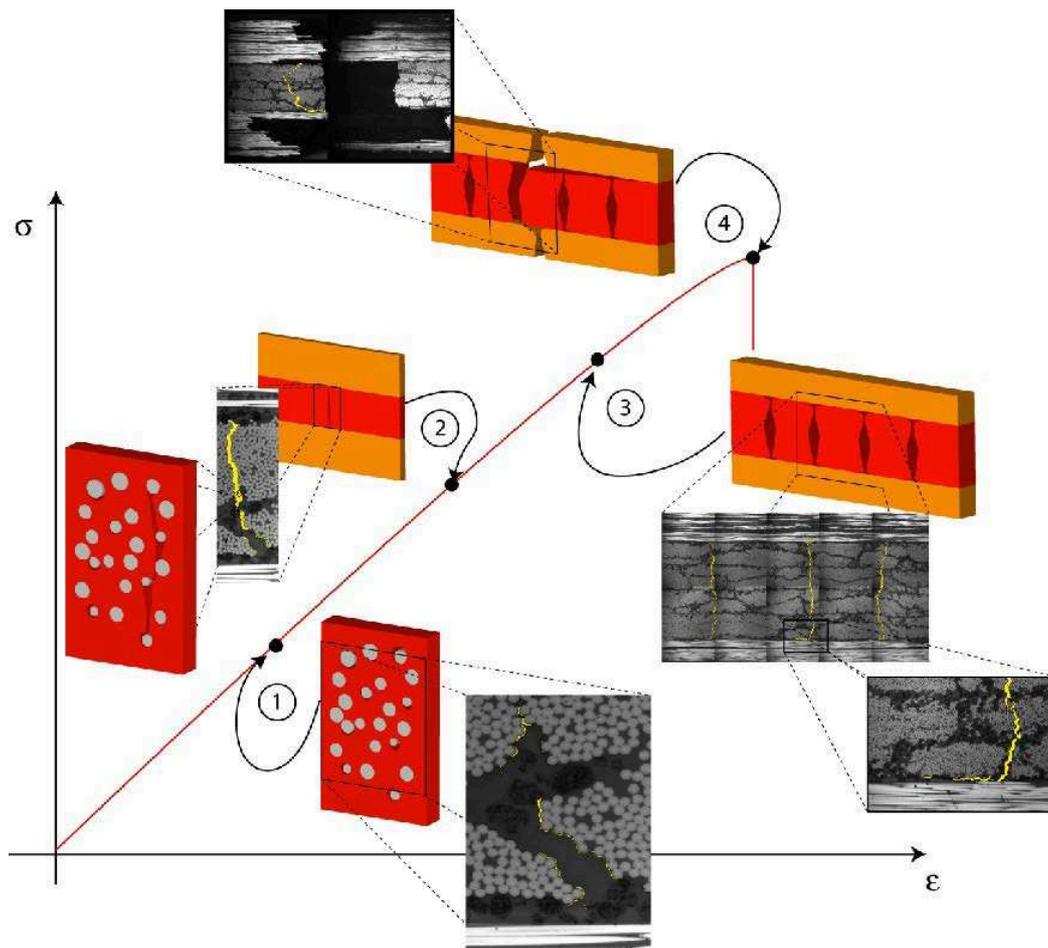


Figure 1. Scénario d'endommagement au cours d'un chargement d'un stratifié [Huchette, C., 2005]

À ces différents endommagements intralaminaires, nous pouvons également ajouter le délaminage qui correspond à la décohésion entre deux plis du stratifié. Ce dernier type d'endommagement est souvent catastrophique pour la structure en termes de tenue mécanique. En effet, la présence du délaminage au sein d'un stratifié entraîne la perte de rigidité de ce dernier mais également la perte de résistance lorsqu'il est soumis à une sollicitation de compression. Ce mécanisme d'endommagement est d'autant plus critique qu'il peut apparaître dès la fabrication d'une pièce mais également lors de son transport, de l'assemblage de pièces, en service ou lors de la maintenance des structures aéronautiques. Les causes du délaminage sont séparables en plusieurs catégories [Pagano, N. J., 2003]. Le délaminage peut alors être dû :

- aux champs de contraintes normales et tangentielles présents au niveau des sections courbées d'une structure, comme par exemple les parties cylindriques sphériques, les cornières, ou encore les conteneurs pressurisés.

- aux changements de section que l'on retrouve notamment dans les reprises de plis, les raidisseurs, les bords libres et les assemblages (collés ou boulonnés).
- aux effets de l'humidité et de la température [Kim, R. Y., 2006], [Pradhan, B., 2006] entraînant des contraintes résiduelles résultant d'une différence de contraction entre les plis au cours du procédé de cuisson du stratifié.
- au processus de fabrication du stratifié conduisant parfois à des porosités, des amas de matrice ou à un rétrécissement de cette dernière lors de la cuisson, apparaissant alors comme une source de facteurs favorisant le délaminage. La présence de ces discontinuités locales engendre le développement de champs de contraintes interlaminaires, même à partir de sollicitations dans le plan [Masters, J. E., 1993].
- aux effets de bords, c'est-à-dire aux contraintes interlaminaires en bords libres dues à la discontinuité du comportement mécanique entre deux plis n'ayant pas la même orientation [Masters, J. E., 1993].
- aux sollicitations hors-plan dont notamment l'impact qui est un exemple concret courant puisque représentatif des chocs en service (oiseaux ou grêle) mais également lors de la maintenance des structures (chutes d'outils).

Compte-tenu des conséquences catastrophiques du délaminage sur les structures et de ses multiples causes, il est nécessaire de prendre en compte cet endommagement dès la phase de conception des structures. Les travaux de cette thèse se focalisent donc sur la proposition d'une stratégie de modélisation plus efficace et plus robuste du délaminage et de ses interactions avec les endommagements intralaminaires dans les stratifiés à matrice organique. Pour atteindre cet objectif, les points suivants seront abordés :

1. la détermination du modèle le plus adapté pour décrire le délaminage dans une structure complexe, regroupant généralement de nombreux comportements non-linéaires géométriques ou matériaux.
2. le développement d'une stratégie d'identification du modèle qui soit efficace et robuste. Cette stratégie doit pouvoir prendre en compte les différentes phases du délaminage mais également les interactions avec les endommagements des plis adjacents à l'interface délaminiée.
3. la proposition d'une stratégie de calcul afin de permettre la modélisation du délaminage dans une structure composite complexe avec un temps de calcul raisonnable.

Afin de répondre aux différents points ci-dessus, un état de l'art sera proposé dans le chapitre 1. Dans un premier temps, cet état de l'art présentera une critique des essais de caractérisation de l'amorçage et de la propagation du délaminage. Cette analyse mettra en avant les besoins actuels pour une meilleure caractérisation du délaminage notamment lors de sa propagation dans un stratifié multidirectionnel (*i.e.* un stratifié avec des plis orientés dans

différentes directions) sous des mixités de mode variables. Dans un second temps, l'état de l'art déterminera parmi les différentes approches numériques du délaminage celle qui répond le plus efficacement à notre cahier des charges : la description de l'amorçage et de la propagation du délaminage dans une structure complexe. Dans ce contexte, les modèles de zone cohésive semblent être *a priori* l'approche la plus adaptée.

Chaque approche permettant d'étudier le délaminage possède son propre domaine de validité, ses avantages mais également ses limites. Le but du chapitre 2 sera de déterminer ces différents aspects pour les modèles de zone cohésive afin (i) de déterminer les points essentiels au bon usage de ce type de modèle (taille de mailles, rigidité initiale, ...) et (ii) de définir les améliorations nécessaires pour atteindre une meilleure description du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy.

Ces améliorations feront l'objet du développement d'un nouveau modèle de zone cohésive présenté dans le chapitre 3. La construction de ce modèle s'appuiera sur la volonté de décrire précisément l'amorçage et la propagation du délaminage, quel que soit le matériau composite étudié. Afin de répondre à cet objectif, le développement d'un nouveau modèle générique sera proposé, de telle sorte qu'il puisse décrire le délaminage sous une sollicitation complexe, en prenant en compte le critère d'amorçage et la loi de propagation souhaités. Afin de l'appliquer sur les stratifiés carbone/époxy, un critère d'amorçage avec un renforcement en compression/cisaillement sera proposé (à partir des travaux de Charrier [Charrier, J. S., 2010]) et deux critères de propagation adaptés au carbone/époxy seront exploités (la détermination du critère le plus pertinent sera effectuée au chapitre 4 dédié à l'identification). De même, un effort sera fourni pour proposer une loi d'interface continue afin de déterminer l'impact de la forme de la loi sur les problèmes numériques associés à l'utilisation des modèles de zone cohésive. Afin de comprendre l'importance des choix effectués pour le développement du nouveau modèle, ses avantages ainsi que ses limites seront mis en évidence dans ce chapitre.

L'utilisation d'un modèle de zone cohésive lors d'un calcul de structure nécessite son identification. Comme indiqué précédemment, le nouveau modèle s'appuiera sur un critère d'amorçage et un critère de propagation. L'identification de ce modèle reposera donc sur celle de ces deux critères. Grâce au chapitre 1, les limites des procédures expérimentales de caractérisation de l'amorçage et de la propagation seront bien identifiées (comme par exemple le coût associé ou les difficultés de réalisation des essais pour des composites multidirectionnels). Le chapitre 4 se consacrera à la caractérisation de la propagation du délaminage. Plus précisément, une procédure d'identification du critère de propagation sera proposée. Elle s'appuiera sur un nouvel essai dont la mise en œuvre pratique a été effectuée dans le cadre de ce travail : l'essai de traction sur plaque rainurée. Afin de déterminer les avantages et les limites de cette nouvelle procédure d'identification, cette dernière sera appliquée sur une interface $0^\circ/90^\circ$ et sur une interface $0^\circ/45^\circ$.

Comme cela est présenté sur la Figure 1, des endommagements matriciels peuvent être créés avant l'apparition du premier délaminage macroscopique. Il semble donc nécessaire de pouvoir décrire l'interaction entre ces différents types d'endommagement. Pour cela, des compléments au modèle proposé dans le chapitre 3 seront apportés dans le chapitre 5 et la nécessité de prendre en compte ce couplage inter/intralaminaire sera discutée. De plus, une procédure d'identification des propriétés de l'interface, en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire du stratifié, sera proposée. Cette procédure s'appuiera de nouveau sur l'essai de traction sur plaque rainurée. Une exploitation critique des résultats expérimentaux sera effectuée afin de déduire l'intérêt et les limites de cet essai pour identifier le couplage inter/intralaminaire.

Pour finir, dans l'objectif de déterminer l'apport de l'ensemble de la stratégie de modélisation, le nouveau modèle de zone cohésive et la stratégie d'identification associée seront utilisés sur différents cas structuraux (essai de matage sur assemblage et sur assemblage pré-serré, traction sur plaque entaillée). Dans le but de réduire les temps de calcul associés à l'utilisation des modèles de zone cohésive dans le code de calcul ZéBuLoN implicite, et ainsi de pouvoir étudier ces cas structuraux avec un temps de calcul raisonnable, une stratégie de calcul sera également proposée. Les résultats obtenus pour les différentes études permettront de mettre en avant l'apport de l'ensemble de la stratégie de modélisation mais également ses limites.

Chapitre 1

Bibliographie

Les matériaux composites stratifiés sont considérés comme une solution efficace pour l'allégement des structures aéronautiques. Toutefois, le manque de confiance dans la modélisation de l'endommagement de ce type de matériau représente un frein à l'exploitation des avantages des matériaux composites lors de l'étape de dimensionnement, d'autant plus lorsque cet endommagement est considéré comme critique par l'industriel. C'est le cas du délaminage.

L'objectif de ce chapitre est de déterminer les ingrédients nécessaires à la prédiction de l'amorçage et à la description de la propagation du délaminage lors d'un calcul de structures. Pour cela, une première partie est dédiée à un bilan critique des essais de caractérisation de l'amorçage et de la propagation du délaminage. Dans une seconde partie, les avantages et les limites des modèles utilisés classiquement dans la littérature sont analysés afin de définir l'approche de modélisation la plus adaptée à l'étude du délaminage.

Pour pouvoir développer une stratégie de modélisation du délaminage qui soit la plus complète et répondant au cahier des charges fixé, il est nécessaire d'établir l'état de l'art de la recherche sur la caractérisation et la modélisation du délaminage. C'est le but de ce chapitre qui décrit les travaux de la littérature liés à (i) la caractérisation et (ii) la modélisation du délaminage.

Dans un premier temps, les essais de caractérisation de l'amorçage et de la propagation du délaminage à une interface entre plis de composites seront présentés pour différentes sollicitations, balayant ainsi les modes purs de rupture (à savoir le mode I pour le mode d'ouverture et les modes II et III pour les modes de cisaillement (Figure 2)), et les modes mixtes (c'est-à-dire les modes pouvant être vus comme une combinaison de ces modes purs). Un bilan sera ainsi proposé sur les avantages et les limites des approches expérimentales les plus utilisées actuellement.

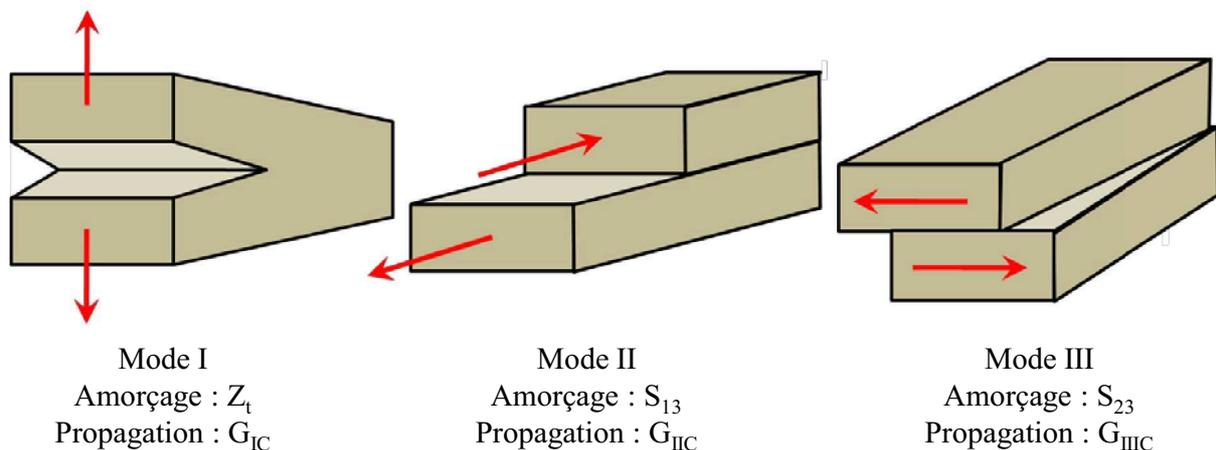


Figure 2. Description des modes purs de rupture

Dans un deuxième temps, les approches numériques disponibles dans la littérature pour décrire les différents aspects du délaminage seront présentées. Le domaine de validité, les avantages et les inconvénients de chacune de ces approches seront proposés et analysés. J'essaierai ainsi de déterminer celle qui me semblera la plus adaptée pour l'étude du délaminage dans les structures composites complexes.

En conclusion, un bilan de la recherche bibliographique sur les essais de caractérisation et les approches numériques sera proposé. Ce bilan représentera les bases de ce travail de recherche sur la modélisation du délaminage dans les structures composites stratifiées carbone/époxy.

1 Essais de caractérisation du délaminage

Le mécanisme de délaminage peut être séparé en deux phases : l'amorçage et la propagation. L'amorçage est caractérisé par un phénomène dynamique instable conduisant à la création d'une fissure de longueur finie. Pour des champs de contraintes à l'interface ne présentant pas de singularités, cette phase d'amorçage peut être associée à la résistance interfaciale caractérisée par : (i) une résistance en traction hors-plan (Z_I), (ii) deux résistances en cisaillement hors-plan (S_{13} et S_{23}) et (iii) un critère de rupture. Notons qu'en présence de singularités, l'amorçage d'une fissure est piloté à la fois par la résistance et par la ténacité. La propagation peut être soit stable soit instable (en fonction de la géométrie ou du chargement par exemple). Cette phase est caractérisée par une ténacité suivant chacun des modes purs de rupture (G_{IC} , G_{IIC} et G_{IIIC}) et une loi de propagation. Les paragraphes suivants présentent les essais permettant de caractériser ces deux aspects du délaminage.

1.1 Essais de caractérisation de l'amorçage du délaminage

La description de l'amorçage du délaminage est un aspect primordial pour décrire l'endommagement des structures composites. Pour caractériser de manière satisfaisante cet aspect du délaminage, il est *a priori* nécessaire d'avoir un essai ayant un champ de contraintes et de déformations uniformes et minimisant les concentrations de contraintes. De plus, la propagation du délaminage doit être de préférence instable après l'amorçage afin d'augmenter la précision sur la valeur de la contrainte d'amorçage mesurée. Pour la même raison, il est préférable d'éviter la présence d'endommagements dans les plis qui pourraient influencer la valeur apparente de la résistance. Bien que ces hypothèses soient difficiles à réunir, certains essais, décrits notamment dans [Mespoulet, S., 1998], [Olsson, R., 2011], présentent un intérêt pour caractériser l'amorçage en traction, en cisaillement et en mode mixte.

1.1.1 Caractérisation de l'amorçage en traction pur

Les essais nommés « Bonded Block Specimen » [Ayache, S. A., 1991] et « Bonded Waisted Specimen » [Lagace, P. A., 1989] permettent de déterminer les contraintes d'amorçage en traction hors-plan. Ces deux essais sont des essais de traction sur une éprouvette constituée de blocs de plis collés aux mors en aluminium et favorisant l'apparition de la fissure à l'interface entre deux blocs de plis. La Figure 3 et la Figure 4 illustrent les éprouvettes de ces deux essais.

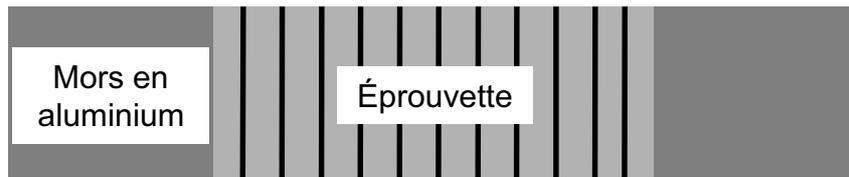


Figure 3. Éprouvette de l'essai "Bonded Block"

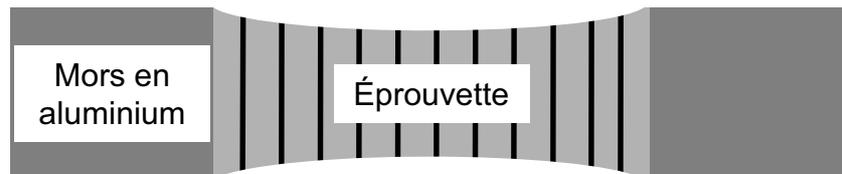


Figure 4. Éprouvette de l'essai "Waisted Block"

Ces essais sont des versions améliorées des essais Tabbed Block Specimen [Roy, A. K., 1994] et Tabbed Waisted Specimen [Ishai, O., 1995] qui engendraient une rupture au niveau des mors serrés aux extrémités des éprouvettes. Les essais de traction sur Bonded ou Waisted Block Specimens permettent de caractériser l'amorçage du délaminage en mode pur de traction hors-plan puisque les effets de flexion des éprouvettes sont rendus négligeables grâce au montage. Néanmoins, pour des raisons pratiques, les éprouvettes doivent être assez longues pour permettre la réalisation de l'essai de traction. Or l'éprouvette est constituée dans sa longueur d'un empilement de plusieurs plis de même orientation, conduisant ainsi à des épaisseurs de stratifiés (*i*) non représentatives de celles des stratifiés utilisés dans les structures aéronautiques et (*ii*) pouvant conduire à des coûts et des difficultés de fabrication trop importants (comme la présence de porosités aux interfaces pour de telles épaisseurs). Afin de pallier cette limitation, un essai de flexion quatre points sur cornière a été proposé [Jackson, W. J., 1996], puis normé par l'ASTM (norme ASTM D6415 [ASTM, 2006a]). Comme le montre la Figure 5, l'éprouvette, en appui sur deux rouleaux, est soumise à un essai de flexion quatre points.

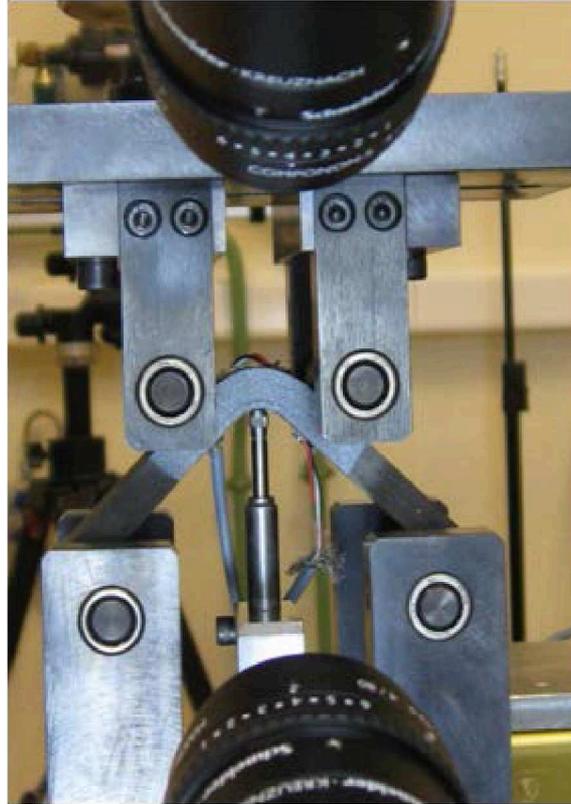


Figure 5. Montage utilisé à l'Onera pour les essais de flexion quatre points sur cornière [Charrier, J. S., 2011]

Il a été montré que cet essai génère un champ de contraintes de traction hors-plan quasiment pur dans le rayon de la cornière. L'identification de la résistance de traction hors-plan (Z_t) se fait alors en calculant, soit par éléments finis, soit par le biais d'une formule analytique, la contrainte hors-plan au moment de la rupture de l'éprouvette (caractérisée par une chute brutale de la force).

1.1.2 Caractérisation de l'amorçage en cisaillement pur

La caractérisation du cisaillement hors-plan pur (S_{13} ou S_{23}) est généralement abordée par le biais de l'essai Iosipescu ([Adams, D. O., 2007], [Morton, J., 1992] et la norme ASTM D-5379 [ASTM, 1993]) qui consiste à exécuter un essai de flexion quatre points asymétrique sur une éprouvette entaillée grâce au montage représenté sur la Figure 6.

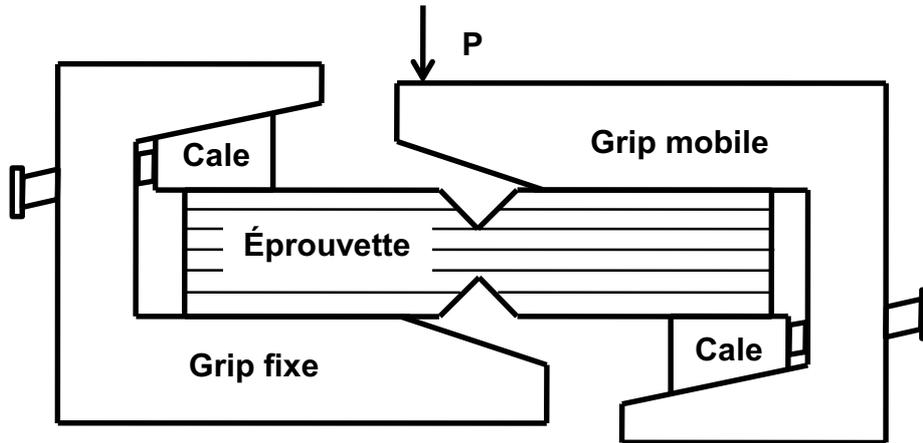


Figure 6. Essai de Iosipescu selon la norme ASTM D-5379

L'exploitation de cet essai par Morton [Morton, J., 1992] a permis de mettre en évidence que l'essai de Iosipescu n'engendre pas une sollicitation pure de l'interface mais un mode mixte proche du mode pur de cisaillement. De plus, il est nécessaire d'utiliser une éprouvette d'épaisseur importante ce qui peut conduire à des problèmes de représentativité, comme cela a été évoqué précédemment, du fait de la forte influence des conditions du procédé de fabrication du matériau sur sa tenue. Bien que cet essai soit régi par une norme, ces aspects représentent une limitation forte pour la caractérisation de l'amorçage du délaminage en cisaillement.

Pour atteindre un cisaillement hors-plan pur, un des essais disponibles est l'essai Modified Rail Shear test. Ce dernier utilise une éprouvette en composite plane boulonnée à des rails en acier chargés en traction afin d'induire un cisaillement dans le stratifié. Cet essai a été proposé initialement pour caractériser les propriétés de cisaillement dans le plan [ASTM, 1983] en utilisant des épaisseurs d'éprouvettes de l'ordre de 76 mm. Afin de pouvoir exploiter cet essai pour caractériser les résistances interlaminaires de cisaillement, des modifications ont été proposées par Post [Post, D., 1989], comme notamment (i) remplacer le boulonnage par le collage des parties composites sur les rails métalliques afin de pouvoir réduire l'épaisseur du stratifié et (ii) utiliser des éprouvettes cintrées afin de tendre vers un champ de cisaillement pur. Cependant, cette dernière modification reste difficile à contrôler et ne permet pas d'assurer un cisaillement pur du matériau. La Figure 7 illustre cet essai dans le cadre de l'étude de l'amorçage en cisaillement pur.

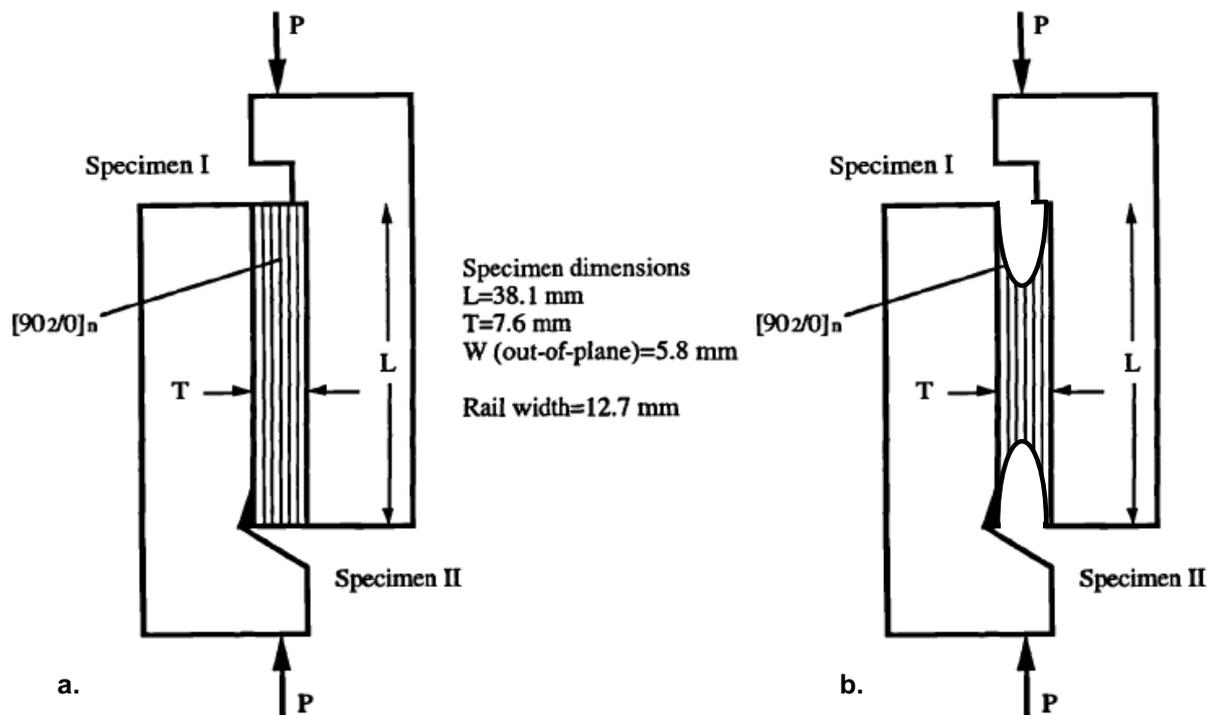


Figure 7. Modified Rail Shear test selon les modifications proposées par Post [Post, D., 1989] avec (a.) une éprouvette classique et (b.) une éprouvette cintrée

Plus simple à mettre en œuvre, l'essai Short Beam Shear (SBS) est également utilisé pour caractériser la résistance en cisaillement pur. Le principe réside dans un essai de flexion trois points avec une longueur faible entre les appuis devant l'épaisseur du stratifié (ASTM D2344 [ASTM, 2006b]) dont le sens des fibres est perpendiculaire à l'effort appliqué. La Figure 8 illustre le montage de l'essai.



Figure 8. Montage utilisé à l'Onera pour les essais Short Beam Shear [Charrier, J. S., 2011]

L'essai SBS a l'avantage de permettre l'identification de la résistance de cisaillement hors-plan par une fonction analytique. Cependant, cette dernière est basée sur l'hypothèse d'une distribution uniforme du champ des contraintes afin d'utiliser la théorie classique des poutres et qui n'est valable que pour les matériaux isotropes. On peut néanmoins souligner que les valeurs de la contrainte de cisaillement hors-plan obtenues à l'aide de cette formule analytique et celles obtenues par éléments finis sont assez proches.

1.1.3 Caractérisation de l'amorçage en mode mixte

La caractérisation des contraintes interlaminaires d'une interface soumise à un chargement complexe est une tâche difficile mais primordiale pour la prédiction de l'apparition du délaminage. En effet, c'est la seule voie possible pour valider un critère de rupture identifié à partir des résistances hors-plan en mode pur. Pour cela, un des essais le plus adapté est l'essai Arcan [Arcan, L., 1987], [Cognard, J. Y., 2006]. Cet essai permet d'étudier la contrainte à rupture d'une interface (interface entre deux plis ou collage) sous différents types de chargement (traction/cisaillement et compression/cisaillement). Afin de pouvoir assurer ce type de chargement, un montage spécifique est nécessaire (Figure 9). Grâce au support permettant d'installer l'éprouvette avec un angle θ par rapport à la direction du chargement, il est possible de caractériser les contraintes interlaminaires de l'interface composite/composite ou même composite/colle. Néanmoins, la réalisation de cet essai nécessite une procédure expérimentale assez fine (montage de l'éprouvette, forme des supports, préparation des surfaces, ...). Cognard *et al.* [Cognard, J. Y., 2006] ont ainsi montré que pour une exploitation conduisant à des valeurs peu dispersées des résistances, il est nécessaire par exemple d'utiliser la corrélation d'images pour déterminer finement l'instant de

rupture et d'assurer une forme des supports adaptée pour limiter les effets de bords. De plus, l'éprouvette étant collée au montage métallique, il est nécessaire de disposer d'une colle plus résistante que l'interface à traiter, ce qui peut s'avérer difficile pour les matériaux composites nouvelle génération dont les résistances hors-plan sont très élevées.

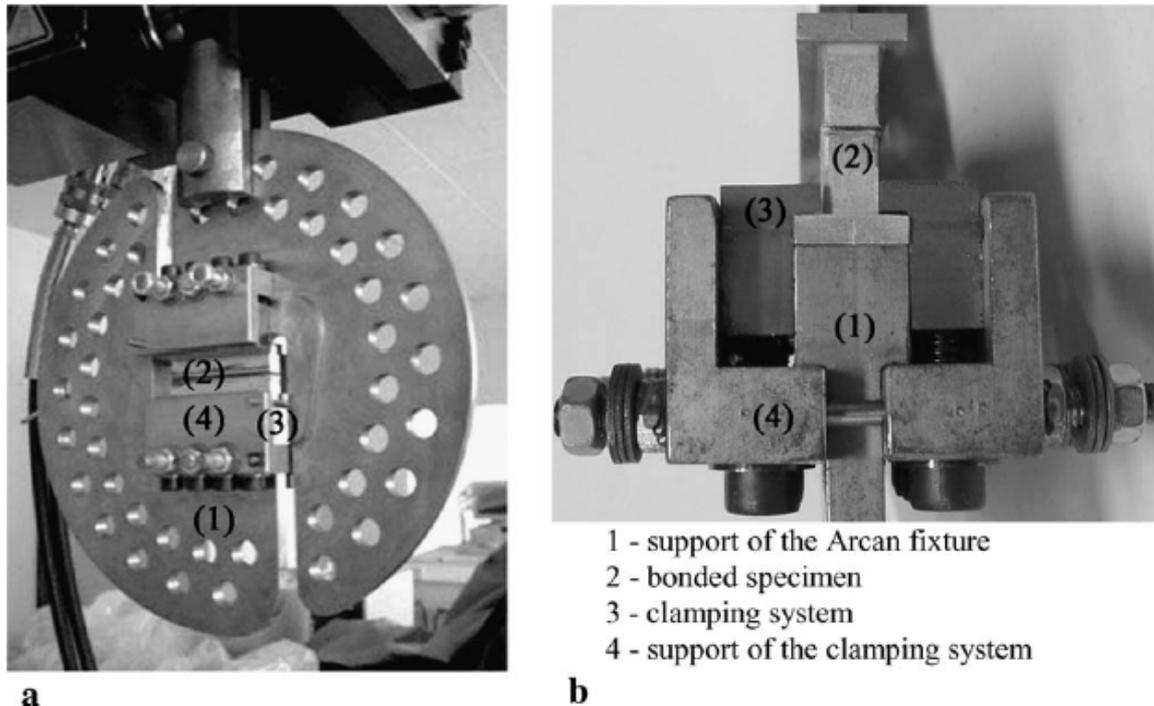


Figure 9. Essai Arcan selon les travaux de Cognard et al. [Cognard, J. Y., 2006]: (a) montage de l'essai ; (b) zoom sur le montage de l'éprouvette

Dans le but de réduire les difficultés d'identification de l'essai Arcan, Charrier [Charrier, J. S., 2011] a proposé dans sa thèse l'exploitation d'essais de pliage et de dépliage de cornière. Ces essais, effectués sur des stratifiés unidirectionnels pour le plan (σ_{33}, τ_{13}) et sur des stratifiés avec différents empilements pour le plan (σ_{33}, τ_{23}) , permettent d'étudier plusieurs mixités de mode en faisant varier la longueur du bras inférieur et du bras supérieur. La Figure 10 illustre le montage de l'essai et le chargement appliqué à la cornière.

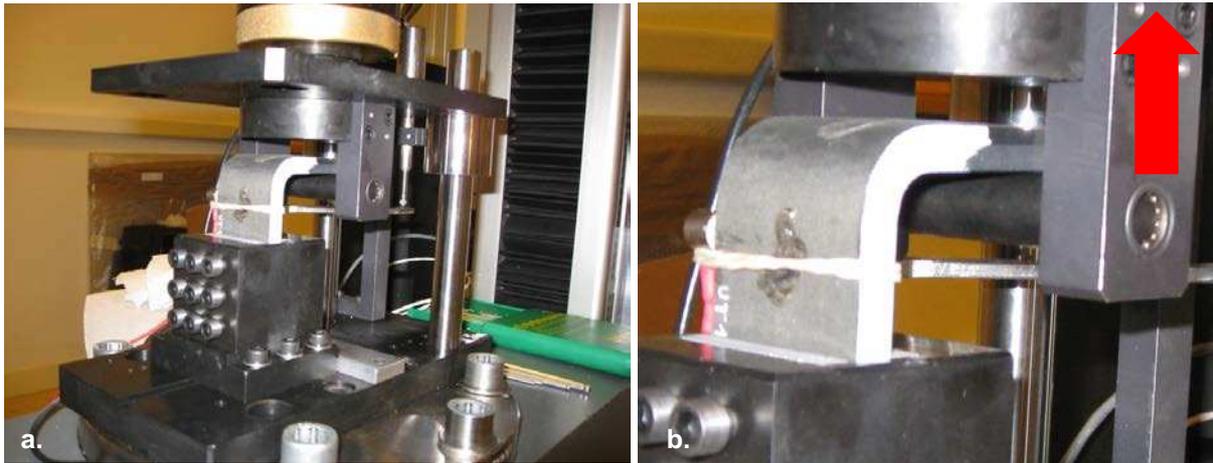


Figure 10. Essai de pliage (dépliage) de cornière à l'Onera. (a.) Illustration du montage de l'essai; (b.) zoom sur l'éprouvette et illustration du chargement (dépliage)

Cette procédure d'essai, plus simple à mettre en œuvre et plus représentative des structures aéronautiques, notamment de cornières présentes dans le caisson central, a permis de déterminer les résistances interlaminaires sous des chargements complexes de traction/cisaillement et de compression/cisaillement. Ces essais montrent un renforcement de la résistance de cisaillement hors-plan sous des chargements en compression hors-plan.

1.1.4 Caractérisation de l'amorçage en présence d'endommagement intralaminare

Comme le montre l'état de l'art présenté dans les sections précédentes, la caractérisation de l'amorçage du délaminage dans un stratifié sain peut s'effectuer par le biais de différents essais. Cependant, l'apparition de l'amorçage peut également apparaître en présence d'endommagement intralaminare. C'est pourquoi la caractérisation de la dégradation des propriétés de l'interface en fonction de l'endommagement intralaminare apparaît comme un enjeu primordial pour la prédiction et la description du délaminage. Néanmoins, il n'existe pas, à notre connaissance, d'essais simples permettant une telle caractérisation. Notons toutefois qu'il a récemment été montré par Charrier [Charrier, J. S., 2011] que l'exploitation d'essais de dépliage sur cornières stratifiées pourrait permettre une identification de ce couplage.

1.2 Essais de caractérisation de la propagation du délaminage

La caractérisation de la propagation du délaminage peut être réalisée aux travers de nombreux essais développés ces dernières années. Ces essais ont pour objectif de déterminer la ténacité G_C d'une interface, *i.e.* le taux de restitution d'énergie critique provoquant la

propagation de la fissure du délaminage. Cette caractérisation doit s'effectuer pour différents modes purs de rupture ainsi que pour les modes mixtes. Les sections suivantes résument les travaux expérimentaux présentés dans la littérature.

1.2.1 Caractérisation de la propagation en mode I pur

Pour déterminer la ténacité en mode I (G_{IC}), c'est-à-dire en mode d'ouverture, l'essai DCB (Double Cantilever Beam) est le plus couramment utilisé [Brunner, A. J., 2001], [NASA, 1982]. Ce dernier correspond à un essai de traction sur deux bras d'une éprouvette symétrique pré-fissurée (Figure 11 et Figure 12). Cette pré-fissure, nécessaire pour amorcer le délaminage dans des conditions stables, est effectuée via un insert non-adhésif (téflon) d'une épaisseur moyenne de 20 μm conformément à la norme ASTM [ASTM, 1994]. D'après la norme, les essais sont en général réalisés sur des stratifiés unidirectionnels à 0°.

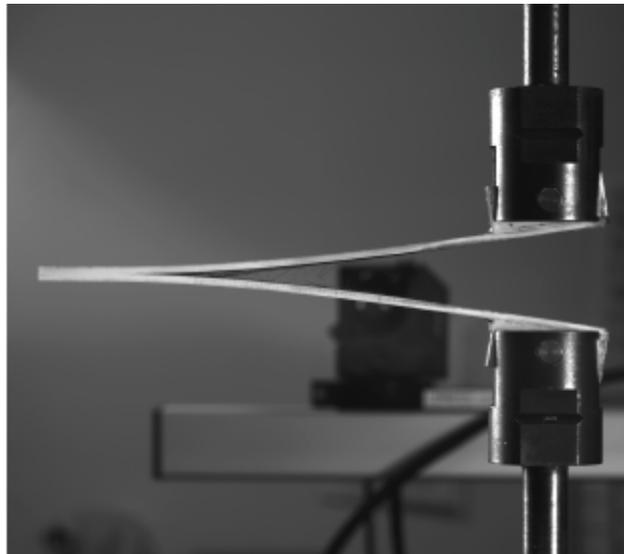


Figure 11. Montage de l'essai DCB [Hautier, M., 2010]

Le protocole expérimental de cet essai, décrit dans [Blackman, B. R. K., 2001] d'après la norme ISO 15024, permet de définir la ténacité de l'interface mais également la courbe de résistance, dit également courbe R. Il est couramment postulé que la valeur de la ténacité G_{IC} correspond à la phase de réamorçage de la fissure. En effet, la suite de l'essai est perturbée par la présence de pontages de fibres engendrant une augmentation de la valeur de la ténacité avec celle de la longueur de la fissure. Afin d'identifier la ténacité lors de cet essai, le saut de déplacement δ entre les deux bras de l'éprouvette est mesuré ainsi que la longueur de fissure et la force appliquée.

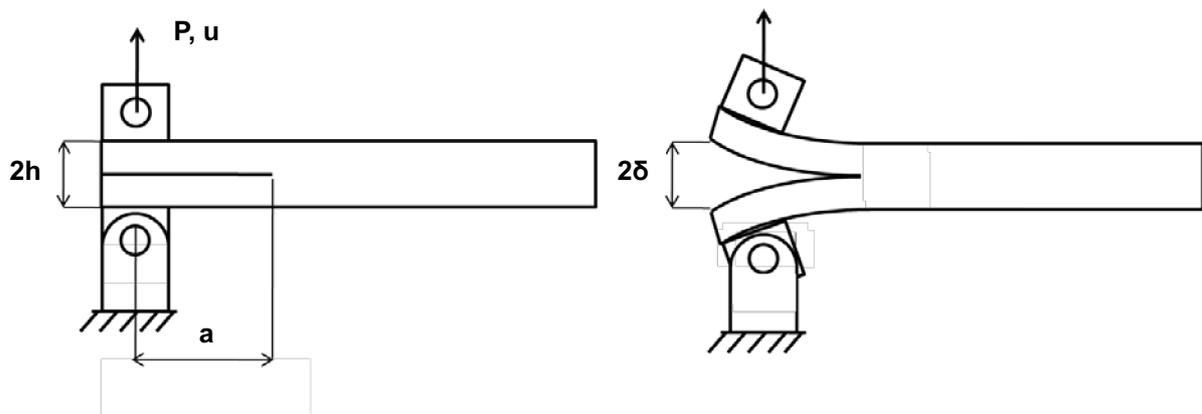


Figure 12. Représentation schématique de l'essai DCB

Plusieurs méthodes permettent de définir l'instant d'amorçage de la fissure (Figure 13). La première méthode consiste à déterminer la première non-linéarité de la courbe *force/déplacement*. La deuxième méthode réside dans la définition du déplacement pour lequel la propagation de la fissure a été observée expérimentalement. La dernière méthode consiste à détecter une augmentation de la complaisance de 5% ou la force maximale.

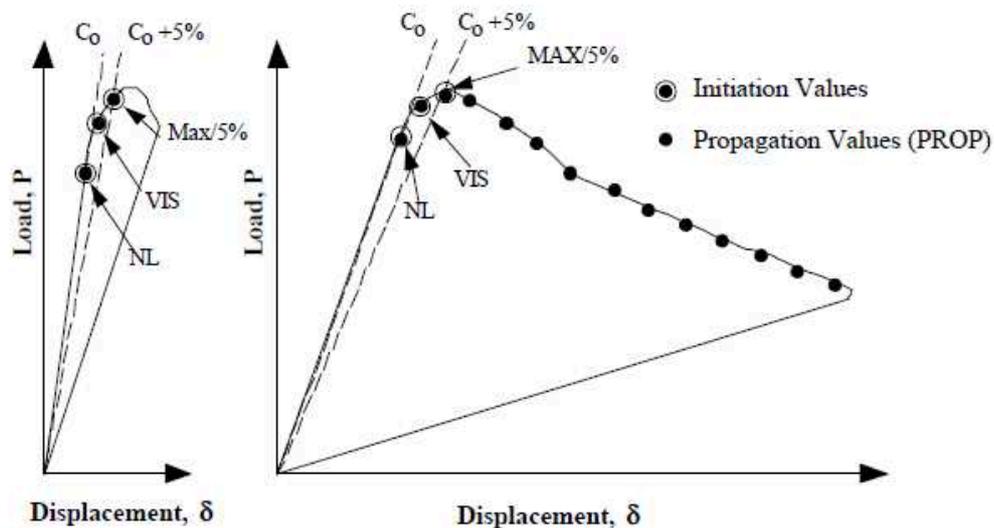


Figure 13. Courbes schématiques d'un essai DCB [Blackman, B. R. K., 2001]

Afin d'évaluer la ténacité par l'essai DCB, des formules issues de la mécanique élastique linéaire de la rupture sont utilisées [Irwin, G. R., 1958] :

$$G_{IC} = \frac{P_C^2}{2b} \frac{dC}{da} \quad \text{Eq. I. 1.1}$$

où P_C est la charge critique permettant la propagation de la fissure, C la complaisance, b la largeur de l'éprouvette et a la longueur de la fissure.

La théorie classique des poutres permet d'exprimer la complaisance en fonction de la longueur de fissure et des paramètres matériaux :

$$C = \frac{2a^3}{3EJ} = \frac{\delta}{P} \quad \text{Eq. I. 1.2}$$

avec E le module d'Young longitudinal, δ le déplacement entre les deux bras de l'éprouvette (voir Figure 12) et J le moment quadratique de la section donnée par :

$$J = \frac{bh^3}{12} \quad \text{Eq. I. 1.3}$$

Le taux de restitution d'énergie critique peut finalement s'écrire :

$$G_{IC} = \frac{3\delta_C P_C}{2ba} \quad \text{Eq. I. 1.4}$$

où δ_C correspond au déplacement pour lequel la force critique P_C est atteinte. Cette équation souligne que l'évaluation de la longueur de fissure est critique pour déterminer précisément la valeur de la ténacité G_{IC} . Or, une des difficultés liées aux essais de la mécanique de la rupture réside dans la précision de la mesure de cette longueur. Cette difficulté est renforcée par le protocole expérimental classique qui demande d'effectuer une décharge de l'éprouvette, rendant ainsi difficile la visibilité de la fissure. Néanmoins, des solutions sont proposées dans la littérature pour pallier ce problème. La méthode de l'effective crack method (ECM) , proposée par Morais *et al.* [de Morais, A. B., 2007] consiste par exemple à calculer la longueur effective de la fissure a_e , à partir de la complaisance C mesurée expérimentalement, par l'équation :

$$a_e = \frac{h}{2} \left(\frac{E_f b C}{N} \right)^{1/3} \quad \text{Eq. I. 1.5}$$

avec E_f le module de flexion de la poutre, b la largeur de l'éprouvette, h l'épaisseur du bras et N un facteur de correction.

Si l'essai DCB représente dans la littérature le moyen le plus adapté pour déterminer la ténacité du mode I pur d'une interface $0^\circ/0^\circ$ d'un stratifié carbone/époxy, la présence de ponts de fibres lors de la propagation représente un inconvénient majeur pour la détermination de G_{IC} . C'est pourquoi, seules les premières valeurs de l'essai sont exploitées car l'effet de la courbe R peut être alors considéré comme négligeable. Notons de plus que, même si cet essai est normalisé, l'analyse des résultats expérimentaux fait intervenir un nombre important de paramètres qui ne sont pas toujours aisés à identifier et sur lesquels l'incertitude peut être assez forte. Ces incertitudes, si elles sont prises en compte dans l'analyse (ce qui est rarement le cas), induisent une dispersion supplémentaire importante.

1.2.2 Caractérisation de la propagation en mode II pur

Pour déterminer la ténacité en mode II pur (G_{IIC}), c'est-à-dire en mode de cisaillement pur, l'essai ENF (End-Notched Flexure) et l'essai 4ENF (Four point End-Notched Flexure) [Martin, R. H., 1999] sont classiquement utilisés (Figure 14). En réalité, le mode II pur ne peut pas être caractérisé car la propagation du délaminage se produit nécessairement avec une certaine proportion de mode I. Néanmoins, l'essai ENF et l'essai 4ENF permettent de se rapprocher très fortement du mode II pur.



Figure 14. Montage de l'essai ENF utilisé à l'Onera avec le dispositif de prises d'images [Hautier, M., 2010]

Le principe de ces deux essais est d'imposer une flexion sur une éprouvette pré-entaillée afin de faire propager un délaminage par cisaillement de l'interface. La Figure 15 illustre le principe de ces deux essais.

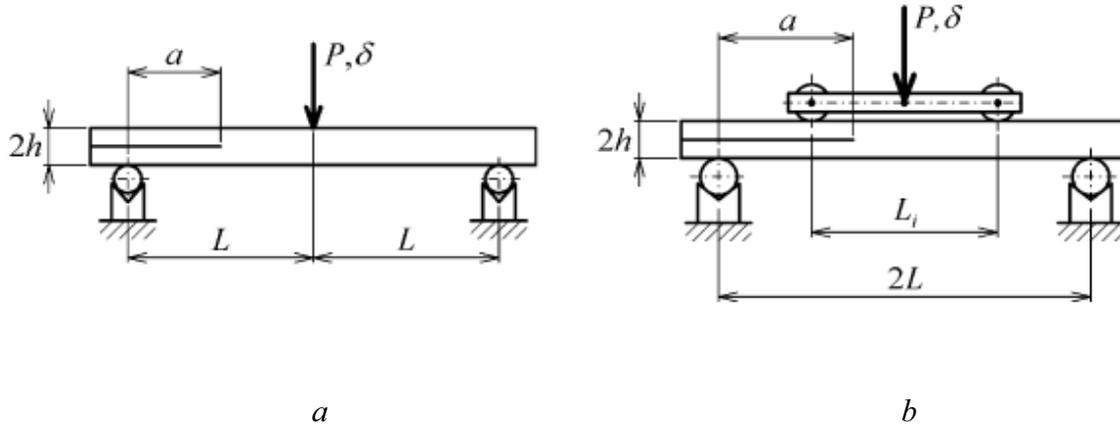


Figure 15. Représentation schématique de l'essai ENF (a) et de l'essai 4ENF (b)

Pour l'essai ENF, la ténacité G_{IIC} peut être calculée à partir de [de Morais, A. B., 2007]:

$$G_{IIC-3ENF} = \frac{9P_C^2 a_e^2}{16b^2 E_f h^3} \quad \text{Eq. I. 1.6}$$

avec a_e la longueur efficace de la fissure calculée par [de Moura, M. F. S. F., 2008]:

$$a_{e-3ENF} = \sqrt[3]{\frac{8E_f b h^3 C_f - 2L^3}{3}} \quad \text{Eq. I. 1.7}$$

où L est la demie longueur de l'éprouvette et C_f est la complaisance de flexion apparente calculée par :

$$C_{f-3ENF} = C_{3ENF} - \frac{3L}{10G_{II}bh} \quad \text{Eq. I. 1.8}$$

C_{3ENF} est la complaisance de l'essai ENF définie par :

$$C_{3ENF} \approx \frac{2L^3 + 3(a + \Delta_{II})^3}{8E_f b h^3} + \frac{3L}{10G_{II}bh} \quad \text{Eq. I. 1.9}$$

$$\Delta_{II} \approx h \sqrt{\frac{E_f}{72G_{II}}} \quad \text{Eq. I. 1.10}$$

Pour l'essai 4ENF, la ténacité G_{IIC} est définie par [de Morais, A. B., 2007]:

$$G_{IIC-4ENF} = \frac{9P_C^2 (L - L_i / 2)^2}{16b^2 E_f h^3} \quad \text{Eq. I. 1.11}$$

où L_i est la longueur entre les deux rouleaux supérieurs du montage de l'essai 4ENF. Ici, le calcul de la ténacité ne prend pas en compte la mesure effective de la longueur de la fissure.

Même si ces deux essais permettent de déterminer une ténacité proche du mode II pur, l'essai 4ENF est généralement utilisé car il propose une propagation stable de la fissure. Au contraire, l'essai ENF impose, théoriquement, que la condition de l'Eq. I. 1.12 soit vérifiée pour obtenir une propagation stable de la fissure [Carlsson, L. A., 1986], [Davies, P., 2005]. Toutefois, dans la pratique, la propagation est presque toujours instable lors de l'essai ENF.

$$\frac{a}{L} \geq 0.7 \quad \text{Eq. I. 1.12}$$

Bien que ces deux essais permettent de définir la ténacité G_{IIC} , les résultats, illustrés sur la Figure 16 d'après les travaux de Morais *et al.* [de Morais, A. B., 2007], montrent une grande disparité entre les résultats obtenus à l'aide de ces deux essais suivant le protocole expérimental retenu.

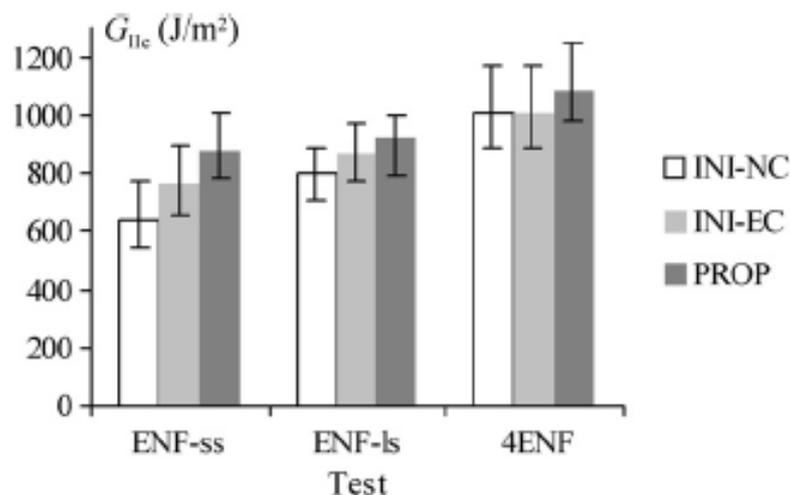


Figure 16. Présentation des valeurs de la ténacité G_{IIC} , identifiées par l'essai ENF (sur plaque courte (ss) et sur plaque longue (ls)) et l'essai 4ENF, à l'amorçage avec la longueur de fissure nominale (NC), la longueur de fissure effective (EC) et à la propagation (PROP) [de Morais, A. B., 2007]

Aussi, afin de comprendre pourquoi la valeur de la ténacité dépend de l'essai utilisé, de nombreuses études ont été réalisées. Ces analyses ont notamment permis d'estimer l'importance de certains paramètres comme par exemple la friction des rouleaux [Davidson, B. D., 2005], [Kageyama, K., 1999], [Sun, X., 2006] ou encore la flexion de la plaque [Arrese, A., 2008], [Sun, X., 2006] sur la caractérisation de la ténacité. Par ailleurs, une étude de Schuecker et Davidson [Schuecker, C., 2000] a permis de démontrer que la valeur mesurée de la ténacité G_{IIC} est indépendante de l'essai retenu à la condition d'être extrêmement précis sur la mesure de la longueur de la fissure et de la complaisance de l'éprouvette. Notons enfin que ces essais conduisent à des résultats classiquement très dispersés. La remarque faite précédemment avec l'essai DCB sur l'influence de la prise en compte des incertitudes des paramètres sur la valeur de G_{IIC} est également valable ici et induit une dispersion encore plus élevée.

1.2.3 Caractérisation de la propagation en mode III pur

À notre connaissance, il n'existe que peu d'essais pour l'identification du taux de restitution d'énergie critique en mode III [Becht, G., 1988], [Donaldson, S. L., 1988]. De plus, aucun essai n'est encore actuellement normalisé. L'essai ECT (Edge Crack Torsion) [Lee, S. M., 1993], [Marat-Mendes, R., 2009] permet de faire propager une fissure sous une sollicitation de cisaillement engendrée grâce à la torsion de l'éprouvette. Pour cela, le montage représenté sur la Figure 17 est utilisé. Bien que cet essai permette de déterminer la ténacité G_{IIIc} , il est classiquement supposé dans la littérature que les paramètres relatifs au mode III de rupture sont similaires à ceux associés au mode II. Les études trouvées dans la littérature semblent cependant montrer que la valeur G_{IIIc} est supérieure à la valeur G_{IIC} . L'hypothèse d'égalité entre les ténacités des modes II et III est généralement faite car (i) cela conduit à des résultats conservatifs (en imposant $G_{IIIc}=G_{IIC}$) et (ii) l'essai ECT n'est pas suffisamment développé pour être exploité de façon robuste. Dans la suite de ce travail, l'ensemble des développements seront effectués en conservant la possibilité de différencier les modes de cisaillement II et III.



Figure 17. Montage de l'essai ECT [de Morais, A. B., 2009]

1.2.4 Caractérisation de la propagation en mode mixte I/II

Même si la caractérisation de la propagation du délaminage en mode pur est une source de recherche importante, ces caractérisations ne reflètent que rarement les sollicitations conduisant à des délaminages dans les structures aéronautiques en condition réelle. En effet, la nature des sollicitations est généralement complexe et correspond à une combinaison de ces différents modes purs.

C'est pourquoi de nombreuses études ont permis de développer des essais permettant de caractériser la propagation du délaminage en mode mixte I/II (combinaison du mode d'ouverture et du mode de cisaillement). Concernant les mixités de mode I/III et II/III, des essais ont été proposés mais ils restent encore délicats à mettre en place et ne permettent pas d'étudier l'ensemble des mixités de mode [de Morais, A. B., 2008], [Pereira, A. B., 2009]. De plus, le mode III étant considéré comme le moins critique, peu d'efforts ont été fournis pour développer des essais permettant de relier ce mode de rupture aux modes I et II.

Parmi les essais permettant l'étude de la mixité de mode I/II, l'essai MMF, Mixed-Mode Flexure [Russell, A. J., 1985], permet d'étudier la propagation du délaminage pour une proportion de mode mixte fixé (environ 42% de mode II) à partir d'une éprouvette plane entaillée soumise à un essai de traction sur le bras supérieur de l'éprouvette (Figure 18 et Figure 19). Cet essai est également appelé dans la littérature l'essai FRMM pour Fixed Ratio Mixed Mode. La condition de stabilité de la propagation impose que le rapport (a/L) soit supérieur à 0,41.

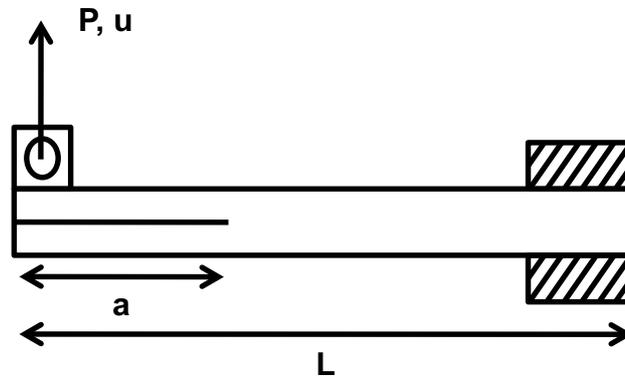


Figure 18. Représentation schématique de l'essai MMF

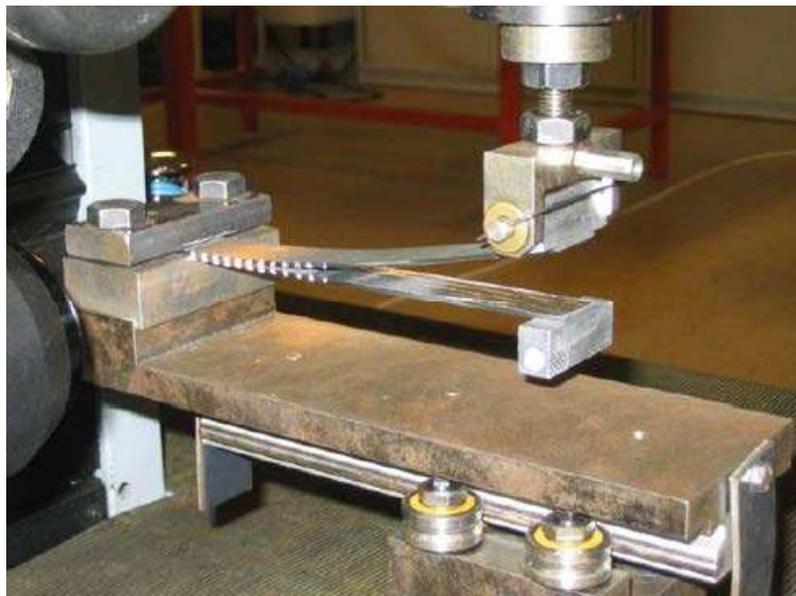


Figure 19. Montage de l'essai MMF [Prombut, P., 2007]

Un autre essai permettant d'étudier la propagation de la fissure avec une mixité de mode proche du mode II (80% de mode II) est l'essai CLS (Crack Lap Shear) [Lévêque, D., 1998], [Rankumar, R. L., 1985], [Russell, A. J., 1985], [Whitney, J. M., 1989] dont le principe est d'effectuer un essai de traction sur une éprouvette dont l'un des bras est entaillé, comme le montre la Figure 20. Notons que la propagation du délaminage, pour cette géométrie, est théoriquement stable. Néanmoins, Lévêque indique [Lévêque, D., 1998] qu'en pratique, la fissure progresse de manière brutale sur une grande partie de l'éprouvette. Ce phénomène est un obstacle à la détermination de la ténacité et ne permet que peu de points de

mesure avant que les deux bras de l'éprouvette ne soient séparés. Le taux de restitution d'énergie critique est défini pour cet essai par la formule :

$$G_C = \frac{P_C^2}{4Eb^2h} \quad \text{Eq. I. 1.13}$$

avec E le module équivalent du stratifié. Pour finir, on peut noter que cet essai est peu utilisé en pratique du fait de la propagation semi-instable du délaminage.

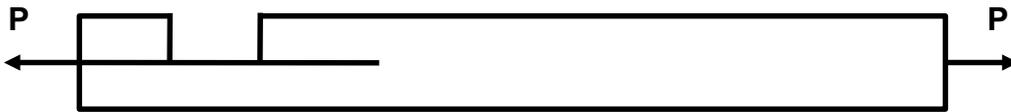


Figure 20. Représentation schématique de l'essai CLS

Un inconvénient des essais présentés ci-dessus réside dans l'incapacité d'étudier plusieurs mixités de mode avec le même essai. C'est pourquoi l'essai MMB, Mixed-Mode Bending, est de plus en plus utilisé dans la littérature pour étudier la propagation du délaminage. Cet essai, proposé en 1988 par Crews [Crews, J. H., 1988], permet d'étudier plusieurs mixités de mode comprises entre le mode I et le mode II grâce au montage spécifique de cet essai qui permet de modifier la distance entre l'effort imposé et le centre de l'éprouvette (correspondant à la distance c sur la Figure 21).

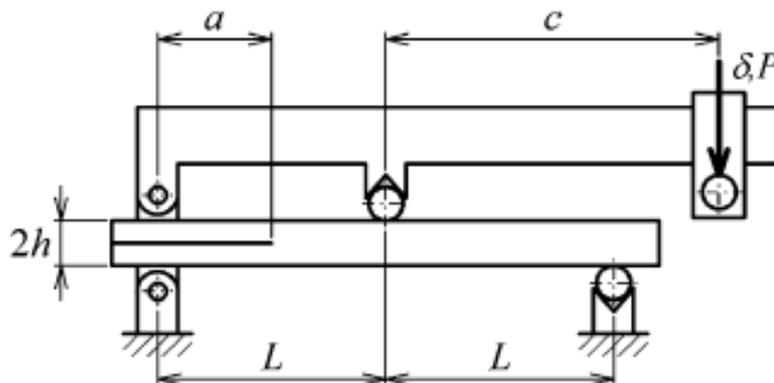


Figure 21. Principe de l'essai MMB

L'essai MMB, normalisé par l'ASTM (norme D6671/D6671M-06 [ASTM, 2001]), est le plus répandu pour l'étude du délaminage en mode mixte I/II car il présente l'avantage de

proposer une large plage de mixités de mode tout en conservant une géométrie simple de l'éprouvette.

1.2.5 Problématiques des essais de caractérisation de la propagation du délaminage des stratifiés composites multidirectionnels

Comme les sections suivantes ont permis de le montrer, différents essais permettent de caractériser la propagation du délaminage sous de nombreuses sollicitations. L'essai DCB et l'essai ENF permettent de déterminer les ténacités en mode pur I et II tandis que l'essai MMB est généralement utilisé pour identifier le taux de restitution d'énergie des modes mixtes I/II.

Néanmoins, l'ensemble de ces essais a été développé pour les stratifiés unidirectionnels 0° . Or, dans les situations structurales, le délaminage apparaît le plus souvent entre deux plis n'ayant pas la même orientation. C'est pourquoi des études ont été effectuées à partir des essais classiques pour caractériser les interfaces multidirectionnelles (MD). Cependant, certains essais ne permettaient pas de favoriser la propagation du délaminage à l'interface MD. Pour cela, les essais DCB et MMF ont été modifiés par certains auteurs [Kinloch, A. J., 1993], [Mangalgiri, P. D., 1986] qui ont proposé d'exploiter ces essais avec des éprouvettes antisymétriques (essais ADCB et AMMF). Les conclusions des études menées sont contradictoires.

Certaines études ont démontré que la ténacité de ces interfaces dépend fortement de l'orientation des plis adjacents à l'interface et de la direction de propagation par rapport à ces plis. Ainsi, on peut trouver dans la littérature que la ténacité d'une interface $0^\circ/0^\circ$ est inférieure à celle d'une interface $0^\circ/\theta^\circ$ ou encore $-\theta^\circ/+\theta^\circ$ [Allix, O., 1998], [Lévêque, D., 1998], [Prombut, P., 2007], [Robinson, P., 1992], [Tao, J., 1998]. Cependant, certaines études ont montré au contraire que la ténacité de l'interface $0^\circ/0^\circ$ est la plus forte [Polaha, J. J., 1996].

D'autre part, d'autres recherches ont permis de conclure que la valeur du taux de restitution d'énergie critique est indépendante de l'orientation des plis adjacents à l'interface, comme les études de Morais et Pereira sur des stratifiés verre/époxy et carbone/époxy [de Morais, A. B., 2006], [Pereira, A. B., 2006], [Pereira, A. B., 2008]. D'autres études ont également permis de conclure que la ténacité est indépendante de l'orientation des plis adjacents à l'interface à partir du moment où l'interface est différente d'une interface $0^\circ/0^\circ$ [Ladevèze, P., 1998]. Les études d'Andersons [Andersons, J., 2004] sur le délaminage en mode II ont permis d'en déduire (i) que lorsque la ténacité est forte, elle est alors indépendante de l'orientation des plis et (ii) que, pour les composites à matrice fragile, la ténacité augmente fortement lorsque l'angle θ augmente (pour des interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ et $-\theta^\circ/+\theta^\circ$).

Les deux types de conclusions des différentes études trouvées dans la littérature sont contradictoires. Plusieurs causes expliquent ces différences de résultats. Tout d'abord,

pendant la propagation du délaminage dans les stratifiés MD, des pontages de fibres ou encore des bifurcations de la fissure entre deux interfaces peuvent apparaître. Comme l'état de l'art sur l'essai DCB le montre, le pontage de fibres augmente fortement la ténacité de l'interface puisque qu'il est nécessaire d'avoir suffisamment d'énergie pour faire propager la fissure et casser les fibres du pontage. Quant aux bifurcations, elles correspondent à un endommagement des plis qui s'ajoute à l'endommagement de l'interface. Le taux de restitution d'énergie critique identifié pour une interface MD peut donc être en réalité associé à plusieurs types d'endommagement. Un enjeu pour l'étude des interfaces MD réside donc dans la mise en place d'essais permettant d'éviter les pontages de fibres et les bifurcations de la fissure, et donc d'identifier la valeur intrinsèque de la ténacité de l'interface.

1.2.6 Caractérisation de la propagation en présence d'endommagement intralaminaire

Tout comme l'amorçage, caractériser la propagation du délaminage en présence d'endommagement intralaminaire est un enjeu primordial pour décrire ce mécanisme d'endommagement dans les structures composites complexes. Dans la littérature, les travaux expérimentaux sur la caractérisation du couplage inter/intralaminaire sont pourtant rares tandis que l'on retrouve aisément des études sur les endommagements intralaminaires et les délaminages induits par ces derniers, comme par exemple dans [Blázquez, A., 2009], [Salpekar, S. A., 1991]. On peut néanmoins trouver certains travaux [Lagace, P. A., 1986], [Wisnom, M. R., 2009] qui montrent par des essais de traction sur plaques trouées que la rupture de l'éprouvette est dominée par un endommagement des fibres pour des diamètres du trou importants tandis qu'elle est engendrée par un endommagement matriciel couplé à du délaminage lorsque le diamètre du trou devient petit. De même, l'augmentation de l'épaisseur de bloc de plis favorise la rupture par délaminage [Vaidya, R. S., 1998]. Ces travaux laissent donc penser qu'il existe une interaction forte entre les endommagements intralaminaires et le délaminage en fonction des dimensions de la plaque trouée. D'ailleurs, les travaux de Green *et al.* [Green, B. G., 2007] démontrent clairement cette interaction grâce à des essais sur des plaques trouées à partir de stratifiés quasi-isotropes $[45_4/90_4/-45_4/0_4]_S$ de carbone/époxy IM7/8552. En effet, les observations effectuées sur ces plaques, après des essais complets ou interrompus, ont permis de décrire le scénario d'endommagement. Tout d'abord, la rupture s'amorce dans les plis à 45° avec la présence de fissures transverses. Puis ces dernières créent un délaminage à l'interface $45^\circ/90^\circ$ qui s'amorce tout d'abord près du trou puis près du bord de plaque. Ensuite, les deux délaminages se propagent l'un vers l'autre. Et pour finir, une fissure transverse se propage dans le pli à 90° puis dans le pli à -45° , engendrant l'amorçage du délaminage aux interfaces $90^\circ/-45^\circ$ et $-45^\circ/0^\circ$. Grâce à ces études, l'existence du couplage inter/intralaminaire apparaît évident. Néanmoins, ils ne permettent pas de le caractériser. À notre connaissance, seul l'essai de traction sur plaque rainurée proposé par Huchette *et al.* [Huchette, C., 2008] semble prometteur pour caractériser l'influence de l'endommagement intralaminaire sur la propagation du délaminage.

2 Approches numériques pour la modélisation du délaminage

La prédiction de l'amorçage et de la propagation du délaminage représente un atout majeur pour la description de la tenue structurale. Pour cela, différentes approches ont été développées ces dernières années : (i) les critères d'amorçage permettant de prédire la création d'une fissure, (ii) la mécanique élastique linéaire de la rupture décrivant la propagation du délaminage, (iii) les bi-critères, combinaison des deux premières approches, pour une meilleure détermination de l'amorçage et de la longueur de fissure associée et (iv) les modèles de zone cohésive, basées sur la mécanique de l'endommagement, capables de décrire l'amorçage et la propagation du délaminage. Le principe, les avantages et les limitations de ces différentes approches sont décrites dans les paragraphes suivants.

2.1 Critères d'amorçage

Depuis 30 ans, de nombreuses études se sont intéressées à l'amorçage du délaminage et ont notamment conduit à la prédiction de ce mécanisme à l'aide de critères formulés en contrainte ou en déformation. Le principe des critères de rupture réside dans la détermination du champ de contraintes/déformations nécessaires pour créer une fissure. Cette approche a l'avantage d'être rapide, simple à mettre en œuvre et facile à utiliser (généralement en post traitement d'un calcul). C'est pourquoi, ce type d'approche est fortement utilisé par les industriels même s'ils sont limités à l'amorçage du délaminage.

Parmi les critères les plus utilisés [Orifici, A. C., 2008], on retrouve la contrainte maximale, qui consiste à comparer le champ de contraintes aux contraintes interlaminaires maximales :

$$\sigma_{33} \geq Z_t, \tau_{13} \geq S_{13}, \tau_{23} \geq S_{23} \quad \text{Eq. I. 2.1}$$

où Z_t est la résistance interlaminaire relative au mode I, S_{13} celle relative au mode II et S_{23} celle associée au mode III. Ce critère ne prend pas en compte les couplages entre les différents modes de rupture. C'est pourquoi d'autres critères semblent plus adaptés comme le critère quadratique proposé par Hashin (Eq. I. 2.2) [Hashin, Z., 1980] ou son extension proposé par Brewer (Eq. I. 2.3) [Brewer, J. C., 1988], qui prend en compte la différence possible entre la contrainte hors-plan en traction pure et en compression pure.

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}} \right)^2 \geq 1 \quad \text{Eq. I. 2.2}$$

$$\left(\frac{\langle\sigma_{33}\rangle_+}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\langle\sigma_{33}\rangle_-}{Z_C}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad \text{Eq. I. 2.3}$$

où Z_C est la résistance interlaminaire en compression. En réalité, l'amorçage ne pouvant pas apparaître en compression pure, ce paramètre correspond à la rupture de plis lors d'un essai de compression sur plaque plane épaisse.

Dans l'objectif de prédire au mieux l'amorçage du délaminage, un renforcement de la tenue de l'interface en compression/cisaillement semble nécessaire. Les essais de pliage et de dépliage sur cornière, présentés dans la première partie de ce chapitre, ont confirmé la nécessité de prendre en compte cet aspect. En ce sens, un critère a été proposé par Charrier *et al.* [Charrier, J. S., 2010]. Ce dernier utilise un paramètre p (correspondant en pratique à l'inverse de la résistance en compression pure Z_C) afin d'obtenir la forme permettant de traduire le renforcement souhaité :

$$\left(\frac{\langle\sigma_{33}\rangle_+}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\langle\sigma_{33}\rangle_-}{Z_C}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}(1-p\sigma_{33})}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}(1-p\sigma_{33})}\right)^2 \geq 1 \quad \text{Eq. I. 2.4}$$

La Figure 22 illustre l'ensemble de ces critères dans le plan (σ_{33}, τ_{13}) .

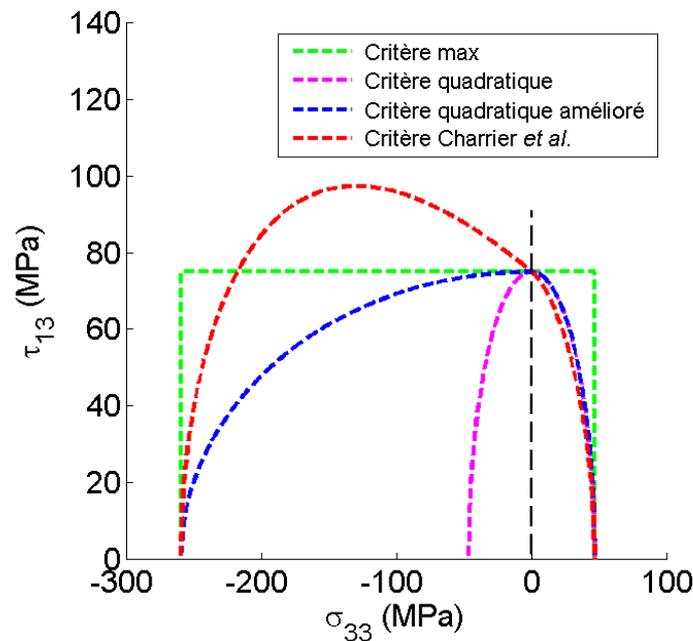


Figure 22. Présentation de différents critères de rupture

Bien que cette approche soit efficace pour décrire l'amorçage du délaminage, elle ne permet pas de décrire la propagation de la fissure après amorçage. De plus, afin d'utiliser ces critères au voisinage d'un point où le champ de contraintes est singulier, il est nécessaire de le calculer en introduisant une « longueur interne ». Des méthodes comme le « Point stress » [Whitney, J. M., 1974] par exemple, sont utilisées afin de définir l'amorçage en fond d'entaille par :

$$\sigma(0, d_C) > \sigma_C \quad \text{Eq. I. 2.5}$$

avec d_C la longueur interne imposée. C'est notamment ce type d'approche qui a été utilisé dans [Lagunegrand, L., 2004] pour l'étude du délaminage dû aux effets de bord. Les auteurs ont ainsi démontré qu'il n'était pas possible de décrire l'ensemble des cas expérimentaux (différentes épaisseurs, différentes orientations entre les plis) avec une seule distance critique. Notre objectif étant de décrire l'amorçage et la propagation en général, nous ne nous intéresserons plus par la suite à ce type d'approche.

2.2 La mécanique élastique linéaire de la rupture

La description de la propagation d'une fissure peut s'effectuer à l'aide des approches basées sur la mécanique élastique linéaire de la rupture. Ces dernières permettent de calculer

le taux de restitution d'énergie G en pointe de fissure. La propagation est par la suite assurée lorsque cette énergie devient supérieure au taux de restitution d'énergie critique de l'interface G_C [Griffith, A. A., 1921].

La condition de propagation se résume donc par :

$$G \geq G_C \quad \text{Eq. I. 2.6}$$

La propagation de la fissure peut s'effectuer de manière stable ou instable. La condition de stabilité, à déplacement imposé, s'exprime par l'équation :

$$\frac{\partial G}{\partial a} < 0 \quad \text{Eq. I. 2.7}$$

avec a la longueur de la fissure.

Ainsi, pour une ténacité connue G_C de l'interface, il est possible de décrire la propagation du délaminage. D'un point de vue pratique, il est donc nécessaire (i) de calculer le taux de restitution d'énergie, (ii) de calculer la mixité de mode et (iii) de connaître la ténacité en fonction de la mixité. Pour modéliser la propagation de la fissure par éléments finis, plusieurs outils ont été développés dont notamment le VCCT, Virtual Crack Closure Technique, par Rybicki et Kanninen [Rybicki, E. F., 1977], et le VCE, Virtual Crack Extension. Le VCCT est la méthode qui semble la plus utilisée dans la littérature. Les travaux de Krueger [Krueger, R., 2002] expliquent de manière précise le principe de cette méthode.

Le VCCT s'appuie sur l'hypothèse d'Irwin [Irwin, G. R., 1958] selon laquelle l'énergie ΔE^e nécessaire pour ouvrir une fissure d'une longueur a à une longueur $a + \Delta a$ est identique à l'énergie pour refermer cette fissure d'une longueur Δa . La relation permettant de calculer l'énergie nécessaire pour refermer la fissure d'une longueur Δa pour une modélisation 2D avec des éléments quadrangles linéaires est :

$$\Delta E^e = \frac{1}{2} (X_n \cdot \Delta u_m + Z_n \cdot \Delta w_m) \quad \text{Eq. I. 2.8}$$

où X_n (resp. Z_n) est la force de réaction en mode I (resp. en mode II) au point n et Δu_m (resp. Δw_m) est le saut de déplacement entre les nœuds m et m^* en mode I (resp. en mode II) comme le montre la Figure 23.

Une autre approche, appelée Modified Virtual Crack Closure Technique (MVCCT), existe dans la littérature. Cette méthode permet de calculer le taux de restitution d'énergie et la mixité de mode, pour une longueur de fissure donnée, en un seul calcul. Les efforts et les déplacements nécessaires pour calculer le taux de restitution d'énergie en pointe de fissure sont récupérés au point n pour les efforts et aux points m et m^* pour les déplacements (Figure

23), contrairement à la méthode VCCT classique qui récupère ces deux données au point n par deux calculs successifs. Notons que pour utiliser la méthode MVCCT, il est supposé que la propagation de la fissure ne subit pas une grande perturbation entre deux états propagés (c'est-à-dire que la fissure conserve une géométrie quasiment identique lors de la propagation d'une longueur a à une longueur $a+\Delta a$).

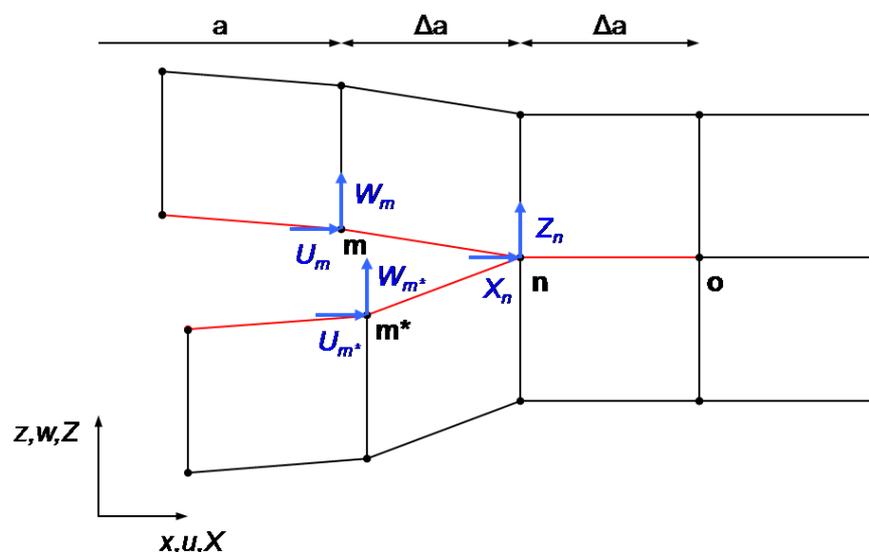


Figure 23. Principe de la méthode VCCT

Le taux de restitution d'énergie G est calculé ensuite par $G=\Delta E^e/\Delta A$ où ΔA est la surface refermée lors du calcul. De plus, il est possible de décomposer l'énergie totale en pointe de fissure selon les modes de rupture (Eq. I. 2.9) afin de déterminer la mixité de mode (Eq. I. 2.10) :

$$G = G_I + G_{II} + G_{III} \quad \text{Eq. I. 2.9}$$

$$\alpha_{II} = \frac{G_{II}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \quad ; \quad \alpha_{III} = \frac{G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \quad \text{Eq. I. 2.10}$$

où G_I (resp. G_{II} et G_{III}) est la part de l'énergie G liée au mode I (resp. au mode II et mode III) et α_{II} (resp. α_{III}) est la mixité de mode définie par l'énergie en mode II (resp. en mode III) sur l'énergie totale.

Lorsque le taux de restitution d'énergie G atteint le seuil critique G_C , la propagation du délaminage est alors possible mais nécessite généralement un processus de remaillage en pointe de fissure. La dernière étape consiste à calculer la valeur de la ténacité pour la mixité de mode vue par le front de fissure. Un critère de propagation, identifié par les différents

essais issus de la mécanique de la rupture (paragraphe 1.2), est alors utilisé. Afin d'ajuster au mieux les résultats expérimentaux obtenus, plusieurs critères de propagation ont été proposés. Parmi les critères les plus utilisés dans la littérature pour les stratifiés carbone/époxy, on retrouve notamment le critère *Power law* [Whitcomb, J. D., 1984] dont la forme générale est :

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^m + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^n + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right)^p \geq 1 \quad \text{Eq. I. 2.11}$$

où m , n et p sont des paramètres permettant d'ajuster les points expérimentaux. Ce critère permet de retrouver les critères classiques : le critère linéaire ($m=n=p=1$) et le critère quadratique ($m=n=p=2$) :

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right) + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right) + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right) \geq 1 \quad \text{Eq. I. 2.12}$$

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^2 + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right)^2 \geq 1 \quad \text{Eq. I. 2.13}$$

Ces critères peuvent s'écrire de manière générale par :

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right)^\alpha \geq 1 \quad \text{Eq. I. 2.14}$$

avec α un paramètre de forme.

Plus récemment, Benzeggagh *et al.* [Benzeggagh, M. L., 1996], [Gong, X. J., 1995] ont également proposé une loi de propagation. Ce critère s'exprime en 2D par :

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II}}{G_I + G_{II}}\right)^\alpha \quad \text{Eq. I. 2.15}$$

L'écriture de ce critère en 3D a été exprimée de différentes manières permettant ainsi de pouvoir différencier ou non le mode II et le mode III de rupture :

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}}\right)^\alpha \quad \text{Eq. I. 2.16}$$

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^{\alpha-1} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^{\alpha-1} \quad \text{Eq. I. 2.17}$$

La Figure 24 illustre l'ensemble de ces critères dans le plan (G_{II}, G_I) .

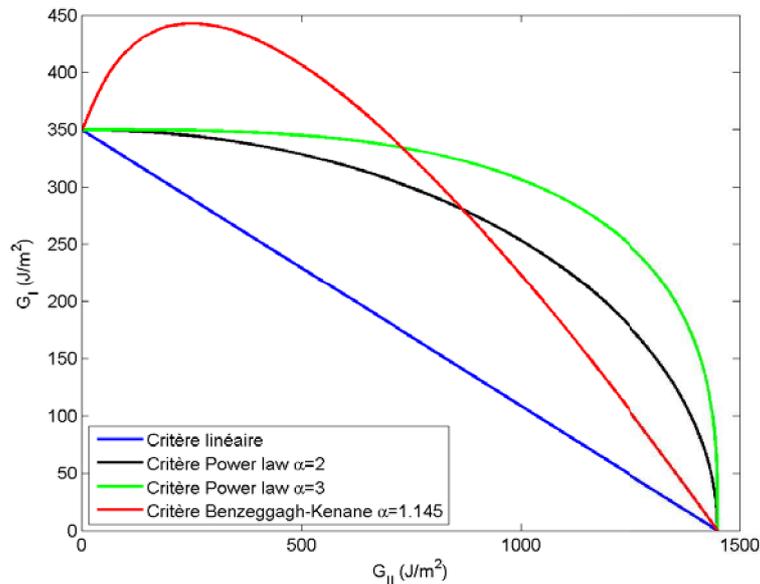


Figure 24. Présentation de différents critères de propagation pour $G_{IC}=350 \text{ J/m}^2$ et $G_{IIC}=1500 \text{ J/m}^2$

Si cette approche est simple à mettre en place, rapide d'utilisation et efficace pour déterminer la propagation du délaminage, son utilisation nécessite la présence d'une fissure dans la structure. Ainsi, elle a été utilisée pour étudier la rupture par délaminage lors d'essai de compression après impact [Krueger, R., 2002] ou lors du décollement d'un raidisseur [Krueger, R., 2009]. Toutefois, elle ne permet pas d'étudier l'amorçage du délaminage. Enfin, le domaine de validité de cette approche est limité à des comportements linéaires compte tenu des hypothèses de la mécanique élastique linéaire de la rupture.

2.3 Bi-critères

L'étude de l'amorçage par les critères de rupture est une approche efficace et rapide qui permet de prédire l'apparition d'une fissure dans des structures complexes. Néanmoins, cette méthode nécessite l'introduction d'une longueur interne arbitraire lorsque l'amorçage se

produit au voisinage d'une singularité. Pour pallier cette limitation, Leguillon *et al.* [Leguillon, D., 2000], [Leguillon, D., 2002], [Martin, E., 2010] ont démontré que la combinaison d'un critère en contrainte et d'un critère en énergie permet de prévoir un amorçage. D'une part, le critère énergétique s'appuie sur l'équilibre entre l'état élastique sans fissure et celui avec l'amorçage d'une fissure sur une longueur δS . On obtient alors :

$$\delta W + \delta W_k + G_{iC} \delta S = 0 \quad \text{Eq. I. 2.18}$$

où δW est la variation d'énergie potentielle, δW_k la variation de l'énergie cinétique et $G_{iC} \delta S$ le taux de restitution d'énergie critique (avec G_{iC} la ténacité de l'interface). Sous l'hypothèse d'élasticité plane, l'aire incrémentale vaut $\delta S = aL$ avec a la longueur de la fissure. L'équilibre énergétique de l'équation Eq. I. 2.18 s'appuie sur une condition énergétique incrémentale :

$$-\frac{\delta W}{\delta S} = G^{inc}(a) = \bar{A}(a) h E \varepsilon^2 \geq G_{iC} \quad \text{Eq. I. 2.19}$$

$G^{inc}(a)$ est le taux de restitution d'énergie incrémental qui dépend du chargement, de la géométrie et des propriétés matériaux. $\bar{A}(a)$ est une grandeur adimensionnelle qui dépend de la géométrie et des propriétés matériaux. ε représente le chargement et E le module. Du fait de la présence d'une concentration de contraintes, le coefficient $\bar{A}(a)$ est une fonction croissante de la longueur de fissure permettant ainsi de définir par l'équation Eq. I. 2.19 une borne inférieure de l'avancée de la fissure pour une valeur donnée du chargement appliqué.

D'autre part, la condition en contrainte établit qu'il peut y avoir rupture si la contrainte interlaminaire dominante σ_{13} le long de l'interface est supérieure à la résistance interfaciale de cisaillement σ_{iC} :

$$\sigma_{13}(a) = k_{13}(a) E \varepsilon \geq \sigma_{iC} \quad \text{Eq. I. 2.20}$$

où $k_{13}(a)$ est un paramètre sans dimension. En présence d'une concentration de contrainte, $k_{13}(a)$ est décroissant. La relation Eq. I. 2.20 permet d'obtenir une borne supérieure de l'avancée de la fissure pour une valeur donnée du chargement appliqué. Finalement, pour un chargement monotone et croissant, l'incrément de fissure a^C à l'amorçage est obtenu en combinant les équations Eq. I. 2.19 et Eq. I. 2.20 qui mènent à :

$$\frac{\bar{A}(a^C)}{(k_{13}(a^C))^2} = \frac{1}{h} \frac{E G_{iC}}{(\sigma_{iC})^2} \quad \text{Eq. I. 2.21}$$

Le membre de gauche de cette équation montre que la longueur de la fissure à l'amorçage du délaminage n'est pas une propriété intrinsèque mais dépend d'une part de la longueur de rupture caractéristique L_i^C et de la géométrie du stratifié, avec :

$$L_i^C = \frac{EG_{iC}}{(\sigma_{iC})^2} \quad \text{Eq. I. 2.22}$$

Lorsque la fissure est amorcée, il suffit ensuite d'utiliser la mécanique de la rupture pour étudier la propagation du délaminage. Cette approche semble très intéressante en tant que critère, mais étant limitée à des comportements linéaires, elle ne répond pas à notre cahier des charges. Nous utiliserons toutefois cette approche dans le chapitre suivant pour déterminer les tailles d'éléments à utiliser pour les calculs par éléments finis avec endommagement.

2.4 Modèles de zone cohésive

Afin de pouvoir étudier l'amorçage et la propagation du délaminage, une approche basée sur la mécanique de l'endommagement a été développée: les modèles de zone cohésive. Ces modèles ont tout d'abord été proposés par Dugdale [Dugdale, D. S., 1960] pour déterminer la zone plastique au fond d'entaille. Puis, les études de Barenblatt [Barenblatt, G. I., 1962] et de Hillerborg [Hillerborg, A., 1976] ont permis d'affiner le principe des modèles de zone cohésive. Cette approche a par la suite été fortement développée, notamment dans les travaux d'Allix *et al.* [Allix, O., 1992], [Allix, O., 1995], [Allix, O., 1996], [Allix, O., 1998], [Daudeville, L., 1993], [Gornet, L., 1996], et utilisée pour étudier le délaminage dans les structures composites [Borg, R., 2002], [Borg, R., 2004], [Cui, W., 1993], [Dávila, C. G., 2008], [Turon, A., 2006].

Le principe des modèles de zone cohésive réside dans la description de la relation entre les sauts de déplacement de deux nœuds initialement superposés et les efforts cohésifs associés via une loi adoucissante (Figure 25).

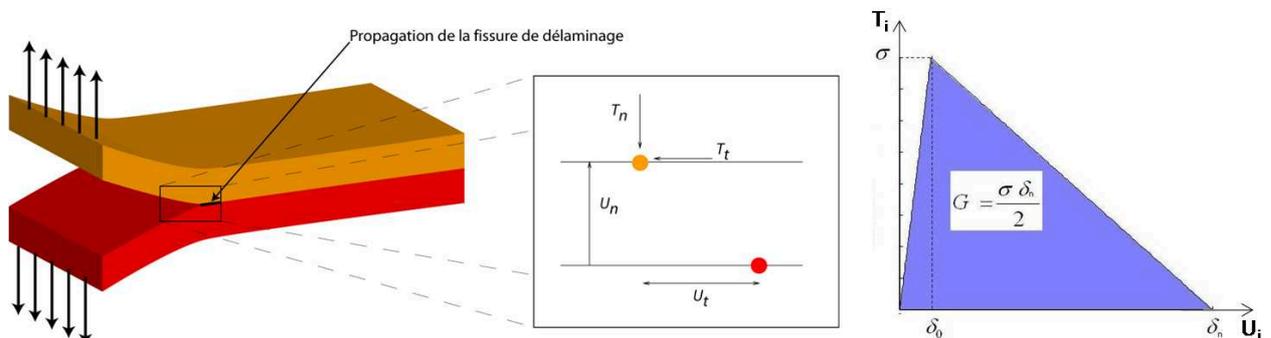


Figure 25. Principe d'un modèle de zone cohésive

Les modèles de zone cohésive peuvent être intrinsèques ou extrinsèques. Les modèles intrinsèques associent une raideur initiale à l'interface et décrivent une augmentation de la contrainte interlaminaire jusqu'à atteindre un seuil maximum [Alfano, G., 2001]. Au contraire, les modèles extrinsèques ne proposent pas de raideur initiale et requièrent d'atteindre un seuil en contrainte pour décrire le comportement de l'interface [Lorentz, E., 2008]. La Figure 26 illustre ces deux types de modèles. Notons que dans la suite de ce mémoire seuls les modèles de zone cohésive intrinsèques seront exploités.

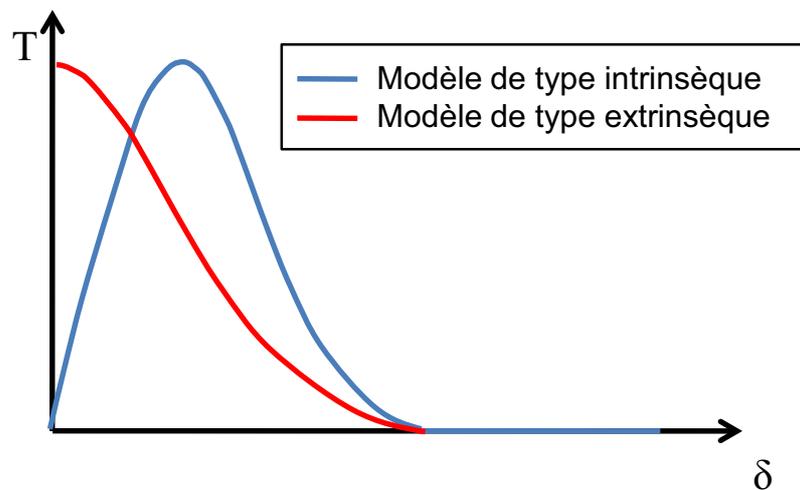


Figure 26. Illustration des modèles de zone cohésive de type intrinsèque et de type extrinsèque

Il existe de nombreuses formes de lois adoucissantes dans la littérature : bilinéaire [Alfano, G., 2001], multi-linéaire, exponentielle [Xu, X. P., 1993], trapézoïdale [Dugdale, D. S., 1960], polynômiale [Needleman, A., 1987], etc. Quelle que soit la forme de la loi utilisée, on retrouve trois parties (Figure 27) : (i) une augmentation de la contrainte interlaminaire jusqu'à atteindre un maximum (PART I), (ii) une décroissance correspondant à la perte de rigidité de l'interface qui s'endommage (l'endommagement pouvant apparaître dès la première partie de la courbe) (PART II) et (iii) une annulation de la contrainte interlaminaire pour un saut de déplacement critique, correspondant à la rupture de l'interface (PART III). Pour une propagation stable et rectiligne, il a été montré que la description de la propagation est quasiment indépendante de la forme choisie pour la zone cohésive [Monerie, Y., 2000]. Notons que ces modèles de zone cohésive possèdent donc un seuil d'amorçage en contrainte (généralement linéaire ou quadratique) qui peut être vu comme un critère de rupture et un critère de propagation issu de la mécanique de la rupture. Ces modèles peuvent donc être rapprochés des approches à bi-critères qui se basent sur les mêmes mécanismes. Carrère *et al.* [Carrère, N., 2005] et [Henninger, C., 2007] ont montré des similitudes entre ces deux approches.

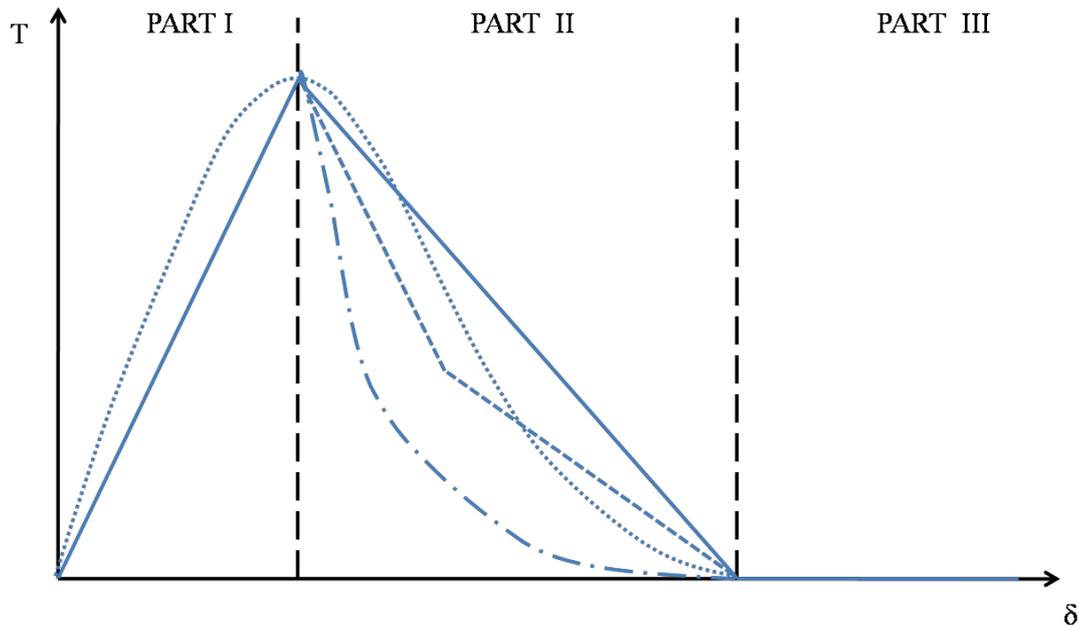


Figure 27. Description des différentes parties, avec plusieurs formes possibles, d'un modèle de zone cohésive

Le travail résultant de la séparation normale et tangentielle peut être relié aux taux de restitution d'énergie. En effet, la formulation de la zone cohésive est similaire à celle basée sur la théorie de la rupture (Griffith [Griffith, A. A., 1921]) : considérant l'intégrale J proposée par Rice [Rice, J. R., 1968] :

$$J = \int_{\Gamma} (w dy - T \cdot \frac{\partial u}{\partial x} ds) \quad \text{Eq. I. 2.23}$$

avec Γ le contour du front de fissure, u le vecteur de déplacement, T le vecteur d'effort défini avec la normale sortante sur tout le contour Γ , et w la densité d'énergie de déformation. Évaluant l'intégrale J sur le contour Γ définie par la zone cohésive, on obtient :

$$J = \int_{\Gamma} (w dy - \sigma(\delta) \cdot \frac{\partial \delta}{\partial x} dx) \quad \text{Eq. I. 2.24}$$

En considérant que $dy=0$ sur tout le contour Γ , on a :

$$J = - \int_{\Gamma} (\sigma(\delta) \cdot \frac{\partial \delta}{\partial x} dx) = - \int_{\Gamma} \frac{d}{dx} \left(\int_0^{\delta} \sigma(\delta) d\delta \right) dx = \int_0^{\delta_t} \sigma(\delta) d\delta \quad \text{Eq. I. 2.25}$$

où δ_t est le saut de déplacement en fond de fissure.

Il a été montré dans [Rice, J. R., 1968] que pour une propagation stable de la fissure et une zone cohésive de petite taille, l'intégrale J peut s'exprimer comme la dérivée de l'énergie potentielle W par la longueur de fissure a , qui est égale au taux de restitution d'énergie G :

$$J = -\frac{\partial W}{\partial a} = G \quad \text{Eq. I. 2.26}$$

On obtient donc :

$$G_C = \int_0^{\delta_f} \sigma(\delta) d\delta \quad \text{Eq. I. 2.27}$$

avec $\delta_f = \delta_f$ le déplacement critique de l'interface lorsque le taux de restitution d'énergie atteint la valeur de la ténacité de l'interface G_C .

Afin de modéliser le délaminage par les modèles de zone cohésive, l'équation de la loi adoucissante est reliée aux deux paramètres physiques de l'interface, pour chaque mode de rupture, qui sont : (i) la contrainte interlaminaire critique σ_C et (ii) la ténacité G_C . La ténacité correspond à l'aire sous la courbe *traction/saut de déplacement*. Ainsi, elle est définie pour les trois modes de rupture par :

$$G_{IC} = \int_0^{\delta_{f,modeI}} \sigma_{33}(\delta) d\delta_3 \quad \text{Eq. I. 2.28}$$

$$G_{IIC} = \int_0^{\delta_{f,modeII}} \tau_{13}(\delta) d\delta_1 \quad \text{Eq. I. 2.29}$$

$$G_{IIIC} = \int_0^{\delta_{f,modeIII}} \tau_{23}(\delta) d\delta_2 \quad \text{Eq. I. 2.30}$$

Afin de décrire la propagation du délaminage en mode mixte, les critères de propagation, déjà présentés dans la section de la mécanique élastique linéaire de la rupture, sont utilisés. Néanmoins, l'implémentation des lois de propagation peut être difficile à mettre en place en fonction du modèle utilisé. Aussi, dans la littérature, le critère Power law et celui proposé par Benzeggagh sont généralement associés à une forme bilinéaire de la zone cohésive.

Les modèles de zone cohésive permettent de décrire l'amorçage et la propagation du délaminage, y compris en présence de comportements non-linéaires géométriques ou matériaux. Cependant, ils présentent également quelques inconvénients comme la nécessité de connaître le chemin de propagation ou encore des problèmes numériques de convergence. Le

premier problème est résolu dans les composites stratifiés puisque la propagation du délaminage s'effectue nécessairement entre deux plis. Le chemin de propagation est donc connu et il n'est pas nécessaire d'insérer des éléments d'interface entre chaque élément. Néanmoins, afin de décrire les aspects du délaminage, la taille du maillage est un obstacle important comme le montrent notamment les études de Turon [Turon, A., 2007] qui proposent une taille maximale du maillage. Les coûts de calcul associés à l'utilisation des modèles de zone cohésive sont donc très importants, ce qui représente un inconvénient dans le cadre de calculs de structures.

3 Bilan

La modélisation du délaminage peut être effectuée par différentes approches. Cependant, seuls les modèles de zone cohésive permettent de décrire les deux aspects du délaminage (amorçage et propagation) en présence de comportements non linéaires (géométriques ou matériaux), ce qui représente le cadre le plus proche de celui rencontré dans l'étude des structures composites complexes.

Néanmoins, les modèles de zone cohésive présentent deux types d'inconvénients. D'une part, afin de décrire le délaminage dans les stratifiés carbone/époxy, de nombreuses lois ont été proposées se concentrant notamment sur la description physique de la propagation, sur le couplage inter/intralaminare ou encore sur la forme de la loi. Il n'existe donc pas une loi ayant tous les ingrédients nécessaires à l'étude du délaminage. D'autre part, de nombreux problèmes numériques sont associés aux modèles de zone cohésive, comme par exemple les problèmes de taille du maillage, engendrant des problèmes de convergence importants. Des études sur ces deux types d'inconvénients seront effectuées afin de mettre en évidence (i) les points essentiels pour le développement d'un nouveau modèle de zone cohésive prenant en compte l'ensemble des besoins nécessaires à la description du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy et (ii) les problèmes nécessitant une attention particulière lors de l'utilisation des modèles de zone cohésive.

L'utilisation des modèles de zone cohésive nécessite l'identification de deux paramètres physiques que sont la contrainte d'amorçage et la ténacité. Comme le parcours bibliographique a permis de le montrer, l'identification des contraintes d'amorçage est possible, même en présence d'endommagement intralaminare, grâce notamment aux essais présentés sur la Figure 28.

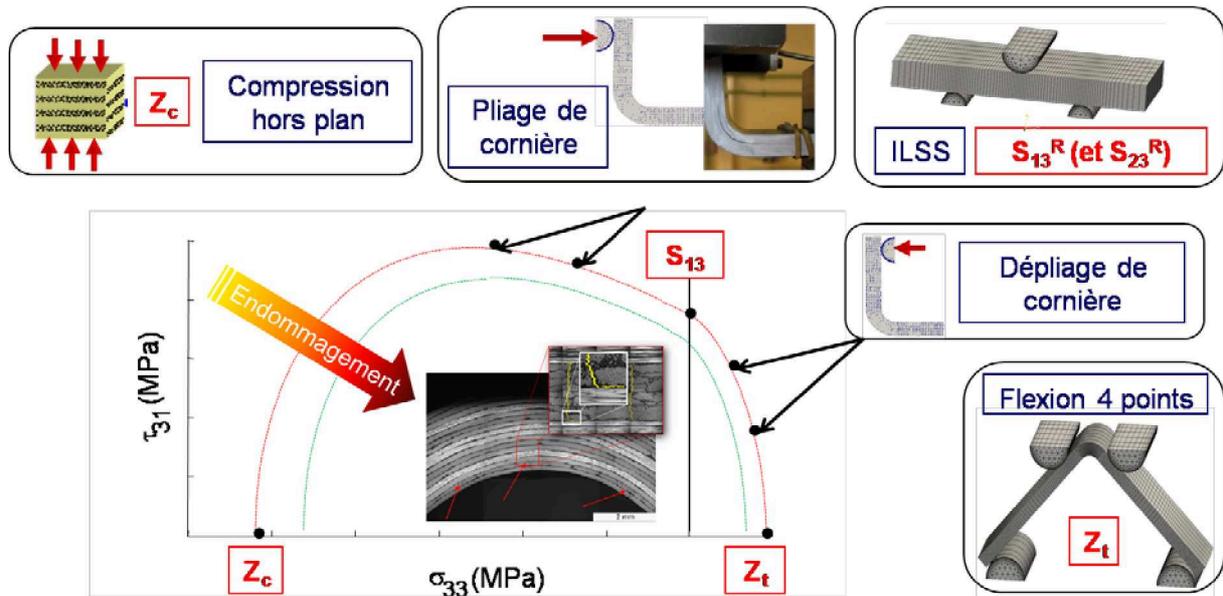


Figure 28. Procédure d'identification des contraintes d'amorçage d'après Charrier [Charrier, J. S., 2010]

Concernant, l'identification de la ténacité, de nombreux essais sont possibles. Les essais DCB, ENF et MMB sont les plus utilisés dans la littérature pour l'identification de la ténacité de l'interface $0^\circ/0^\circ$. Néanmoins, la dispersion associée à chacun de ces essais et la nécessité d'un grand nombre d'essais pour identifier la loi de propagation représentent un inconvénient certain, comme le montre la Figure 29 issue des travaux de Prombut *et al.* [Prombut, P., 2006].

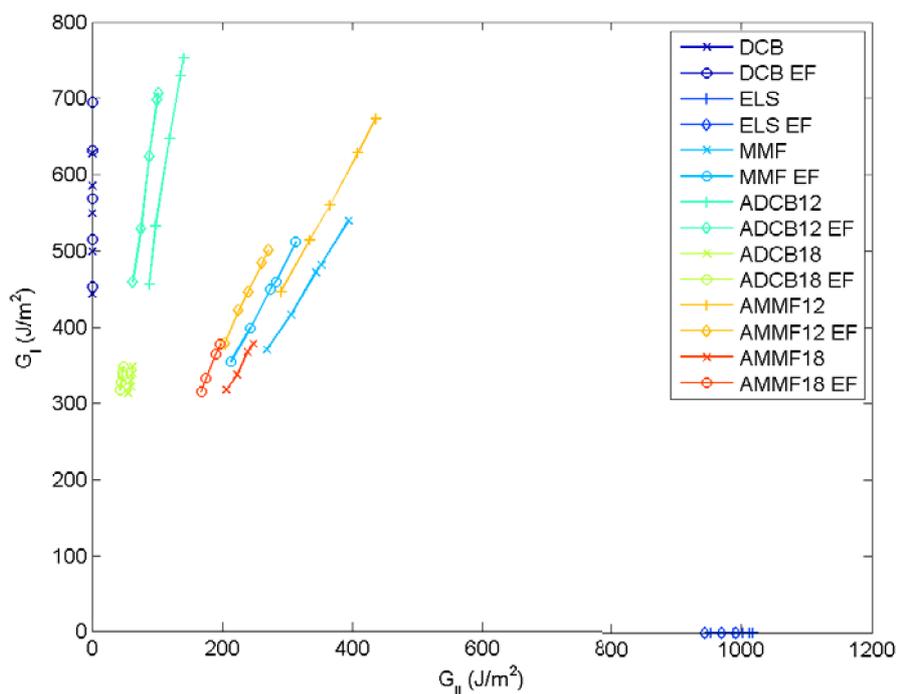


Figure 29. Valeurs de la ténacité d'une interface UD à partir de différents essais classiques (exploitation analytique et par éléments finis (FE)) d'après les études de Prombut [Prombut, P., 2006]

De plus, l'identification de la ténacité des interfaces MD est un sujet plus délicat au vu des conclusions contradictoires trouvées dans la littérature. Aussi, l'exploitation d'un essai spécifique (appelé traction rainurée), initialement proposé par Huchette *et al.* [Huchette, C., 2008], sera proposée et développée afin de réduire ces limitations.

La modélisation de l'influence de l'endommagement intralaminare sur la propagation du délaminage est un point essentiel pour la description du délaminage dans les structures composites complexes. De nombreuses études ont permis d'étudier l'importance de l'endommagement intralaminare et certains modèles permettent déjà de prendre en compte ce phénomène. Aussi, un chapitre sera consacré à la prise en compte du couplage inter/intralaminare dans le nouveau modèle de zone cohésive, mais également son identification grâce à l'essai de traction rainurée.

Chapitre 2

Bilan sur les modèles de zone cohésive

Comme nous l'avons vu dans le chapitre 1, les modèles de zone cohésive sont utilisés depuis de nombreuses années dans la littérature et ont l'avantage de pouvoir décrire tant l'amorçage que la propagation du délaminage. Cependant, ils présentent l'inconvénient de rendre leur usage délicat de par l'existence de nombreux problèmes numériques.

L'objectif de ce chapitre est double. D'une part, il a pour but de mettre en évidence les difficultés liées à l'utilisation des modèles de zone cohésive afin de définir les règles de bonne utilisation. D'autre part, il a comme objectif de déterminer les ingrédients physiques nécessaires à la description précise de l'amorçage et de la propagation de la fissure du délaminage dans un matériau carbone/époxy.

1 Introduction

La modélisation du délaminage peut s'effectuer par le biais de différentes approches basées (i) soit sur des critères de rupture afin de prédire l'amorçage, (ii) soit sur des critères énergétiques afin de décrire la propagation de la fissure, (iii) soit sur une combinaison de ces deux types de critères pour l'étude des deux aspects de ce mécanisme d'endommagement. Comme le chapitre 1 a permis de le montrer, les modèles de zone cohésive font partie des approches permettant la description de l'amorçage et de la propagation du délaminage sans limitation sur le comportement non-linéaire du matériau ou de la structure. Néanmoins, l'utilisation de ces modèles pour la description du délaminage dans un stratifié carbone/époxy est actuellement délicate compte-tenu des problèmes numériques associés à cette approche et des différents critères d'amorçage et de propagation possibles. Afin de réduire ces limitations et d'obtenir la meilleure description possible du délaminage, le développement de nouveaux modèles représente un objectif de la recherche actuelle. C'est pour cela que de nombreux modèles de zone cohésive ont été développés ces dernières années, proposant ainsi différentes améliorations qu'elles soient numériques (forme de la loi adoucissante du modèle) ou physiques (prise en compte du critère de propagation déterminé par le biais d'une procédure d'identification expérimentale).

Parmi les modèles existants pour étudier le délaminage dans les stratifiés carbone/époxy, les modèles de zone cohésive de type bilinéaire [Camanho, P. P., 2002], trapézoïdal [Dugdale, D. S., 1960], polynômial [Allix, O., 1992], [Tvergaard, V., 1990] et linéaire/polynômial [Pinho, S. T., 2006] sont les plus utilisés. Bien que ces modèles proposent une forme de loi différente, la formulation de chacun d'entre eux s'appuie sur l'utilisation de deux paramètres physiques pour chaque mode de rupture : la contrainte d'amorçage critique σ_C et la ténacité G_C . De plus, comme l'illustre la Figure 30, la description du délaminage en mode mixte nécessite (i) la définition des résistances et des ténacités en mode pur et (ii) la proposition de critères reliant ces grandeurs pour des chargements mixtes.

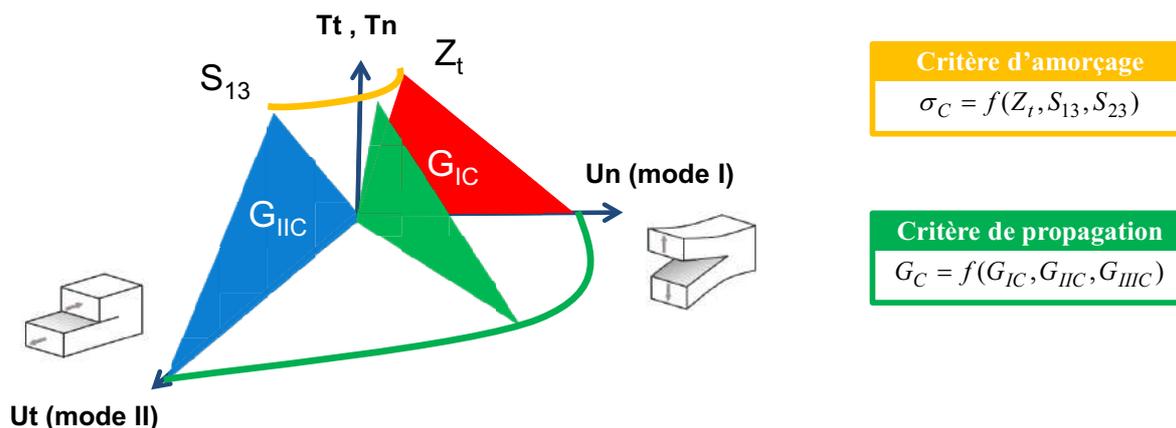


Figure 30. Description des paramètres physiques liés à l'amorçage et à la propagation dans un modèle de zone cohésive (représentés ici sur le modèle bilinéaire)

L'objectif de ce chapitre est double. D'une part, les difficultés liées à l'utilisation des modèles de zone cohésive seront abordées afin de déterminer quelles sont les étapes nécessitant une attention particulière lors de l'utilisation de ces modèles. D'autre part, la liste des points essentiels à prendre en compte pour décrire le délaminage dans les stratifiés carbone/époxy sera établie par le biais de différentes études numériques afin de définir le modèle le plus adapté à nos besoins.

2 Études des problèmes numériques liés à l'utilisation des modèles de zone cohésive

L'utilisateur de modèles de zone cohésive est souvent confronté à de nombreux problèmes numériques, comme par exemple les sauts de solution, la nécessité d'une finesse de maillage importante ou encore l'influence des paramètres des modèles de zone cohésive sur la réponse structurale. L'ensemble des problèmes rencontrés dans les modèles de zone cohésive intrinsèques est abordé ici afin de déterminer les points essentiels à leur bonne utilisation lors d'un calcul de structure par éléments finis.

2.1 Description des problèmes de sauts de solution

Les sauts de solution représentent un problème numérique important pour l'utilisation des modèles de zone cohésive. Ils consistent à dépenser une énergie apparente différente (généralement plus importante) que l'énergie imposée au modèle (*i.e.* la ténacité). Notons

toutefois que les sauts de solution sont souvent la manifestation d'un phénomène physique. En effet, lors de l'amorçage, en fonction des valeurs de ténacité et de résistance, le critère en énergie peut dans certains cas être vérifié avant le critère en contrainte. Cet excès d'énergie provoque une rupture brutale dès que le critère en contrainte est rempli. Numériquement, ce phénomène se traduit par la perte de l'unicité de la solution du problème interfacial. Monerie [Monerie, Y., 2000] et Monerie et Acary [Monerie, Y., 2001] démontrent rigoureusement un théorème d'unicité conditionnelle pour le cas de solides élastiques cohésifs soumis à une évolution quasi-statique.

Un exemple de traction uniaxiale sur un système (ressort+interface), proposé par Chaboche *et al.* [Chaboche, J.-L., 2001], permet d'illustrer ce problème de sauts de solution à partir d'un modèle de Needleman [Needleman, A., 1987] (Figure 31). Dans le repère local de l'interface (u_N, R_N), le ressort peut être vu comme une pente $-k/L$ avec k la raideur du ressort et L sa longueur initiale. Si le ratio k/L est suffisamment grand, il existe toujours un point de fonctionnement unique et la solution est toujours stable. En revanche, si k/L est trop petit, alors il y a une perte de l'unicité de la solution (passage de u_a à u_b) et la solution devient instable.

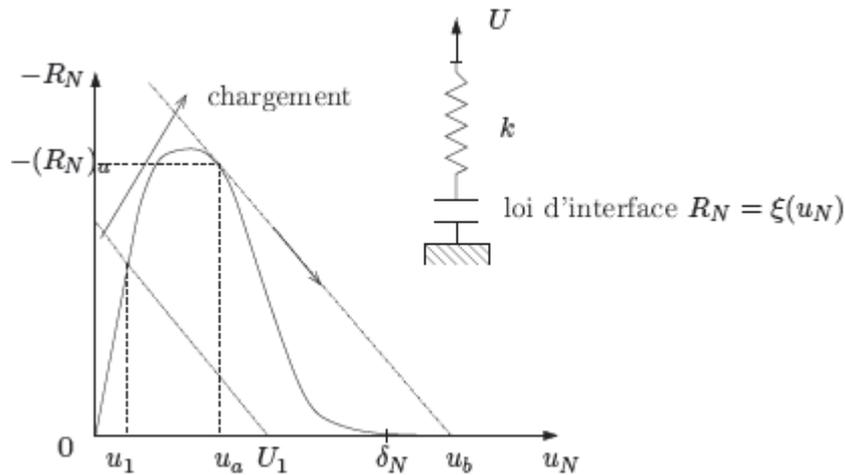


Figure 31. Illustration d'un saut de solution sur le modèle de Needleman lors d'un essai de traction uniaxiale

Des solutions ont été proposées dans la littérature pour éviter les sauts de solution. Une liste est proposée dans la thèse de Perales [Perales, F., 2005]. Dans cette liste, trois solutions pertinentes sont présentées :

- Diminuer la taille du maillage dans la zone où les sauts de solution ont lieu. Cette solution peut s'avérer efficace dans certains cas. Toutefois, elle est coûteuse en

temps de calcul et ne supprime pas l'effet de rupture brutale qui peut conduire à la divergence du calcul en quasi-statique.

- Utiliser une technique de régularisation visqueuse pour retarder la restitution d'énergie [Feyel, F., 1998]. Bien que cette méthode soit efficace, elle a l'inconvénient d'ajouter une énergie supplémentaire à l'énergie apparente [Carrère, N., 2000]. Ainsi, l'interface peut être rompue sans la présence de sauts de solution, mais pour une énergie qui ne correspond plus à la physique du problème.
- Résoudre le problème interfacial par une modélisation dynamique du problème global. L'énergie élastique stockée dans la structure est alors transformée en énergie cinétique. Sur le problème uniaxial, cela revient à augmenter le rapport k/L qui devient alors suffisamment grand pour permettre de vérifier l'unicité de la solution.

La méthode consistant à effectuer une modélisation en dynamique semble la moins contraignante pour utiliser les modèles de zone cohésive dans un calcul de structure tout en conservant la physique du problème. C'est donc cette méthode qui a été privilégiée dans la suite de ces travaux lorsque des sauts de solution ont été rencontrés.

2.2 Influence des paramètres interfaciaux sur la description du délaminage

2.2.1 Influence de la raideur interfaciale K

L'utilisation d'un modèle de zone cohésive nécessite l'insertion d'éléments d'interface (éléments surfaciques) entre les éléments volumiques du maillage. Ces éléments sont associés à la loi adoucissante du modèle de zone cohésive. Ainsi, chaque élément d'interface possède une raideur initiale K (car les modèles utilisés dans ce travail sont des éléments intrinsèques). Notons que cette raideur est en réalité une raideur par unité de surface exprimée en N.mm^{-3} . Afin de se rapprocher le plus possible du cadre de la mécanique de la rupture, la raideur K doit tendre vers l'infini. Or, cette condition provoque la présence d'oscillations numériques de l'effort dans l'élément, ce qui engendre généralement la divergence du calcul. Des études numériques ont permis de proposer des valeurs de K comprises entre 10^8 et 10^6 N.mm^{-3} [Camanho, P. P., 2003], [Zou, Z., 2002]. Néanmoins, ces valeurs sont arbitraires et ne prennent pas en considération la géométrie ou les propriétés élastiques du problème. Or, les propriétés élastiques effectives du stratifié dépendent des propriétés de l'interface et de celles de l'ensemble des plis.

En effet, il est possible de démontrer qu'une raideur K très grande est nécessaire pour s'assurer que la zone cohésive n'aura aucun impact sur les propriétés élastiques (essentiellement hors-plan) effectives du stratifié [Turon, A., 2007]. Pour cela, nous pouvons

observer l'effet de la zone cohésive sur la déformation transverse ε de la partie supérieure du stratifié (adjacente à la zone cohésive) d'épaisseur t , comme l'illustre la Figure 32.

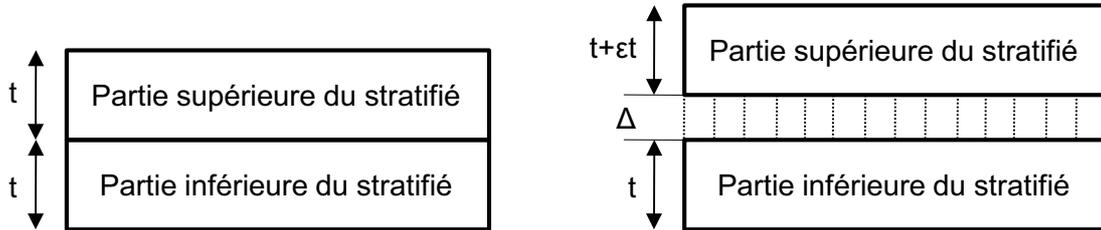


Figure 32. Description de l'influence de la zone cohésive sur la déformation transverse du stratifié

La condition d'équilibre exige :

$$\sigma = E_3 \varepsilon = K \Delta \quad \text{Eq. II. 2.1}$$

où σ correspond à la traction appliquée sur la surface, E_3 le module d'Young transverse hors-plan, ε la déformation transverse du stratifié, K la raideur de l'interface et Δ l'ouverture de l'interface. La déformation transverse du composite ε_{eff} correspond donc à la déformation du stratifié et à celle de l'interface (*i.e.* de la zone cohésive). On obtient donc :

$$\varepsilon_{eff} = \varepsilon + \frac{\Delta}{t} \quad \text{Eq. II. 2.2}$$

Puisque la condition d'équilibre exige $\sigma = E_{eff} \varepsilon_{eff}$, le module d'Young équivalent E_{eff} peut s'écrire, à partir des équations Eq. II. 2.1 et Eq. II. 2.2, sous la forme :

$$E_{eff} = E_3 \left(\frac{1}{1 + \frac{E_3}{Kt}} \right) \quad \text{Eq. II. 2.3}$$

À partir de l'équation Eq. II. 2.3, on déduit aisément que le module d'Young équivalent est proche de celui du stratifié si on impose $E_3 \ll Kt$. Ainsi, la raideur K de l'interface n'a pas d'influence sur le comportement global de la structure si on impose :

$$K = \frac{\alpha E_3}{t} \quad \text{Eq. II. 2.4}$$

avec $\alpha \gg 1$. Turon propose de prendre cette valeur égale à 50. À partir de cette valeur, les cas étudiés par cet auteur ont permis de démontrer que la perte de la raideur de la structure est inférieure à 2%.

Compte-tenu des différents résultats de la littérature concernant la valeur de K , il semble important de comprendre l'influence de cette propriété de l'interface sur la réponse macroscopique de la structure mais également sur le temps de calcul afin de déterminer quelle valeur, ou formule, semble la plus pertinente. Pour cela, un essai DCB (Double Cantilever Beam) a été modélisé en 2D pour plusieurs valeurs de K . Les conditions aux limites de l'essai sont décrites sur la Figure 33.

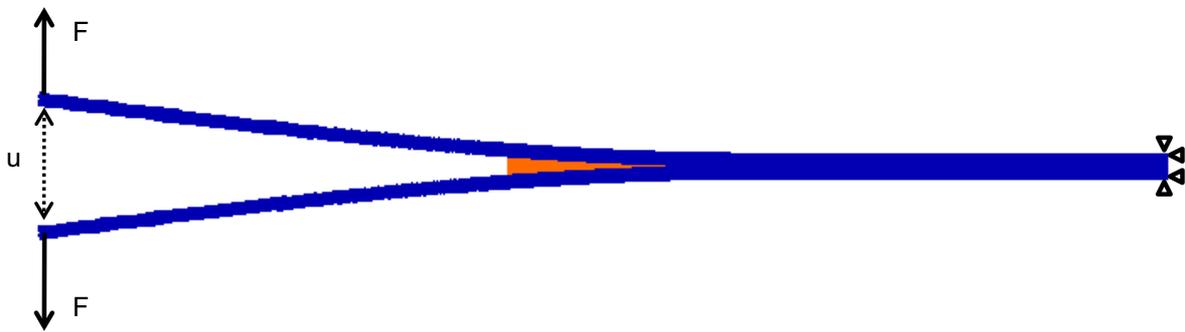


Figure 33. Description des conditions aux limites de l'essai DCB

Afin de modéliser le délaminage, le modèle de zone cohésive bilinéaire (représenté sur la Figure 24 du chapitre 1) associé au critère de propagation de Benzeggagh (Eq. I. 2.15) a été utilisé avec les propriétés interfaciales répertoriées dans le Tableau 1.

Ténacité en mode I G_{IC} (J/m ²)	Ténacité en mode II G_{IIC} (J/m ²)	Résistance hors-plan en mode I Z_t (MPa)	Résistance hors-plan en mode II S_{13} (MPa)	Puissance du critère de Benzeggagh α
350	1450	70	100	1.145

Tableau 1. Valeurs des propriétés de l'interface

Pour cet essai, la longueur de l'éprouvette est de 144 mm et l'épaisseur du bras mesure 1,6 mm. La pré-fissure présente dans l'éprouvette au début de l'essai mesure 60 mm. Pour finir, le comportement de chaque bras est linéaire élastique isotrope transverse. Les fibres sont

orientées dans le sens des bras. Les valeurs des propriétés élastiques sont présentées dans le Tableau 2.

Module d'Young longitudinal E_l (GPa)	Module d'Young transverse E_t (GPa)	Module de cisaillement G_{lt} (GPa)	Coefficient de Poisson ν_{lt}	Coefficient de Poisson ν_{tt}
110.0	8.4	7.4	0.31	0.5

Tableau 2. Valeurs des propriétés mécaniques du bras

Les résultats des différentes modélisations sont présentés sur la Figure 34 donnant l'évolution de la force en fonction de l'ouverture imposée des deux bras de l'éprouvette. Afin de compléter la comparaison, la solution analytique obtenue par la mécanique de la rupture est également représentée. Cette dernière permet de décrire l'évolution de la force en fonction de l'ouverture des deux bras de la plaque, pour une valeur de ténacité donnée, via l'équation suivante :

$$F(u) = \sqrt{\frac{2b^2}{3u} \sqrt{\frac{G_{IC}^3 E_l h^3}{12}}} \quad \text{Eq. II. 2.5}$$

avec u l'ouverture entre les deux bras de l'éprouvette, b la largeur de l'éprouvette, h l'épaisseur d'un bras, E_l le module d'Young longitudinal et G_{IC} la ténacité en mode I.

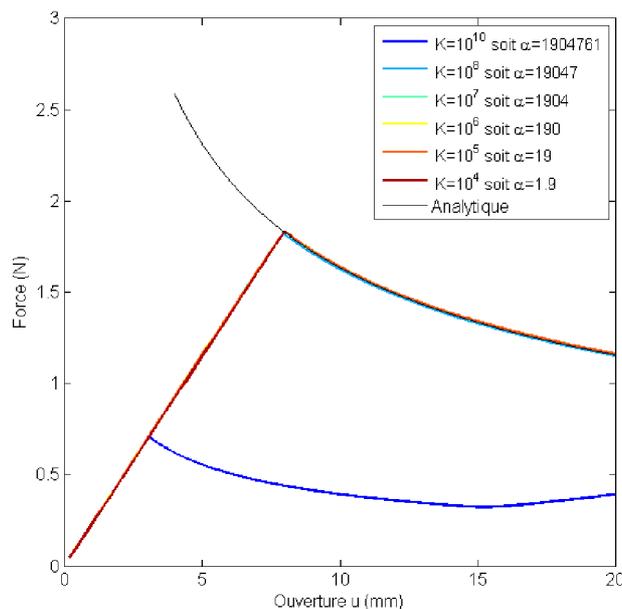


Figure 34. Évolution de la force appliquée sur un bras en fonction du déplacement entre les deux bras de l'éprouvette de l'essai DCB

La Figure 34 permet de mettre en évidence deux phénomènes. D'une part, on peut observer que les courbes associées à une raideur interfaciale K inférieure à $10^{10} \text{ N.mm}^{-3}$ sont toutes confondues à la courbe analytique. L'énergie apparente dépensée est donc bien égale à la ténacité imposée dans le modèle de zone cohésive. De plus, pour une valeur de K supérieure à 10^4 N.mm^{-3} , la convergence du calcul est vérifiée, ce qui n'est pas le cas pour des valeurs de K inférieures ou égales à 10^4 N.mm^{-3} . Pour finir, le coût de calcul dépend fortement de la raideur initiale. En effet, le temps de calcul devient élevé lorsque K croît. Ceci est d'autant plus vrai que le changement de pente, qui a lieu lorsque le seuil d'amorçage est atteint, est important. En ce sens, la formule proposée par Turon semble être efficace car elle permet d'obtenir des temps de calcul raisonnables par rapport aux autres valeurs de K , tout en conservant une rigidité suffisamment importante pour que les propriétés élastiques du composite ne soient pas altérées par celles de l'interface.

D'autre part, pour $K=10^{10} \text{ N.mm}^{-3}$, la courbe *force/ouverture* est bien en dessous de la solution analytique. Ce phénomène implique que l'énergie nécessaire pour rompre l'interface est bien inférieure à la ténacité imposée dans le modèle de zone cohésive. Cette observation ne correspond pas à celles de la littérature [Turon, A., 2007] qui montrent que le comportement global est indépendant de la raideur K lorsque cette dernière est suffisamment élevée.

Pour comprendre cette observation, différentes modélisations d'un essai de traction sur deux cubes de rigidités infinies ont été effectuées pour différentes valeurs de la ténacité G_C et différentes valeurs de la contrainte d'amorçage σ_C . Comme le montre la Figure 35, le

phénomène observé précédemment apparaît, dans le code ZéBuLoN, lorsque le rapport δ_0/δ_f est inférieur à $1.0e^{-04}$, quelle que soit la valeur de la ténacité G_C ou de la contrainte d’amorçage σ_C . De plus, ce problème numérique est indépendant du problème géométrique étudié puisque ce phénomène apparaît pour l’essai DCB et pour l’essai de traction sur deux cubes rigides. Ce problème numérique est également indépendant du code de calcul puisque ce phénomène a été mis en évidence sur deux codes de calcul (ZéBuLoN, Samcef) à partir d’un essai de traction sur deux cubes infiniment rigides. Notons que l’explication de ce problème n’a pas été clairement déterminée. Néanmoins, il paraît évident que la prise en compte du domaine de validité proposé dans ce paragraphe est nécessaire pour l’utilisation du modèle de zone cohésive bilinéaire.

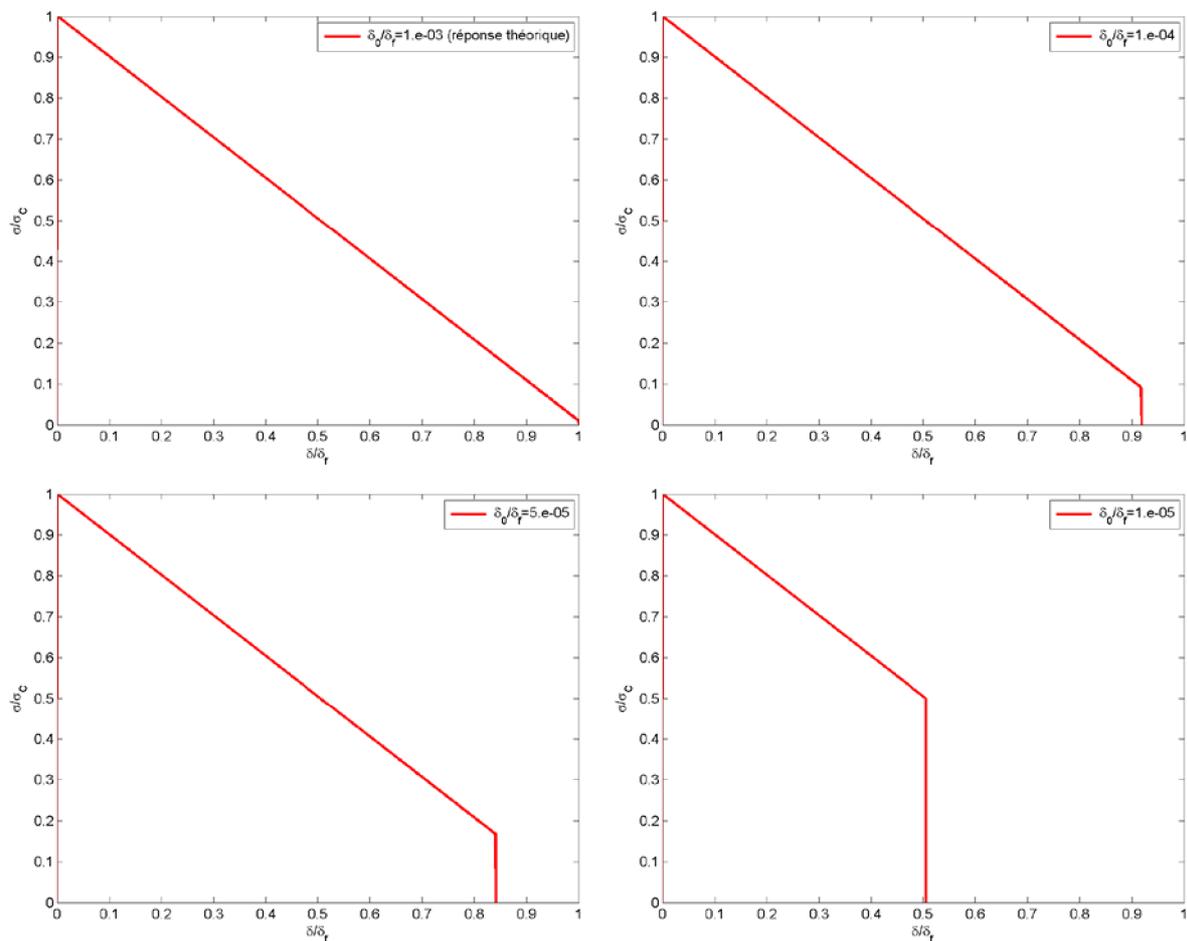


Figure 35. Mise en évidence de l'influence du rapport δ_0/δ_f à partir de plusieurs modélisations d'un essai de traction sur deux cubes de rigidités infinies pour différentes valeurs de la ténacité G_C et de la contrainte d'amorçage σ_C

2.2.2 Influence de la contrainte d'amorçage σ_C

Pour un modèle bilinéaire, la ténacité G_C et la contrainte d'amorçage σ_C sont reliées par l'équation décrivant l'aire sous la courbe *effort cohésif/saut de déplacement* :

$$G_C = \frac{\sigma_C \delta_f}{2} \quad \text{Eq. II. 2.6}$$

où δ_f correspond au saut de déplacement critique pour lequel l'interface est rompue (*i.e.* $G=G_C$). Pour une ténacité donnée, il existe donc un lien fort entre la contrainte d'amorçage et l'instant de rupture de l'interface. En effet, plus la valeur de la contrainte d'amorçage σ_C est importante, plus la valeur du saut de déplacement critique δ_f est faible (Figure 36).

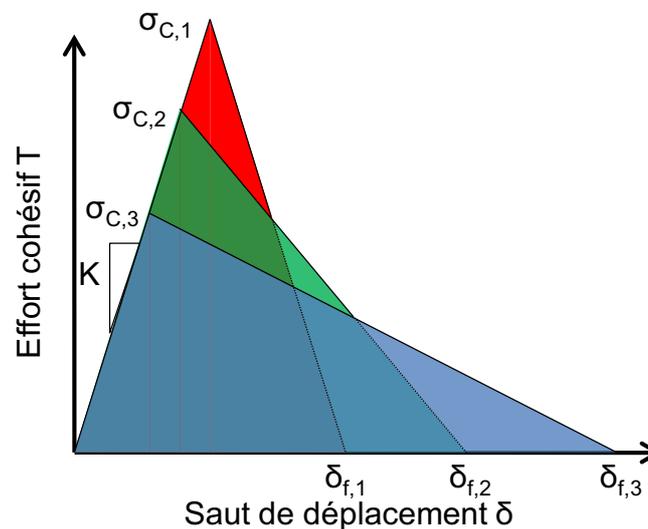


Figure 36. Lien entre la contrainte d'amorçage $\sigma_{C,i}$ et le saut de déplacement critique $\delta_{f,i}$ à G_C et K fixés

Afin de comprendre l'influence de la valeur de la contrainte d'amorçage sur la réponse macroscopique d'une structure, l'essai DCB, présenté dans l'étude précédente (paragraphe 2.2.1), a été modélisé pour différentes valeurs de σ_C à G_C et K fixés (respectivement 350 J/m^2 et 10^6 N.mm^{-3}). Les résultats obtenus (Figure 37) montrent clairement que lorsque la contrainte d'amorçage devient faible, la réponse macroscopique est modifiée. En effet, la force maximale atteinte est réduite et le comportement global de la structure s'assouplit. Ceci s'explique aisément à partir d'un raisonnement sur le saut de déplacement critique δ_f . En effet, lorsque ce paramètre est grand, il est nécessaire d'appliquer un chargement plus important pour que le saut de déplacement δ puisse atteindre cette valeur critique. L'augmentation du chargement entraîne la progression de l'endommagement de l'interface sur une zone cohésive

plus longue. Or, plus la process zone est étendue, plus l'interface devient souple, ce qui se répercute directement sur le comportement global de la structure.

Remarque : La process zone est définie comme étant la longueur de zone cohésive où la variable d'endommagement λ est strictement comprise entre 0 et 1, comme l'indique la Figure 38. Notons que la définition de la variable λ est dépendante du modèle de zone cohésive utilisé.

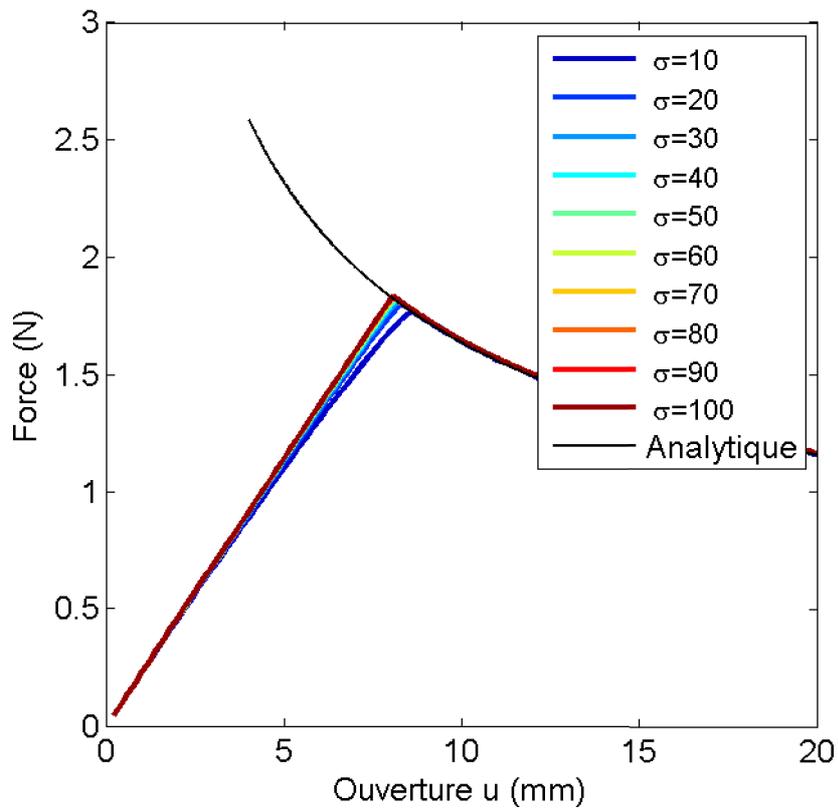


Figure 37. Influence de la contrainte d'amorçage σ_C sur le comportement global lors d'un essai DCB

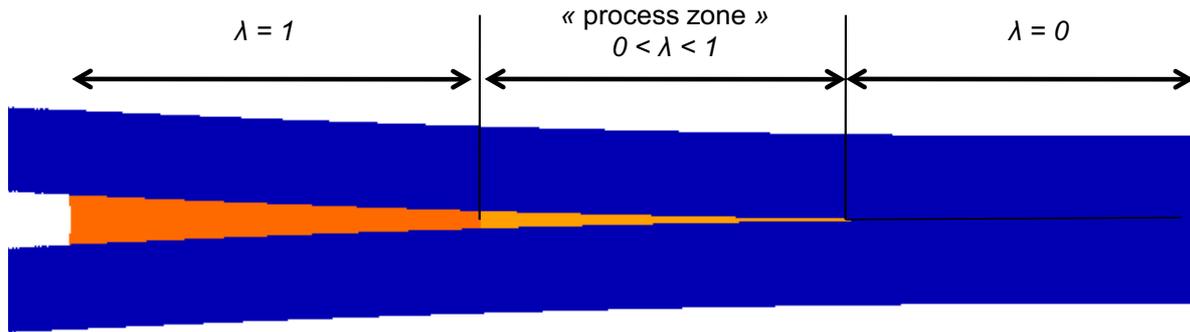


Figure 38. Représentation de la process zone

Au contraire, lorsque la contrainte d'amorçage σ_C est élevée, le comportement macroscopique ne semble pas subir d'altération. Néanmoins, pour de tels niveaux de contraintes, des divergences de calcul peuvent intervenir. Ce phénomène est expliqué par la présence de sauts de solution qui est favorisée par un changement de pente important du comportement local de l'interface une fois la contrainte d'amorçage σ_C atteinte. À raideur K et à ténacité G_C imposées, ce changement de pente est d'autant plus important que la contrainte d'amorçage σ_C est élevée. Afin de réduire ce problème numérique, le passage à une résolution dynamique ou l'utilisation d'un maillage adapté sont souvent préconisés. Le paragraphe suivant met en évidence toute l'importance de la taille de maille sur la description du délaminage par les modèles de zone cohésive.

2.3 Étude de la convergence au maillage

Comme on a pu le voir dans la section 2.2, les paramètres interfaciaux peuvent représenter une source de problèmes numériques. Une raideur interfaciale K élevée est nécessaire pour ne pas altérer les propriétés élastiques effectives du composite. De plus, la contrainte d'amorçage σ_C ne doit pas être trop faible pour ne pas assouplir la réponse macroscopique. Cependant, l'utilisation d'une contrainte et d'une raideur interfaciale élevées peuvent conduire à une divergence du calcul. La principale cause de cette divergence est bien souvent imputable à la taille de maille utilisée pour décrire la process zone. Comme tout problème non linéaire, il est nécessaire d'étudier l'influence de la taille de maille sur la réponse finale du calcul. Cette étape est malheureusement souvent négligée et peut conduire à penser que les modèles de zone cohésive sont systématiquement à l'origine de la divergence du calcul. Afin de faciliter cette étude de convergence au maillage, plusieurs auteurs ont proposé des formules pour définir la longueur de la taille de maille à partir de celle de la process zone l_{cz} [Barenblatt, G. I., 1962], [Cox, B., 2005], [Dugdale, D. S., 1960], [Falk, M. L., 2001], [Hillerborg, A., 1976], [Hui, C.-Y., 2003], [Turon, A., 2007]. Toutes les formules proposées peuvent cependant se mettre sous la forme :

$$l_{cz} = ME \frac{G_C}{(\sigma_C)^2} \quad \text{Eq. II. 2.7}$$

où E est le module d'Young transverse hors-plan pour un matériau orthotrope avec isotropie transverse, G_C la ténacité de l'interface, σ_C la contrainte interfaciale maximale et M un paramètre adimensionnel (qui varie entre 0.21 [Hui, C.-Y., 2003] et 1 [Hillerborg, A., 1976]).

Afin de garantir la convergence du calcul lors de l'utilisation d'un modèle de zone cohésive, l'évolution de l'effort cohésif doit être décrite grâce à une discrétisation spatiale suffisamment fine. Pour cela, le nombre minimum d'éléments Ne inclus dans la zone cohésive est généralement compris entre 3 et 10 [Dávila, C. G., 2001], [Moës, N., 2002]. Grâce à la détermination de ce nombre d'éléments Ne et en utilisant l'Eq. II. 2.7, on peut définir la taille de maille l_e nécessaire pour la bonne description du délaminage par les modèles de zone cohésive via l'équation suivante :

$$l_e = \frac{l_{cz}}{Ne} \quad \text{Eq. II. 2.8}$$

Comme le montre Turon [Turon, A., 2007] à partir de la modélisation d'un essai DCB avec $Ne=3$ et $M=1$, cette formulation semble efficace pour déterminer la longueur de maille minimum nécessaire. En réalité, cette dernière reste incomplète car elle ne prend pas en compte l'influence de l'épaisseur du bras sur la longueur l_e . En effet, des modélisations de l'essai DCB pour différentes épaisseurs de bras, mettent en avant les limites de la formulation présentée dans l'Eq. II. 2.7. Ces modélisations ont été effectuées avec la présence d'une pré-fissure dans l'éprouvette pour étudier l'influence du maillage sur la description de la propagation, mais également sans pré-fissure afin d'étudier également l'impact de la taille du maillage sur la prédiction de l'amorçage. Comme le montre la Figure 39, les longueurs de la zone cohésive obtenues en fonction de l'épaisseur du stratifié, à partir d'une étude DCB sans pré-fissure, démontrent les limites des fonctions analytiques existantes dans la littérature mais également l'intérêt de la formulation analytique suivante :

$$l_{cz} = \left(E \frac{G_C}{(\sigma_C)^2} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{h}{2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Eq. II. 2.9}$$

avec h l'épaisseur du stratifié.

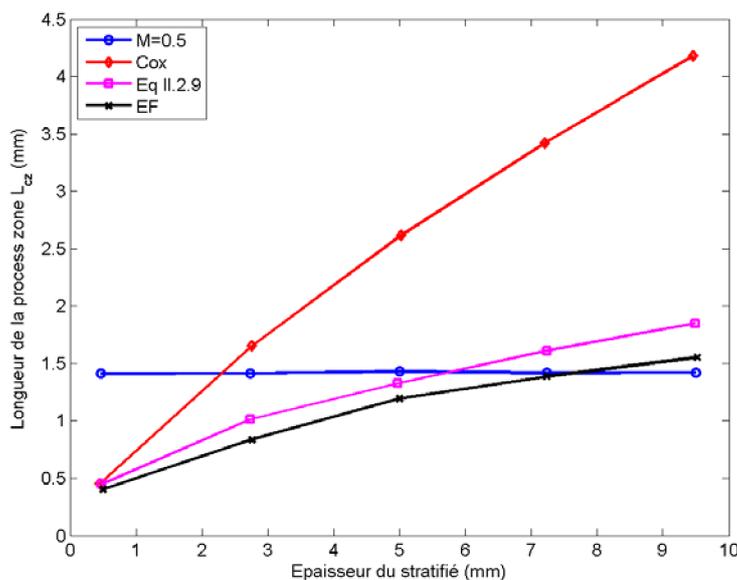


Figure 39. Comparaison de la taille de la zone cohésive obtenue par différentes fonctions analytiques et par éléments finis

Finalement, pour décrire le délaminage dans des cas structuraux, deux solutions sont possibles : (i) utiliser des tailles de maille assez fines afin de respecter le critère de l'Eq. II. 2.8 ou (ii) diminuer la contrainte d'amorçage σ_C afin d'augmenter la taille de la zone cohésive (Eq. II. 2.7) comme cela a été proposé dans [Turon, A., 2007] et de permettre d'utiliser des tailles d'éléments plus importantes.

3 Détermination des aspects essentiels pour un modèle de zone cohésive adapté à l'étude du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy

3.1 Description de l'amorçage du délaminage

La recherche bibliographique présentée dans le chapitre 1 a permis de mettre en évidence l'existence de plusieurs critères de rupture pour prédire l'amorçage du délaminage. Parmi ces critères, le critère de contrainte maximale (Eq. I. 2.1) et le critère quadratique formulé en contrainte (Eq. I. 2.2) sont les plus utilisés dans les modèles de zone cohésive pour décrire l'apparition d'une fissure. Ces critères sont tous formulés en considérant la partie positive de la contrainte normale à l'interface σ_{33} . Ainsi, pour des chargements de compression/cisaillement, la rupture de l'interface n'aura lieu que si la contrainte d'amorçage critique σ_C est égale à la résistance de cisaillement hors-plan S_{I3} , ceci quel que soit le niveau de la compression. Comme le montre la Figure 40, le critère quadratique en contrainte avec un renforcement en compression/cisaillement proposé par Charrier *et al.* [Charrier, J. S.,

2010] (Eq. I. 2.4) impose lors d'une sollicitation en compression/cisaillement d'atteindre une contrainte critique σ_C supérieure à celle imposée dans les critères précédents. Ce phénomène de renforcement ayant été mis en évidence expérimentalement [Charrier, J. S., 2011], la prise en compte de ce critère représente une amélioration pour la prédiction de l'apparition d'une fissure à l'interface d'un stratifié carbone/époxy. C'est pourquoi, il semble nécessaire d'avoir ce type de critère dans un modèle de zone cohésive. Or à notre connaissance, aucun modèle de zone cohésive publié actuellement ne prend en compte un tel mécanisme de renforcement.

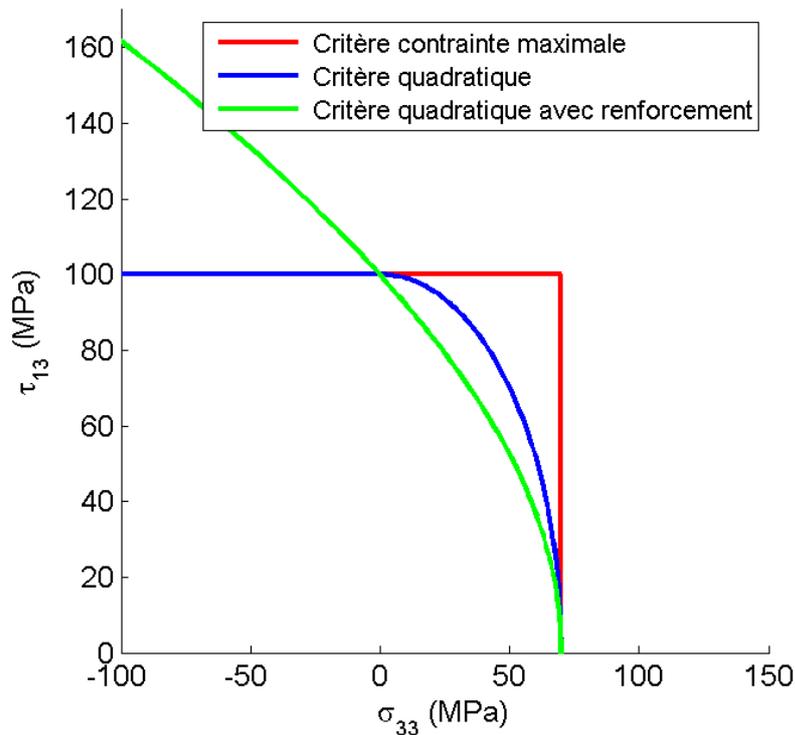


Figure 40. Comparaison des critères de rupture sur le plan (σ_{33}, τ_{13}) au sens des modèles de zone cohésive

3.2 Description de la propagation du délaminage

De nombreux critères de propagation ont été définis ces dernières années afin de décrire au mieux l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode. Cette évolution est identifiée par les essais issus de la mécanique de la rupture. Selon la littérature [Reeder, J. R., 1992], deux critères semblent plus adaptés que les autres pour décrire le délaminage dans les stratifiés carbone/époxy : le critère Power law [Whitcomb, J. D., 1984] (dit critère linéaire lorsque $\alpha=1$) et le critère de Benzeggagh [Benzeggagh, M. L., 1996], [Gong, X. J., 1995] (Eq.

I. 2.14 et Eq. I. 2.15). Aussi, les modèles de zone cohésive les plus utilisés dans la littérature pour l'étude des stratifiés carbone/époxy prennent en compte ces types de critère, sans pour autant réussir à déterminer celui qui semble le plus adéquat. Le modèle bilinéaire proposé par Camanho [Camanho, P. P., 2002] ou le modèle linéaire/polynômial proposé par Pinho [Pinho, S. T., 2006] en sont des exemples parfaits. Pourtant, il semble évident en regardant la Figure 41 que la ténacité, pour une mixité donnée, est différente en fonction du critère de propagation choisie.

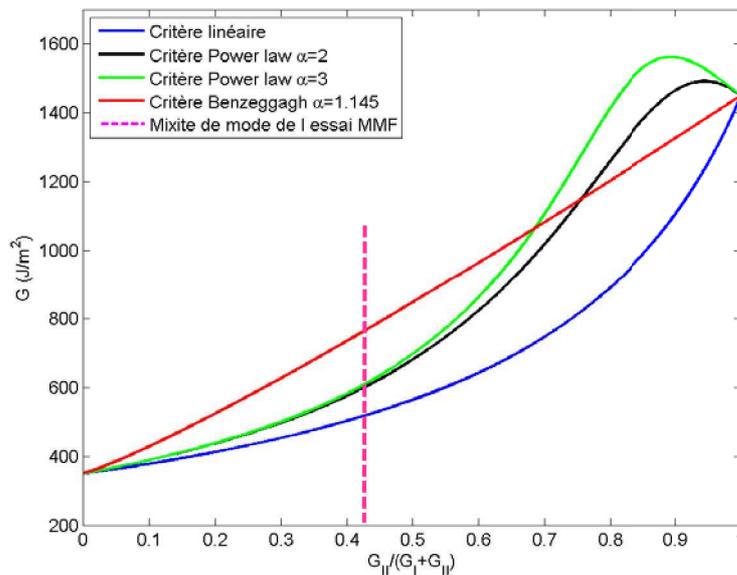


Figure 41. Comparaison des critères de propagation linéaire, Power law et de Benzeggagh sur le graphe G en fonction de la mixité de mode $G_{II}/(G_I+G_{II})$

Il semble donc important pour la suite de ces travaux de comprendre l'influence de ces critères sur la description de la propagation du délaminage et notamment sur la surface délaminée dans une structure pour une sollicitation imposée. Pour cela, une première étape a été d'implanter ces différents critères de propagation avec le modèle de zone cohésive bilinéaire dans le code de calcul ZéBuLoN (utilisé à l'Onera). La formulation de la loi s'appuie sur celle proposée dans [Camanho, P. P., 2002] et développée dans l'Annexe A.

L'étude du délaminage en mode mixte est une condition nécessaire pour déterminer l'influence des lois de propagation sur la description du délaminage. Pour cela, l'essai MMF (Mixed-Mode Flexure), issu de la mécanique de la rupture, a été choisi pour cette étude. En effet, cet essai, simple à modéliser, propose une mixité de mode théoriquement constante (43% de mode II). Cette mixité de mode permet de différencier clairement le critère linéaire (*i.e.* le critère Power law avec $\alpha=1$), le critère Power law (avec $\alpha=2$) et le critère de

Benzeggagh puisque la valeur de la ténacité est différente en fonction du critère utilisé (voir Figure 41 et Tableau 3).

	Critère linéaire ($\alpha=1$)	Critère Power law ($\alpha=2$)	Critère de Benzeggagh ($\alpha=1.145$)
Valeur de la ténacité G_C	519 J/m ²	604 J/m ²	768 J/m ²

Tableau 3. Valeur de la ténacité G_C en fonction des critères de propagation pour une mixité de mode de 0.43

L'essai MMF est un essai de traction sur un bras d'une éprouvette pré-entallée illustrée par la Figure 42.

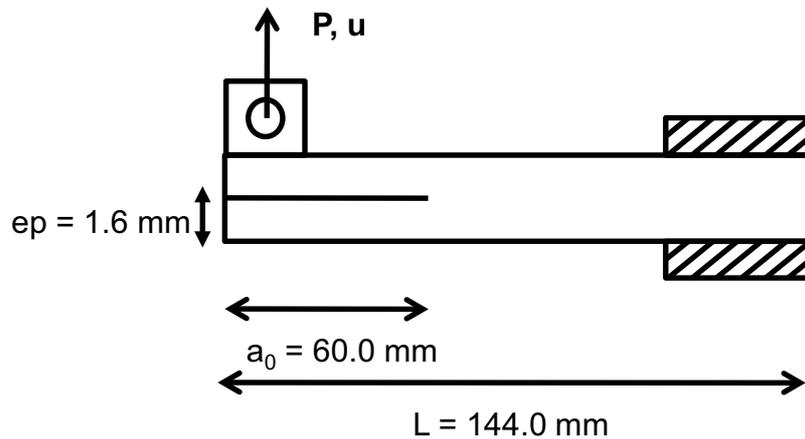


Figure 42. Dimensions et conditions aux limites associées à l'essai MMF

Pour cet essai, les propriétés du pli et celles de l'interface retenues pour cette démonstration sont présentées dans le Tableau 4 et le Tableau 5.

Module longitudinal E_l	Module transverse E_t	Module de cisaillement G_{lt}	Coefficient de poisson ν_{lt}
110 GPa	8.4 GPa	3.7 GPa	0.31

Tableau 4. Valeurs des propriétés du pli UD

Ténacité G_{IC}	Ténacité G_{IIC}	Résistance hors-plan Z_t	Résistance hors-plan S_{13}	Raideur de l'interface K
350 J/m ²	1450 J/m ²	70 MPa	100 MPa	10 ⁵ N.mm ⁻³

Tableau 5. Valeurs des propriétés de l'interface

Les résultats de la modélisation 2D de l'essai avec les différents critères de propagation (Figure 43) démontrent, comme on pouvait s'y attendre, que la propagation de la fissure s'effectue d'autant plus tard que la ténacité de l'interface est élevée. Ainsi, avec la loi de propagation de Benzeggagh, la propagation du délaminage a lieu pour un déplacement imposé d'environ 20 mm tandis qu'elle se produit plus tôt avec le critère Power law. Il en est de même pour le critère Power law lorsque la valeur du paramètre α devient faible. Cette influence est également observable sur la courbe *force/déplacement* qui démontre clairement que la perte de la rigidité de la structure apparaît plus tardivement lorsque la ténacité est élevée.

Remarque : Dans ces travaux, la longueur de fissure est définie par les points de Gauss dont la variable d'endommagement λ est strictement supérieure à 0. Notons cependant qu'il est nécessaire qu'au moins un point de Gauss vérifie $\lambda=1$ pour pouvoir considérer qu'une fissure est présente à l'interface.

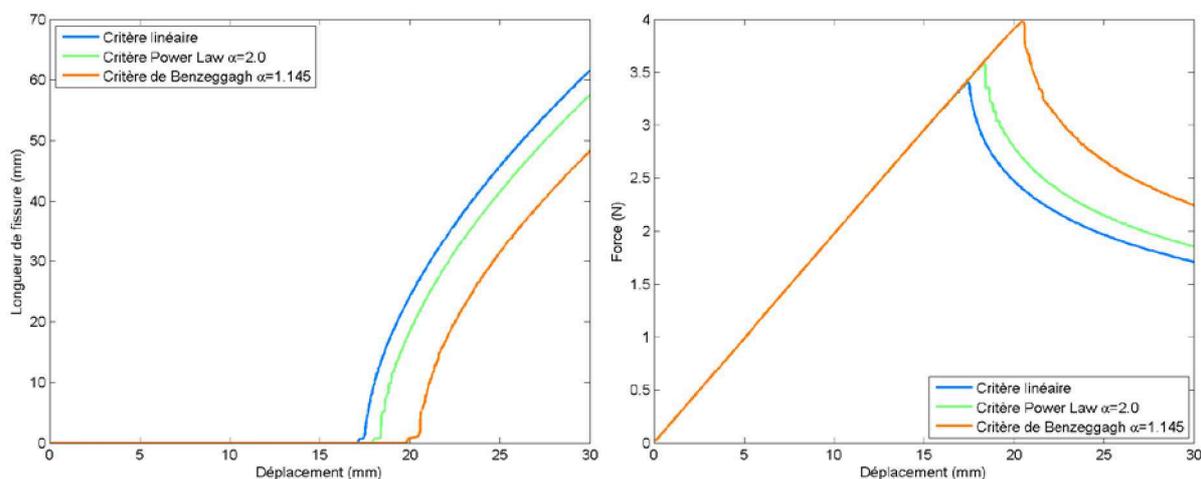


Figure 43. Mise en évidence de l'influence du critère de propagation sur la description du délaminage lors d'un essai MMF

Les résultats obtenus dans cette étude montrent clairement l'influence du choix du critère sur la propagation du délaminage. Il est donc important de pouvoir définir la loi de

propagation la plus adaptée pour décrire l'évolution d'une fissure dans une structure composite. Néanmoins, l'état de l'art sur l'identification du critère de propagation ne permet pas de conclure sur la détermination du critère le plus pertinent. Ceci explique pourquoi on retrouve dans la littérature des modèles de zone cohésive avec le critère Power law et d'autres avec le critère de Benzeggagh. Dans un premier temps, il paraît donc raisonnable de conserver ces deux types de critères dans le modèle de zone cohésive que l'on utilisera par la suite. La détermination du critère le plus adapté s'effectuera lors de l'identification de ce modèle (chapitre 4).

4 Conclusions

Les modèles de zone cohésive représentent l'approche numérique la plus adaptée pour décrire l'amorçage et la propagation du délaminage dans les structures stratifiées carbone/époxy. Néanmoins, l'état de l'art actuel a mis en évidence deux types d'inconvénients pour pouvoir utiliser ces modèles dans un calcul de structure par éléments finis : (i) l'existence de nombreux modèles ayant chacun des comportements différents pour décrire la physique du délaminage et (ii) la présence de plusieurs problèmes numériques liés à l'utilisation des modèles de zone cohésive intrinsèques.

Dans une première partie, les problèmes numériques associés à l'utilisation des modèles de zone cohésive intrinsèques sont mis en avant afin de pouvoir utiliser ce type de modèle de manière adéquate dans la suite de ce travail. Parmi les problèmes abordés, les sauts de solution, l'influence des paramètres interfaciaux sur la réponse macroscopique et la nécessité d'une finesse de maillage importante pour la description de l'amorçage et de la propagation de la fissure sont présentés. Notons qu'il est possible de pallier ces différents problèmes numériques mais que ces solutions peuvent conduire à des temps de calcul très importants (taille de maille fine, utilisation d'algorithmes dynamiques conduisant à de faibles pas de temps,...) ou à des approches avec lesquelles le problème résolu ne respecte pas complètement la physique (diminution de σ_C , régularisation visqueuse,...).

Dans la seconde partie de ce chapitre, les deux points nécessaires à la définition d'un modèle de zone cohésive, à savoir les critères d'amorçage et les critères de propagation, ont été étudiés. Plus précisément, les différents critères d'amorçage présents dans la littérature ont été comparés afin de comprendre leur impact sur la description de l'apparition d'une fissure. Il a été mis en évidence qu'un nouveau type de critère est nécessaire afin de prendre en compte le renforcement de l'interface lorsqu'elle est soumise en compression/cisaillement. En effet, ce type de critère n'existe pas actuellement dans les modèles de zone cohésive et répond pourtant aux récents résultats obtenus par Charrier *et al.* [Charrier, J. S., 2010]. De même, une étude comparative des lois de propagation a été effectuée dans ce chapitre. Cette étude a permis de démontrer l'impact du choix du critère de propagation sur la description de

l'évolution de la fissure à l'interface d'un stratifié. Il semble donc primordial de choisir le critère le plus adapté à utiliser dans un modèle de zone cohésive. Cependant, les études récentes sur l'identification des critères de propagation ne permettent pas actuellement de définir clairement lequel est le plus approprié pour l'étude du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy. Pour finir, les résultats obtenus sur le critère d'amorçage et sur le critère de propagation nous ont permis de définir les ingrédients qui semblent nécessaires dans la suite de ces travaux. Le chapitre suivant présente la formulation du nouveau modèle proposé et les raisons de cette formulation.

Chapitre 3

Proposition d'un modèle de zone cohésive adapté aux calculs de structures en carbone/époxy

Le chapitre 2 a notamment souligné que la description précise du délaminage dans un stratifié carbone/époxy passe par la nécessité de choisir un critère d'amorçage avec un renforcement en compression/cisaillement hors-plan et une loi de propagation.

C'est pourquoi l'objectif de ce chapitre réside dans le développement d'un modèle de zone cohésive prenant en compte les besoins définis précédemment. Les différents aspects de ce modèle sont présentés dans un premier temps, puis la qualité de ce modèle est évaluée à partir de plusieurs essais simples issus de la mécanique de la rupture.

1 Introduction

L'analyse bibliographique du chapitre 1 a montré que les modèles de zone cohésive permettent de décrire l'amorçage et la propagation du délaminage par le biais d'une loi adoucissante reliant les efforts cohésifs aux sauts de déplacement. Il existe ainsi de nombreuses lois dans la littérature mais aucune n'intègre à notre connaissance l'ensemble des éléments nécessaires pour décrire le délaminage dans les stratifiés carbone/époxy (chapitre 2) :

- les récentes études de Charrier [Charrier, J. S., 2010] ont démontré que la résistance en cisaillement hors-plan augmente en présence de contrainte transverse hors-plan de compression. La description de ce phénomène semble indispensable et il n'existe pas à notre connaissance de modèles de zone cohésive le prenant en compte.
- de nombreux travaux sur la caractérisation de la propagation du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy [Benzeggagh, M. L., 1996], [Lévêque, D., 1998], [Prombut, P., 2007], [Reeder, J. R., 1992] ont prouvé que le critère de propagation Power law [Whitcomb, J. D., 1984] ou encore celui proposé par Benzeggagh *et al.* [Benzeggagh, M. L., 1996], [Gong, X. J., 1995] sont les plus adaptés pour décrire l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode. Cet aspect est d'autant plus important que le délaminage apparaît, en général, suite à une sollicitation complexe.
- les modèles de zone cohésive engendrent des problèmes numériques qui peuvent conduire à la divergence du calcul. Quelques solutions ont toutefois été proposées pour pallier ce problème, comme par exemple des critères semi-analytiques empiriques permettant de définir la taille des éléments en fonction des paramètres interfaciaux [Turon, A., 2007]. La continuité de la forme du modèle semble également être une solution envisageable pour réduire les sources de divergence des calculs. En effet, la comparaison entre une loi bilinéaire, une loi linéaire/polynômiale et une loi polynômiale du 3^{ème} ordre [Pinho, S. T., 2006] a permis de mettre en évidence que la discontinuité de la loi d'interface est une source d'instabilité au même titre que la taille de maille ou encore les contraintes d'amorçage élevées. Une loi proposant sur tout son domaine une continuité au minimum C^1 semble permettre de réduire les instabilités numériques.

À partir de ces constats, il paraît essentiel de pouvoir proposer un modèle de zone cohésive prenant en compte (i) un critère d'amorçage avec un renforcement en compression/cisaillement et (ii) un critère de propagation adapté pour les stratifiés carbone/époxy. De plus, pour réduire les instabilités numériques, une loi adoucissante assurant une continuité C^1 au minimum semble primordiale pour répondre efficacement au cahier des charges. L'objectif de ce chapitre est donc de proposer un modèle de zone cohésive

prenant en compte l'ensemble des améliorations proposées ci-dessus. Dans un premier temps, la présentation des différents aspects du modèle sera effectuée pour aborder ensuite son application aux essais classiques de propagation du délaminage afin d'en montrer les avantages et les limites.

2 Présentation du modèle de zone cohésive développé

2.1 Cadre général du modèle

Le développement du modèle de zone cohésive a été écrit dans le cadre proposé précédemment par Camanho [Camanho, P. P., 2002] :

$$\begin{aligned} & \text{si } [u_n] \geq 0 & \text{si } [u_n] < 0 \\ & \begin{cases} T_n = K[u_n]f(\lambda) \\ T_{t,i} = K[u_{t,i}]f(\lambda) \end{cases} & \begin{cases} T_n = \alpha_C K[u_n] \\ T_{t,i} = K[u_{t,i}]f(\lambda) \end{cases} & \text{avec } i = 1,2 \end{aligned} \quad \text{Eq. III. 2.1}$$

où T_n (resp $T_{t,1}$ et $T_{t,2}$) est l'effort cohésif en mode I (resp. l'effort cohésif en mode II et en mode III), $[u_n]$ (resp. $[u_{t,1}]$ et $[u_{t,2}]$) est le saut de déplacement selon le mode I (resp. selon le mode II et le mode III), K est la raideur initiale de l'interface (identique quelle que soit la mixité de mode), α_C un paramètre de pénalisation (fixé arbitrairement à 10) et λ la variable d'endommagement variant entre 0 (état sain) et 1 (état rompu). λ est définie par une fonction qui dépend, dans le repère du chargement du saut de déplacement équivalent δ , des paramètres matériaux δ_0 et δ_f et de paramètres de forme. δ est défini par :

$$\delta = \sqrt{\langle u_n \rangle^2 + (u_{t,1})^2 + (u_{t,2})^2} \quad \text{Eq. III. 2.2}$$

Notons que l'opérateur $\langle \cdot \rangle$ est le crochet de Macaulay défini par :

$$\langle x \rangle = \max\{0, x\} \quad \text{Eq. III. 2.3}$$

δ_0 est défini comme le saut de déplacement pour lequel le seuil d'endommagement est atteint dans le repère de chargement. δ_0 dépend du critère d'amorçage. De même, δ_f est le saut de déplacement pour lequel l'interface est rompue. δ_f dépend du critère de propagation, c'est-à-dire de la mixité de mode et de la ténacité G_C , définie comme :

$$G_C = \int_0^{\delta_f} T(\delta) d\delta \quad \text{Eq. III. 2.4}$$

La définition du modèle repose donc sur la définition de :

- $f(\lambda)$ qui représente l'effet de l'endommagement
- la cinétique d'endommagement, à savoir l'évolution de la variable d'endommagement λ
- δ_0 déterminé à partir d'un critère d'amorçage
- δ_f défini à partir de la loi de propagation choisie.

2.2 Définition de la cinétique et de l'effet de l'endommagement

L'enjeu du développement d'un nouveau modèle réside ici dans la formulation d'une loi continue (i) conservant une partie élastique jusqu'à ce que la contrainte d'amorçage soit atteinte, (ii) compatible avec l'utilisation d'un critère d'amorçage avec renforcement et (iii) permettant de décrire le délaminage en mode mixte par le biais d'une loi de propagation connue. Pour répondre à ces objectifs, la formulation présentée ci-dessous, illustrée sur la Figure 44, est proposée :

$$\begin{cases}
 \text{si } [u_n] \geq 0 & \text{si } [u_n] < 0 \\
 \begin{cases} T_n = K[u_n](1-\lambda)^2 \\ T_{t,i} = K[u_{t,i}](1-\lambda)^2 \end{cases} & \begin{cases} T_n = \alpha_c K[u_n] \\ T_{t,i} = K[u_{t,i}](1-\lambda)^2 \end{cases} \quad \text{avec } i = 1,2
 \end{cases}$$

$$\begin{cases}
 \lambda = 0 & \text{si } \delta < \delta_0 \\
 \lambda = \min \left\{ \left(\frac{\delta_f \langle \delta - \delta_0 \rangle}{\delta(\delta_f - \delta_0)} \right)^2, 1 \right\} & \text{si } \delta \geq \delta_0
 \end{cases}$$

Eq. III. 2.5

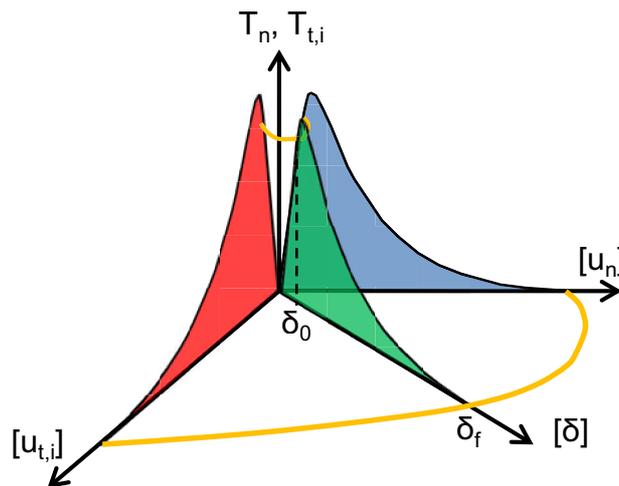


Figure 44. Représentation du modèle de zone cohésive

La forme du modèle proposé est illustrée sur la Figure 45 pour un mode de sollicitation fixé.

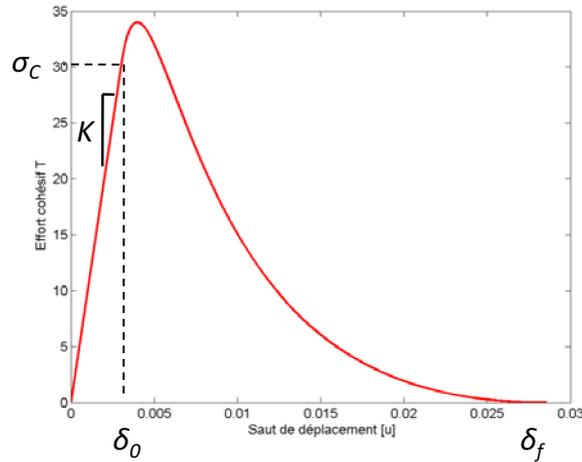


Figure 45. Représentation de la forme du modèle de zone cohésive pour une mixité de mode donnée

À partir de l'Eq. III. 2.5, le taux de restitution d'énergie critique G_C peut être défini en calculant l'aire sous la courbe $T=f([u])$ (Eq. III. 2.4). Ce paramètre correspond également à l'intégrale de la force thermodynamique Y_C par rapport à la variable d'endommagement λ .

$$G_C = \int_0^1 Y_C d\lambda \quad \text{Eq. III. 2.6}$$

avec la force thermodynamique Y_C définie par :

$$Y_C = -\frac{\partial \psi}{\partial \lambda} \quad \text{Eq. III. 2.7}$$

où ψ est l'énergie libre, dont l'expression est :

$$\psi = \frac{1}{2} K \left(\sum_i [u_i]^2 \right) (1 - \lambda)^2 \quad \text{Eq. III. 2.8}$$

L'énergie libre ψ est directement reliée aux efforts cohésifs par :

$$T_i = \frac{\partial \psi}{\partial [u_i]} \quad \text{Eq. III. 2.9}$$

À partir de l'Eq. III. 2.6, l'expression de la ténacité G_C pour le modèle de zone cohésive proposé dans ce chapitre est :

$$G_C = \frac{2K\delta_0^2}{(1-b)^4} (a_0 + a_1 + a_2 + a_3)$$

$$\begin{cases} a_0 = -3(1-b) \\ a_1 = \frac{1}{2}(1-b^2) \\ a_2 = (b^2 - 2(1+b))\ln(b) \\ a_3 = (2-b)(b-1) \\ b = \frac{\delta_0}{\delta_f} \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.10}$$

L'expression de la ténacité G_C à partir de l'Eq. III. 2.4 est :

$$G_C = K \left(d_0 + d_1 + d_2 - d_3 - d_4 + \frac{\delta_0^2}{2} \right)$$

$$\begin{cases} d_0 = 4c\delta_0(1-c)(\delta_f - \delta_0) \\ d_1 = (1-c)^2 \frac{(\delta_f^2 - \delta_0^2)}{2} \\ d_2 = 2c\delta_0^2(3c-1)(\log(\delta_f) - \log(\delta_0)) \\ d_3 = -4c^2\delta_0^3 \left(\frac{1}{\delta_f} - \frac{1}{\delta_0} \right) \\ d_4 = \frac{c^2\delta_0^4}{2} \left(\frac{1}{\delta_f^2} - \frac{1}{\delta_0^2} \right) \\ c = \frac{\delta_f^2}{(\delta_f - \delta_0)^2} \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.11}$$

Pour finir, la formulation complète du modèle repose sur la définition (i) de δ_0 pour le critère d'amorçage et (ii) de δ_f pour le critère de propagation. Les prochains paragraphes décrivent la manière dont ces deux paramètres sont déterminés.

2.3 Amorçage

2.3.1 Proposition d'un critère d'amorçage en contraintes positives

Grâce aux travaux récents de Charrier [Charrier, J. S., 2011], un effet de la compression hors-plan sur l'interface soumise à un chargement de cisaillement hors-plan a été mis en évidence. L'amorçage d'une fissure en cisaillement devient alors plus difficile lorsque l'interface est également soumise à une compression. Pour décrire ce phénomène, Charrier *et al.* [Charrier, J. S., 2010] ont proposé un critère de rupture de la forme :

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_t}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}(1-p\sigma_{33})}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}(1-p\sigma_{33})}\right)^2 = 1 \quad \text{Eq. III. 2.12}$$

avec σ_{33} , τ_{13} et τ_{23} les contraintes hors-plan de traction et de cisaillement, Z_t , S_{13} et S_{23} les résistances hors-plan de traction et de cisaillement de l'interface et p un paramètre de forme défini par :

$$p = \frac{1}{Z_C} \quad \text{Eq. III. 2.13}$$

où Z_C correspond à la valeur de la résistance en compression hors-plan. Le but de ce critère est de décrire la rupture sous sollicitation hors-plan. Comme le montre la Figure 46, la partie en traction correspond à un délaminage alors que la partie en compression décrit une rupture dans le pli sous une sollicitation hors-plan en compression.

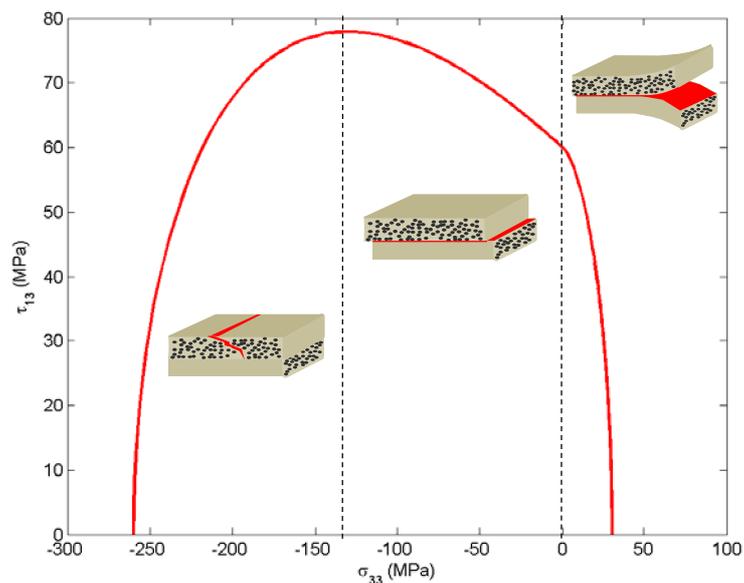


Figure 46. Critère de rupture avec un renforcement en compression/cisaillement proposé par Charrier [Charrier, J. S., 2010]

Bien que ce critère mette en évidence un couplage essentiel en compression/cisaillement, la formulation proposée ne paraît pas idéale pour décrire l'amorçage du délaminage compte-tenu du fait qu'elle s'appuie sur un paramètre de forme p identifié par le biais d'une résistance en compression dans le plan (σ_{33} , τ_{13}).

Dans le but de s'affranchir de ce paramètre de forme, un nouveau critère d'amorçage a été développé dans ces travaux. Ce dernier s'appuie sur la détermination des contraintes positives du tenseur des contraintes interlaminaires. Le principe de cette méthode est de rechercher le champ des contraintes jouant exclusivement un rôle dans l'endommagement de l'interface [Ju, J. W., 1989]. Pour cela, la procédure décrite ci-dessous est utilisée.

Dans un premier temps, seules les contraintes ayant un rôle dans l'endommagement de l'interface sont considérées. Le tenseur des contraintes suivant est alors retenu pour le calcul des contraintes positives :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & \tau_{13} \\ 0 & 0 & \tau_{23} \\ \tau_{13} & \tau_{23} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad \text{Eq. III. 2.14}$$

On recherche ensuite les valeurs propres de ce tenseur afin de pouvoir le diagonaliser. Les valeurs propres S_1 , S_2 , S_3 sont :

$$S_1 = 0 ; S_2 = \frac{\sigma_{33} - \sqrt{\sigma_{33}^2 + 4(\tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)}}{2} ; S_3 = \frac{\sigma_{33} + \sqrt{\sigma_{33}^2 + 4(\tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)}}{2} \quad \text{Eq. III. 2.15}$$

Dans la base principale, la forme matricielle D du tenseur des contraintes est diagonale et peut se décomposer en une partie positive D^+ (contenant les valeurs propres positives) et une partie négative D^- (contenant les valeurs propres négatives) :

$$D = D^- + D^+ \quad \text{Eq. III. 2.16}$$

Notons que seule la valeur propre S_3 est strictement positive. Le tenseur des contraintes positives est défini comme étant égal à D^+ . Dans la base matériau, ce tenseur prend la forme suivante :

$$\underline{\underline{\sigma^+}} = \begin{pmatrix} \sigma_{11}^+ & \tau_{12}^+ & \tau_{13}^+ \\ \tau_{12}^+ & \sigma_{22}^+ & \tau_{23}^+ \\ \tau_{13}^+ & \tau_{23}^+ & \sigma_{33}^+ \end{pmatrix} \quad \text{Eq. III. 2.17}$$

où σ_{33}^+ , τ_{13}^+ et τ_{23}^+ représentent les contraintes positives. Ces contraintes peuvent s'écrire sous la forme :

$$\begin{cases} \sigma_{33}^+ = \frac{(\lambda^+)^3}{\Omega} \\ \tau_{13}^+ = \frac{\tau_{13}(\lambda^+)^2}{\Omega} \\ \tau_{23}^+ = \frac{\tau_{23}(\lambda^+)^2}{\Omega} \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.18}$$

avec

$$\lambda^+ = \frac{1}{2} \left(\sigma_{33} + \sqrt{\sigma_{33}^2 + 4(\tau_{13}^2 + \tau_{23}^2)} \right) ; \quad \Omega = (\lambda^+)^2 + (\tau_{13}^2 + \tau_{23}^2) \quad \text{Eq. III. 2.19}$$

Le critère d'amorçage est alors écrit à partir de ces contraintes interlaminaires positives :

$$\left(\frac{\sigma_{33}^+}{Z_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}^+}{S_{13CR}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}^+}{S_{23CR}} \right)^2 = 1 \quad \text{Eq. III. 2.20}$$

Notons que pour un chargement en cisaillement pur τ_{13} ce critère engendre des contraintes positives σ_{33}^+ et τ_{13}^+ . C'est pourquoi, afin de retrouver sous chargement de cisaillement pur les valeurs des résistances hors-plan, il est nécessaire d'utiliser les résistances S_{13CR} et S_{23CR} qui sont de la forme :

$$S_{13CR} = \frac{S_{13}}{2\sqrt{1-\left(\frac{S_{13}}{2Z_t}\right)^2}} ; S_{23CR} = \frac{S_{23}}{2\sqrt{1-\left(\frac{S_{23}}{2Z_t}\right)^2}} \quad \text{Eq. III. 2.21}$$

La Figure 47 illustre la comparaison entre le critère d'amorçage proposé par Charrier *et al.* [Charrier, J. S., 2010] et celui proposé dans ce chapitre. On remarque ainsi que le critère basé sur les contraintes positives entraîne l'amorçage du délaminage en traction/cisaillement pour des contraintes un peu plus faibles que celles obtenues par le critère de Charrier. De même, pour une sollicitation en compression/cisaillement, l'amorçage de la fissure apparaît pour des niveaux de contraintes un peu plus élevés. Malgré ces différences, les tendances restent identiques. Une validation complète de ce critère en compression/cisaillement reste dans tous les cas nécessaire [Charrier, J. S., 2011].

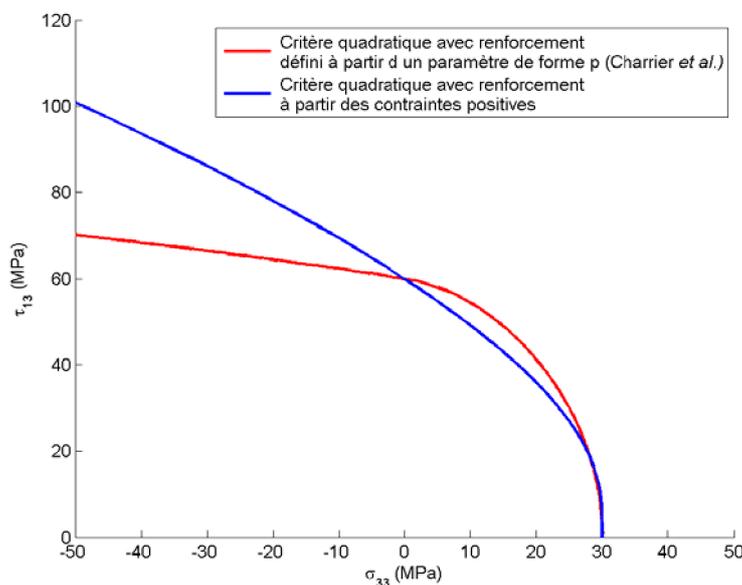


Figure 47. Comparaison du critère d'amorçage proposé par Charrier *et al.* [Charrier, J. S., 2010] et du critère d'amorçage proposé dans ce chapitre

2.3.2 Détermination du paramètre δ_0

La valeur de δ_0 correspond à la valeur du saut de déplacement critique à l'amorçage dans le plan (T, δ) (Figure 44). Pour un chargement mixte $(\sigma_{33}, \tau_{13}, \tau_{23})$, l'amorçage est ainsi vérifié pour une contrainte d'amorçage σ_C dans le plan (T, δ) qui peut s'écrire :

$$\begin{cases} \sigma_{33} = \cos \theta \sigma_C = K \cos \theta \delta_0 \\ \tau_{13} = \sin \theta \cos \omega \sigma_C = K \sin \theta \cos \omega \delta_0 \\ \tau_{23} = \sin \theta \sin \omega \sigma_C = K \sin \theta \sin \omega \delta_0 \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.22}$$

avec pour définition de la mixité de mode :

$$\begin{cases} \theta = \arccos\left(\frac{u_n}{\delta^*}\right) \\ \omega = \arctan\left(\frac{u_{t,2}}{u_{t,1}}\right) \\ \delta^* = \sqrt{u_n^2 + u_{t,1}^2 + u_{t,2}^2} \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.23}$$

Notons ici que la rigidité initiale K de l'interface est supposée la même dans toutes les directions. L'Eq. III. 2.19 devient alors :

$$\begin{cases} \lambda^+ = \frac{1}{2} K \left(\cos \theta + \sqrt{\cos^2 \theta + 4 \sin^2 \theta} \right) \delta_0 = \tilde{a} K \delta_0 \\ \Omega = (K \delta_0)^2 \left(\left(\frac{\cos \theta + \sqrt{\cos^2 \theta + 4 \sin^2 \theta}}{4} \right)^2 + \sin^2 \theta \right) = (\tilde{a}^2 + \sin^2 \theta) (K \delta_0)^2 \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.24}$$

avec $\tilde{a} = \frac{1}{2} \left(\cos \theta + \sqrt{\cos^2 \theta + 4 \sin^2 \theta} \right)$

On obtient en utilisant la définition des contraintes positives (Eq. III. 2.18) :

$$\begin{cases} \sigma_{33}^+ = \frac{\tilde{a}^3 K \delta_0}{(\tilde{a}^2 + \sin^2 \theta)} \\ \tau_{13}^+ = \frac{\tilde{a}^2 \sin \theta \cos \omega K \delta_0}{(\tilde{a}^2 + \sin^2 \theta)} \\ \tau_{23}^+ = \frac{\tilde{a}^2 \sin \theta \sin \omega K \delta_0}{(\tilde{a}^2 + \sin^2 \theta)} \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.25}$$

Enfin, δ_0 est déterminé en injectant les contraintes positives dans le critère d'amorçage (Eq. III. 2.20) :

$$\delta_0 = \frac{\delta_0^*}{\sqrt{(a_{33})^2 + (a_{13})^2 + (a_{23})^2}} \quad \text{Eq. III. 2.26}$$

avec les paramètres δ_0^* , a_{33} , a_{13} et a_{23} définis par :

$$\left\{ \begin{array}{l} a_{33} = \frac{\tilde{a}^3}{(\tilde{a}^2 + \sin^2 \theta)} \\ a_{13} = \left(\frac{\tilde{a}^2 \sin \theta \cos \omega}{(\tilde{a}^2 + \sin^2 \theta)} \right) \left(\frac{Z_t}{S_{13CR}} \right) \\ a_{23} = \left(\frac{\tilde{a}^2 \sin \theta \sin \omega}{(\tilde{a}^2 + \sin^2 \theta)} \right) \left(\frac{Z_t}{S_{23CR}} \right) \\ \delta_0^* = \frac{Z_t}{K} \end{array} \right. \quad \text{Eq. III. 2.27}$$

2.4 Propagation

La propagation du délaminage en mode mixte est régie par une loi de propagation. Deux lois sont fréquemment utilisées dans la littérature pour décrire la propagation du délaminage dans un stratifié carbone/époxy : la loi Power law (Eq. III. 2.28) et la loi de Benzeggagh (Eq. III. 2.29) :

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}} \right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}} \right)^\alpha + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}} \right)^\alpha = 1 \quad \text{Eq. III. 2.28}$$

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^\alpha \quad \text{Eq. III. 2.29}$$

En prenant en compte la mixité de mode décrite par l'Eq. III. 2.23 et l'expression du taux de restitution d'énergie (Eq. III. 2.10), ces deux critères peuvent s'exprimer de la manière suivante :

$$G_C = \left(\left(\frac{\cos^2 \theta}{G_{IC}} \right)^\alpha + \left(\frac{\sin^2 \theta \cos^2 \omega}{G_{IIC}} \right)^\alpha + \left(\frac{\sin^2 \theta \sin^2 \omega}{G_{IIIC}} \right)^\alpha \right)^{\frac{-1}{\alpha}} \quad \text{Eq. III. 2.30}$$

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) (\sin^2 \theta)^\alpha \quad \text{Eq. III. 2.31}$$

Notons que ces critères sont valables pour des chargements en traction/cisaillement. Pour les chargements en compression/cisaillement, trois options sont possibles. La première (option 1), classiquement utilisée, consiste à définir G_C comme étant égale à la ténacité en mode de cisaillement pur :

$$G_C = G_{IIC} \quad \text{Eq. III. 2.32}$$

La deuxième option (option 2), consiste à définir un paramètre γ_C adimensionnel permettant d'augmenter la ténacité en fonction du niveau de compression :

$$G_C = G_{IIC}(1 - \gamma_C \cos \theta) \quad \text{Eq. III. 2.33}$$

Cette option nécessite néanmoins de pouvoir identifier le paramètre γ_C et il n'existe pas à notre connaissance d'essai permettant de caractériser la propagation du délaminage en compression/cisaillement. Enfin, la dernière option (option 3) consiste quant à elle à calculer la ténacité G_C avec le saut de déplacement critique δ_f obtenu lors d'un cisaillement pur :

$$G_C = f(\delta_0, \delta_{f, \text{mod } eII}) \quad \text{Eq. III. 2.34}$$

La ténacité augmente alors avec l'augmentation de la contrainte critique. Les Figure 48 et Figure 49 illustrent l'évolution de la loi d'interface pour les deux premières options, tandis que la Figure 50 présente l'évolution de la ténacité G_C en fonction de l'option utilisée.

Remarque : Dans la suite de ces travaux, par manque de données concernant l'évolution de la ténacité sous un chargement en compression/cisaillement, l'option 1 sera utilisée ($G_C = G_{IIC}$) car elle est la plus conservative.

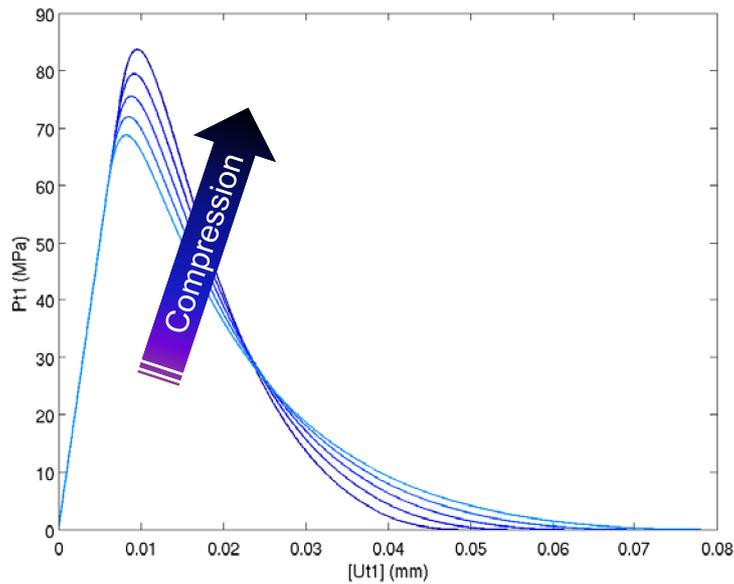


Figure 48. Évolution de la loi d'interface (selon l'Eq. III. 2.32) en fonction du niveau de compression lors d'un chargement en compression/cisaillement

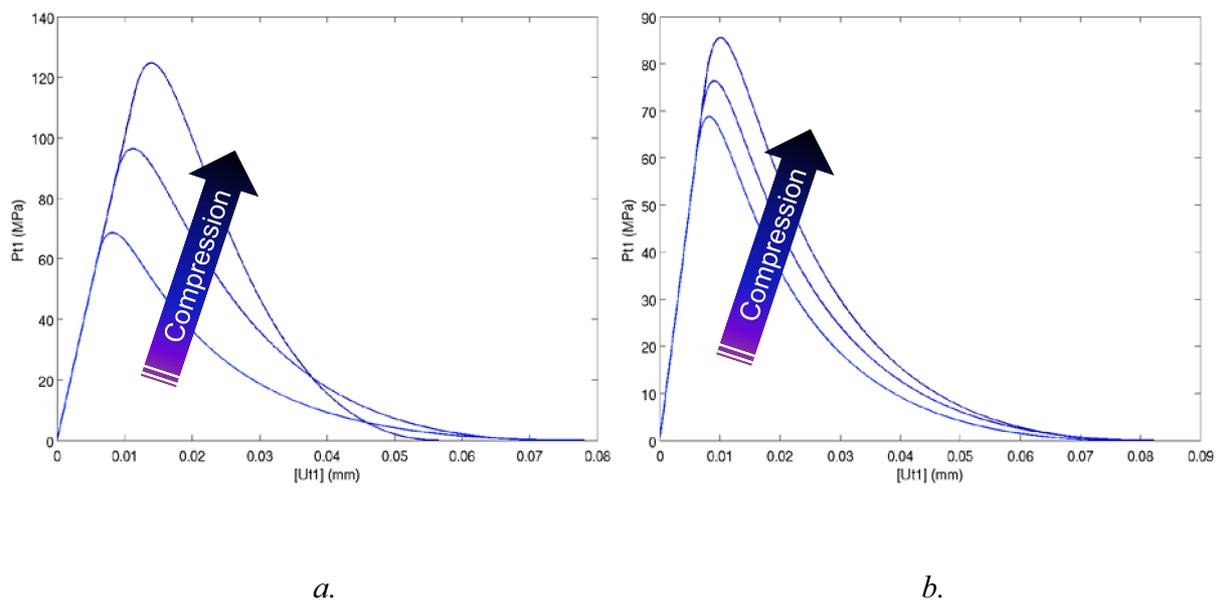


Figure 49. Évolution de la loi d'interface en fonction du niveau de compression lors d'un chargement en compression/cisaillement hors-plan (a.) à partir de l'Eq. III. 2.33 (avec $\gamma_C=2.0$) et (b.) à partir de l'Eq. III. 2.34

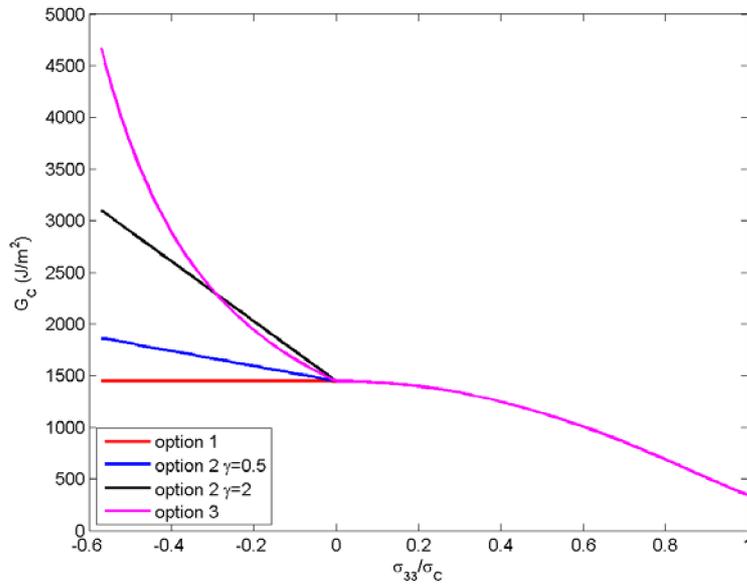


Figure 50. Évolution de G_C en fonction de l'option choisie pour décrire la ténacité en fonction du niveau de chargement en compression

C'est à partir de ces lois que le saut de déplacement relatif critique δ_f est déterminé. En effet, ce paramètre est défini à partir de l'Eq. III. 2.11 en remplaçant la valeur de G_C par la valeur déterminée par le critère de propagation pour une mixité donnée. Cependant, cette fonction ne permet pas d'obtenir δ_f par une relation simple. C'est pourquoi une résolution par un algorithme de Newton-Raphson est effectuée pour résoudre l'équation :

$$G_C - \frac{2K\delta_0^2}{(1-b)^4}(a_0 + a_1 + a_2 + a_3) = 0 \quad \text{Eq. III. 2.35}$$

avec :

$$\begin{cases} a_0 = -3(1-b) \\ a_1 = \frac{1}{2}(1-b^2) \\ a_2 = (b^2 - 2(1+b))\ln(b) \\ a_3 = (2-b)(b-1) \\ b = \frac{\delta_0}{\delta_f} \end{cases} \quad \text{Eq. III. 2.36}$$

Remarque : L'objectif du modèle étant la description du délaminage sous des sollicitations quasi-statiques dans un code implicite, l'écriture analytique de la matrice tangente est

indispensable. Celle-ci est donnée en annexe pour ne pas alourdir le corps du texte (Annexe B).

3 Application du modèle de zone cohésive continu sur des essais issus de la mécanique de la rupture

3.1 Modélisation de l'essai DCB

Pour évaluer l'apport de la forme continue du modèle, la modélisation 2D d'un essai DCB a été mise en place avec trois modèles de zone cohésive différents : le modèle bilinéaire, le modèle linéaire/polynômial [Pinho, S. T., 2006] et le modèle proposé dans ce travail. Les dimensions de la plaque et les conditions aux limites de l'essai sont représentées sur la Figure 51.



Figure 51. Représentation schématique des dimensions de l'éprouvette DCB et des conditions aux limites imposées

Pour cette modélisation, le comportement du stratifié est présenté dans le Tableau 6 tandis que le comportement de l'interface est résumé dans le Tableau 7. Notons que la valeur de la raideur initiale a été imposée à 10^5 N.mm^{-3} pour le modèle bilinéaire et linéaire/polynômial tandis qu'une étude sur la valeur de la raideur K a été effectuée sur le modèle continu ($K = 10^5, 5.10^4, 10^4, 5.10^3 \text{ N.mm}^{-3}$).

Module d'Young longitudinal E_l (GPa)	Module d'Young transverse E_t (GPa)	Module de cisaillement G_{lt} (GPa)	Coefficient de Poisson ν_{lt}	Coefficient de Poisson ν_{tt}
--	--	--	--------------------------------------	--------------------------------------

120.0	10.5	5.25	0.3	0.5
-------	------	------	-----	-----

Tableau 6. Valeurs des propriétés mécaniques du pli UD

Ténacité en mode I G_{IC} (J/m ²)	Ténacité en mode II G_{IIC} (J/m ²)	Résistance hors-plan en mode I Z_t (MPa)	Résistance hors-plan en mode II S_{13} (MPa)	Facteur puissance du critère de Benzeggagh α
350	1450	30	60	1.148

Tableau 7. Valeurs des propriétés de l'interface

Pour une raideur initiale comprise entre $5 \cdot 10^3$ et $5 \cdot 10^4$ N.mm⁻³ pour le modèle continu, la comparaison des courbes *force/déplacement* et *longueur de fissure/déplacement* montrent une description similaire de la propagation du délaminage quel que soit le modèle utilisé (Figure 52). En revanche, pour une raideur supérieure à 10^5 N.mm⁻³, la description de la propagation de la fissure par le modèle de zone cohésive développé est incorrecte. En effet, la propagation du délaminage s'effectue pour une énergie apparente plus faible que celle imposée au calcul. Ce phénomène apparaît en réalité lorsque le rapport δ_0/δ_f est inférieur à 10^{-4} . On retrouve donc le problème soulevé avec le modèle bilinéaire dans le chapitre 2.

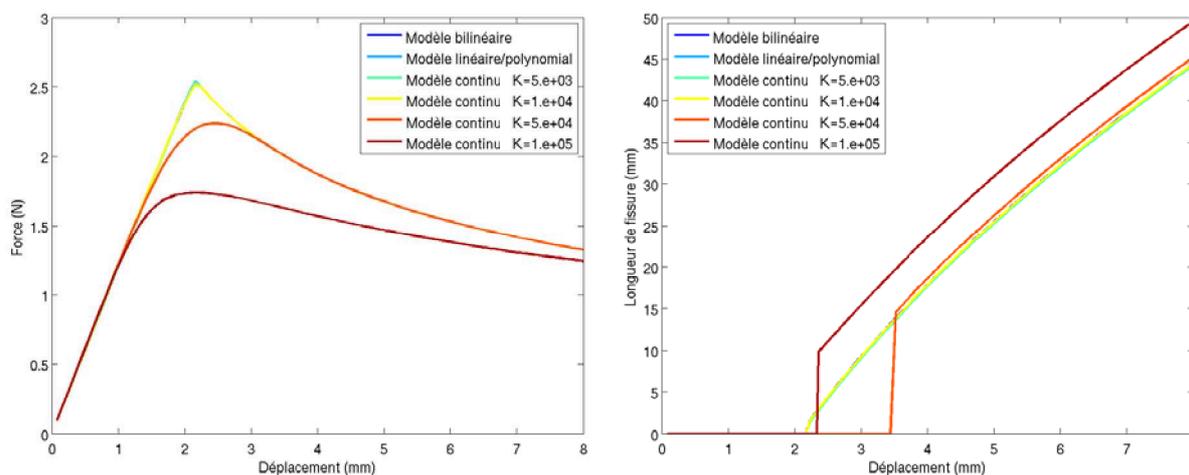


Figure 52. Comparaison du modèle de zone cohésive bilinéaire, linéaire/polynômial et continu à partir d'un essai DCB

À partir de cette valeur critique du rapport δ_0/δ_f , il est possible de définir une valeur maximale K^{max} de la raideur interfaciale. En effet, en insérant l'Eq. III. 2.26 dans l'Eq. III. 2.10, on obtient :

$$K^{max} = \frac{2(a_0 + a_1 + a_2 + a_3)}{G_C \left(\left(\frac{a_{33}}{Z_t} \right)^2 + \left(\frac{a_{13}}{S_{13CR}} \right)^2 + \left(\frac{a_{23}}{S_{23CR}} \right)^2 \right) (1-b)^4}$$

$$\begin{cases} a_0 = -3(1-b) \\ a_1 = \frac{1}{2}(1-b^2) \\ a_2 = (b^2 - 2(1+b))\ln(b) \\ a_3 = (2-b)(b-1) \\ b = \frac{\delta_0}{\delta_f} = 10^{-4} \end{cases} \quad \text{Eq. III. 3.1}$$

La Figure 53 illustre la valeur de cette raideur maximale en fonction de la mixité de mode pour différents couples (Z_t, S_{I3}) pour les paramètres de propagation proposés dans le Tableau 7.

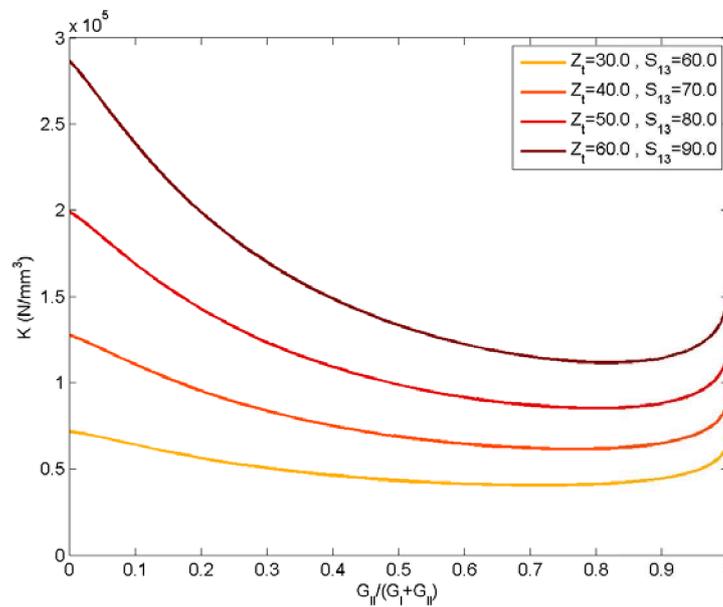


Figure 53. Évolution de la raideur maximale K^{max} en fonction de la mixité de mode pour différents couples de résistances

Dans l'objectif de connaître l'apport du modèle en termes de temps de calcul, l'essai DCB a été modélisé avec les différents types de modèle avec une raideur K de 10^5 N.mm^{-3} , une ténacité de 350 J/m^2 et une résistance de 60 MPa . La comparaison des résultats obtenus avec une taille de maille de $0,01 \text{ mm}$ (Tableau 8) semble montrer, sur ce cas simple, que le modèle proposé n'apporte aucun avantage en termes de temps de calcul.

Modèle	Bilinéaire	Linéaire/Polynômial	Continu
Nombre d'incrément	814	800	800
Nombre d'itérations	3481	3447	3991

Tableau 8. Comparaison du nombre d'incrément et du nombre d'itérations avec différents modèles de zone cohésive pour un essai DCB (8mm d'ouverture) avec une taille de maille de 0,01 mm

Toutefois, comme le montre la Figure 54, la longueur de la process zone obtenue avec le modèle continu est plus grande que celles définies avec les autres modèles. Cet aspect est directement lié à la forme du modèle qui, pour une ténacité donnée (de l'ordre des valeurs identifiées avec la famille des composites carbone/époxy), impose un saut de déplacement critique δ_f plus élevé qu'avec les autres modèles. Notons également que la longueur de la process zone est indépendante de la taille de maille utilisée. Toutefois, comme le paragraphe 2.3 du chapitre 2 l'indique, un nombre minimum d'éléments N_e dans la process zone est nécessaire pour obtenir une modélisation convergée par les modèles de zone cohésive. Grâce à la longueur plus grande de la process zone obtenue par le modèle continu, il devient possible d'utiliser des tailles de maille plus grandes tout en respectant les contraintes imposées sur le nombre d'éléments N_e .

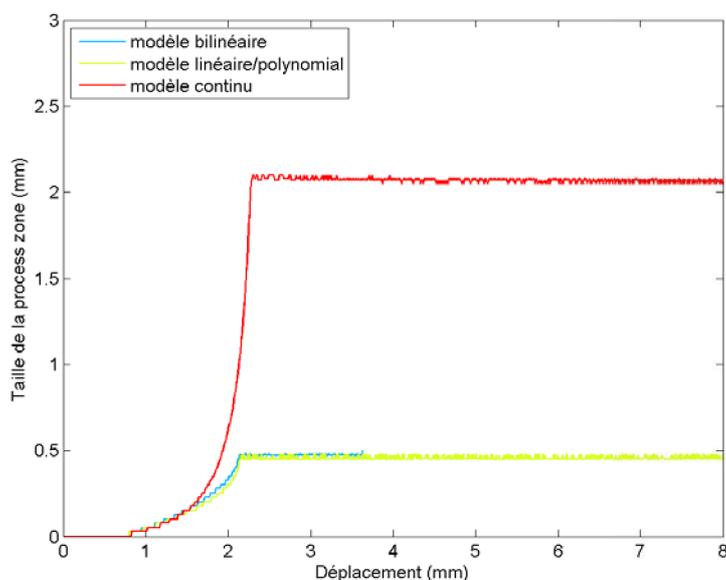


Figure 54. Comparaison de la longueur de la process zone en fonction du modèle de zone cohésive

Ainsi une étude de convergence au maillage a permis de démontrer que le modèle continu admet l'utilisation d'une taille de maille de 0.03 mm tout en assurant la convergence du calcul et un nombre d'incrémentés équivalents au cas précédent. Cette taille de maille ne permet pas la convergence du calcul avec les autres types de modèle de zone cohésive (Tableau 9). Notons également que le modèle continu permet l'utilisation d'une taille de maille encore plus grande. Toutefois, le nombre d'incrémentés est alors plus important du fait de la présence de sauts de solution. On retiendra cependant, pour des études de cas structuraux, que le modèle continu permet l'utilisation d'une taille de maille plus grande que les autres modèles de zone cohésive. Cette taille de maille nécessitera cependant l'utilisation d'un algorithme dynamique afin de pallier la présence de sauts de solution.

Taille de maille (mm)	Nombre d'incrémentés	Nombre d'itérations
0.03	800	3968
0.1	1505	12070

Tableau 9. Nombre d'incrémentés et nombre d'itérations obtenus pour deux tailles de maille avec le modèle de zone cohésive continu assurant la convergence du calcul d'un essai DCB (8mm d'ouverture)

3.2 Modélisation de l'essai MMB

Bien que la contrainte interlaminaire soit un paramètre indépendant de la ténacité de l'interface, une étude effectuée par Turon *et al.* [Turon, A., 2010] a permis de démontrer, qu'avec la formulation actuelle des modèles de zone cohésive bilinéaires, les contraintes interlaminaires des modes purs de rupture ont une influence sur la propagation du délaminage en mode mixte. En effet, à partir de plusieurs modélisations de l'essai MMB (mixité égale à 20%, 50% et 80%) et pour différentes combinaisons de contraintes interlaminaires, les courbes *force/déplacement* se différencient l'une de l'autre.

Cette observation a été vérifiée à partir d'une modélisation de l'essai MMB (Figure 20 du chapitre 1) en 2D à déplacement imposé, pour différentes mixités de mode. Afin de ne pas modéliser le montage spécifique de l'essai nécessitant la prise en compte du contact entre l'éprouvette et le bras de levier, le déplacement imposé est recalculé à partir des formules proposées dans [Camanho, P. P., 2003]. Ce déplacement est dépendant de la longueur c du bras de levier permettant d'étudier la propagation du délaminage sous différentes mixités de mode.

Pour la modélisation de cet essai, une éprouvette d'une longueur de 150 mm avec une épaisseur de bras de 1.55 mm est utilisée. Une pré-fissure de 35 mm est présente dans le stratifié avant l'application du chargement. Pour finir, le comportement du stratifié est présenté dans le Tableau 10 tandis que le comportement de l'interface est résumé dans le Tableau 11.

Module d'Young longitudinal E_l (GPa)	Module d'Young transverse E_t (GPa)	Module de cisaillement G_{lt} (GPa)	Coefficient de Poisson ν_{lt}	Coefficient de Poisson ν_{tt}
120.0	10.5	5.25	0.3	0.5

Tableau 10. Valeurs des propriétés mécaniques du pli UD

Ténacité en mode I G_{IC} (J/m ²)	Ténacité en mode II G_{IIC} (J/m ²)	Résistance hors-plan en mode I Z_t (MPa)	Résistance hors-plan en mode II S_{13} (MPa)	Facteur puissance du critère de Benzeggagh α
260	1002	30	30, 60, 90	2.0

Tableau 11. Valeurs des propriétés de l'interface

Les résultats, présentés sur la Figure 55 pour une mixité de mode de 20%, mettent clairement en évidence le problème soulevé par Turon *et al.* [Turon, A., 2007] de l'influence des valeurs des contraintes interlaminaires sur la propagation du délaminage.

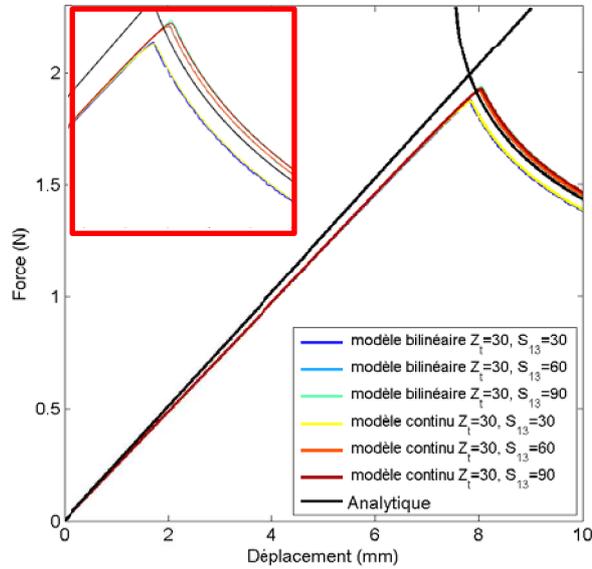


Figure 55. Évolution de la force en fonction du déplacement au cours d'un essai MMB pour différentes valeurs des contraintes interlaminaires

L'explication proposée par ces mêmes auteurs réside dans la formulation de la dérivée de la variable d'endommagement d qui correspond au rapport du taux de restitution d'énergie dépensé G_d sur le taux de restitution d'énergie critique G_C :

$$d = \frac{G_d}{G_C} = \frac{G_C - \frac{1}{2}K[u](1-\lambda)\delta_f}{G_C} \quad \text{Eq. III. 3.2}$$

où $[u]$ est le saut de déplacement, λ la variable d'endommagement locale incrémentale de l'interface, K la raideur initiale et δ_f le saut de déplacement critique pour lequel l'interface est rompue. La variable d'endommagement d est dépendante de la variable d'endommagement λ et de la mixité de mode B de la sollicitation (avec $B=G_{II}/(G_I+G_{II})$). On obtient donc :

$$\dot{d} = \frac{\partial d}{\partial \lambda} \dot{\lambda} + \frac{\partial d}{\partial B} \dot{B} \quad \text{Eq. III. 3.3}$$

Notons ici que compte-tenu de la définition de la mixité de mode donnée dans ce chapitre, la mixité de mode B est égale à $\sin^2\theta$. Turon *et al.* [Turon, A., 2010] ont démontré

que pour s'assurer que la dérivée temporelle \dot{d} soit toujours positive, il est nécessaire d'imposer que le membre associé à \dot{B} soit nul (car la dérivée temporelle \dot{B} n'est pas strictement positive). Ainsi, on obtient :

$$\frac{\partial d}{\partial B} = 0 \quad \text{Eq. III. 3.4}$$

En résolvant l'Eq. III. 3.4, et en utilisant une nouvelle formulation du critère d'amorçage, proposée dans [Turon, A., 2010], de la forme :

$$(\sigma_C)^2 = (Z_t)^2 + \left((S_{13})^2 - (Z_t)^2 \right) B^\eta \quad \text{Eq. III. 3.5}$$

on obtient, pour assurer une propagation du délaminage indépendante des valeurs des contraintes d'amorçage, la condition suivante :

$$S_{13} = Z_t \sqrt{\frac{G_{IIC}}{G_{IC}}} \quad \text{Eq. III. 3.6}$$

Cette condition est une solution acceptable et efficace lorsque la description de la propagation du délaminage est privilégiée au détriment de celle de l'amorçage. En effet, pour obtenir cette solution, il est nécessaire (i) de modifier la forme du critère d'amorçage et (ii) d'utiliser des résistances ne respectant pas nécessairement celles mesurées lors de l'identification. Notons également que l'Eq. III. 3.6 a été obtenue facilement à partir d'un modèle bilinéaire. La même procédure appliquée sur le modèle développé n'a pas permis d'obtenir une formulation simplifiée dans le cadre de cette thèse. Nous admettons donc dans la suite de ce travail que la description de la propagation du délaminage peut être erronée au même titre qu'un modèle n'utilisant pas la relation de l'Eq. III. 3.6. Il est évident qu'une perspective à court terme de ce travail sera de trouver une solution adaptée au modèle développé pour réduire ou supprimer l'influence des résistances interlaminaires sur la description de la propagation du délaminage.

4 Conclusion

De nombreux modèles de zone cohésive existent dans la littérature afin de modéliser l'amorçage et la propagation du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy. Cependant, l'étude bibliographique (chapitre 1) a permis de montrer que certains ingrédients ne sont pas encore pris en compte. C'est pourquoi un nouveau modèle de zone cohésive a été proposé dans ce chapitre. Ce dernier s'appuie (i) sur un critère d'amorçage en contraintes positives permettant de prendre en compte le renforcement de la tenue de l'interface lors d'un chargement en compression/cisaillement, (ii) un critère de propagation adapté et (iii) une

forme continue avec une partie élastique linéaire (jusqu'à atteindre la contrainte d'amorçage). L'étude du comportement du modèle a permis de montrer l'intérêt de ce dernier.

Dans le but de valider l'implantation du modèle et de mettre en avant ses apports numériques, un essai DCB et un essai MMB ont été modélisés. Dans un premier temps, l'essai DCB a permis de mettre en évidence la qualité du modèle pour décrire la propagation du délaminage mais également la présence d'un problème numérique lié au rapport δ_0/δ_f , rencontré également dans le chapitre 2 avec un modèle bilinéaire. La valeur critique de ce rapport peut être utilisée afin de déterminer, pour des propriétés interfaciales données, la valeur maximale de la raideur initiale de l'interface K . Dans un second temps, l'apport numérique du modèle proposé dans ce chapitre a été évalué à partir d'un essai MMB. De plus, comme dans [Turon, A., 2010], l'influence des contraintes interlaminaires sur la propagation du délaminage a été détectée. Des solutions existent dans la littérature pour annuler cet effet pour le modèle bilinéaire. Ces dernières n'ont pas pu être appliquées sur le modèle développé. Une perspective de ce travail réside donc dans la mise en place d'une solution adaptée au modèle continu.

Ces premières études ont permis d'évaluer la qualité du modèle proposé mais également d'estimer un premier domaine de validité. Il est donc possible d'utiliser ce modèle dans un calcul de structure afin d'étudier le délaminage dans une structure complexe. Néanmoins, pour pouvoir décrire précisément le délaminage dans un composite carbone/époxy, il est nécessaire d'identifier le critère d'amorçage et le critère de propagation. Le chapitre 4 se focalise donc sur le développement d'une procédure d'identification des propriétés de l'interface.

Chapitre 4

Proposition d'une procédure d'identification du modèle de zone cohésive

Le chapitre 3 a permis de proposer un modèle de zone cohésive remplissant le cahier des charges défini dans le chapitre 2. L'utilisation d'un tel modèle passe par l'étape essentielle de l'identification du critère d'amorçage et du critère de propagation pour décrire l'apparition et la progression du délaminage. Cependant, la procédure classique, ne serait-ce que pour l'identification du critère de propagation, reste longue et coûteuse car elle fait appel à de nombreux essais. De plus, celle-ci est difficilement applicable à des interfaces $0^\circ/\theta^\circ$.

Aussi, l'objectif de ce chapitre est de proposer une nouvelle procédure d'identification qui soit robuste et efficace. Cette dernière s'appuie sur un essai de traction sur plaque rainurée permettant de décrire l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode. Cet essai a pu mettre en évidence les lacunes des lois de propagation retenues dans le chapitre 2. Aussi, une nouvelle loi, plus apte à décrire les résultats expérimentaux obtenus, a été proposée. L'apport de cette dernière a été démontré sur plusieurs types de matériau carbone/époxy.

1 Introduction

Dans le chapitre précédent, un nouveau modèle de zone cohésive a été proposé afin de permettre une description de l'amorçage et de la propagation du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy lors d'un calcul de structure. L'amorçage est piloté par un critère en contrainte décrivant un renforcement de la tenue mécanique en compression/cisaillement comme cela a été montré dans [Charrier, J. S., 2010]. Une procédure semi-numérique a été utilisée afin de permettre l'utilisation d'un critère de propagation quelconque. Dans un premier temps, le critère de Benzeggagh et le critère Power law, qui sont le plus souvent rencontrés dans la littérature, ont été choisis. Afin de prédire et de décrire le délaminage, il est donc nécessaire d'identifier le critère d'amorçage et le critère de propagation.

Dans la première partie de ce chapitre, un rappel sur la procédure d'identification du critère d'amorçage est effectué. Cette procédure, proposée notamment dans la thèse de Charrier [Charrier, J. S., 2011], est complète et efficace. Aussi, le travail de cette thèse s'est focalisé sur l'identification du critère de propagation.

Comme le chapitre bibliographique (chapitre 1) a permis de le montrer, le critère de propagation s'identifie classiquement à l'aide de plusieurs essais comme notamment : *(i)* l'essai DCB pour le mode I, *(ii)* l'essai ENF pour le mode II et *(iii)* l'essai MMB pour les modes mixtes I/II. L'application de ces essais pour l'identification de la ténacité des interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ représente toutefois certains inconvénients comme la présence d'endommagement intralaminare, la bifurcation du délaminage entre deux interfaces ou encore la présence de comportements non-linéaires (voir chapitre 1 paragraphe 1.2.5). Dans tous les cas, la procédure d'identification reste longue et coûteuse puisque de nombreux essais sont nécessaires pour avoir une bonne description du critère de propagation. Enfin, l'identification du critère de propagation est difficile compte tenu de la dispersion liée *(i)* à la nature des essais classiquement utilisés et *(ii)* à l'étude d'autant d'essais que de mixités de mode étudiées. Notons également que, comme nous l'avons vu dans le chapitre 1, le mode III et les modes mixtes impliquant ce mode de rupture ne sont que très rarement caractérisés. Aussi la ténacité du mode III est souvent considérée comme identique à celle du mode II.

Afin de réduire ces limitations, un nouvel essai de caractérisation de la propagation du délaminage est présenté dans ce chapitre. La méthode d'exploitation de cet essai est décrite puis appliquée pour identifier la ténacité d'une interface $0^\circ/90^\circ$ et d'une interface $0^\circ/45^\circ$. L'identification du critère de propagation par ce nouvel essai est également traitée. Les résultats obtenus sont comparés de manière critique à ceux de la littérature.

2 Identification du critère d'amorçage

Comme l'étude bibliographique a permis de le montrer, le critère de rupture le plus approprié pour décrire l'amorçage du délaminage dans les stratifiés carbone/époxy est le critère proposé par Charrier *et al.* [Charrier, J. S., 2010] qui décrit le renforcement de la tenue de l'interface lorsqu'elle est soumise à une sollicitation en compression/cisaillement. Afin d'identifier ce critère, une procédure expérimentale a été proposée par Charrier. Elle repose sur (i) un essai de flexion quatre points sur cornière pour identifier la résistance en traction Z_t , (ii) un essai ILSS pour déterminer la valeur des résistances en cisaillement S_{13} et S_{23} et (iii) un essai de compression hors-plan pour identifier la valeur de la résistance hors-plan Z_C . Le paramètre de couplage traction (ou compression)/cisaillement est déterminé à partir de la valeur de Z_C (voir chapitre 1). Dans la suite, seule la partie en rupture par délaminage nous intéresse. Des essais de pliage et de dépliage de cornière peuvent être utilisés pour valider la pertinence de critère sous chargement multiaxial. La Figure 56 résume l'ensemble de la procédure d'identification.

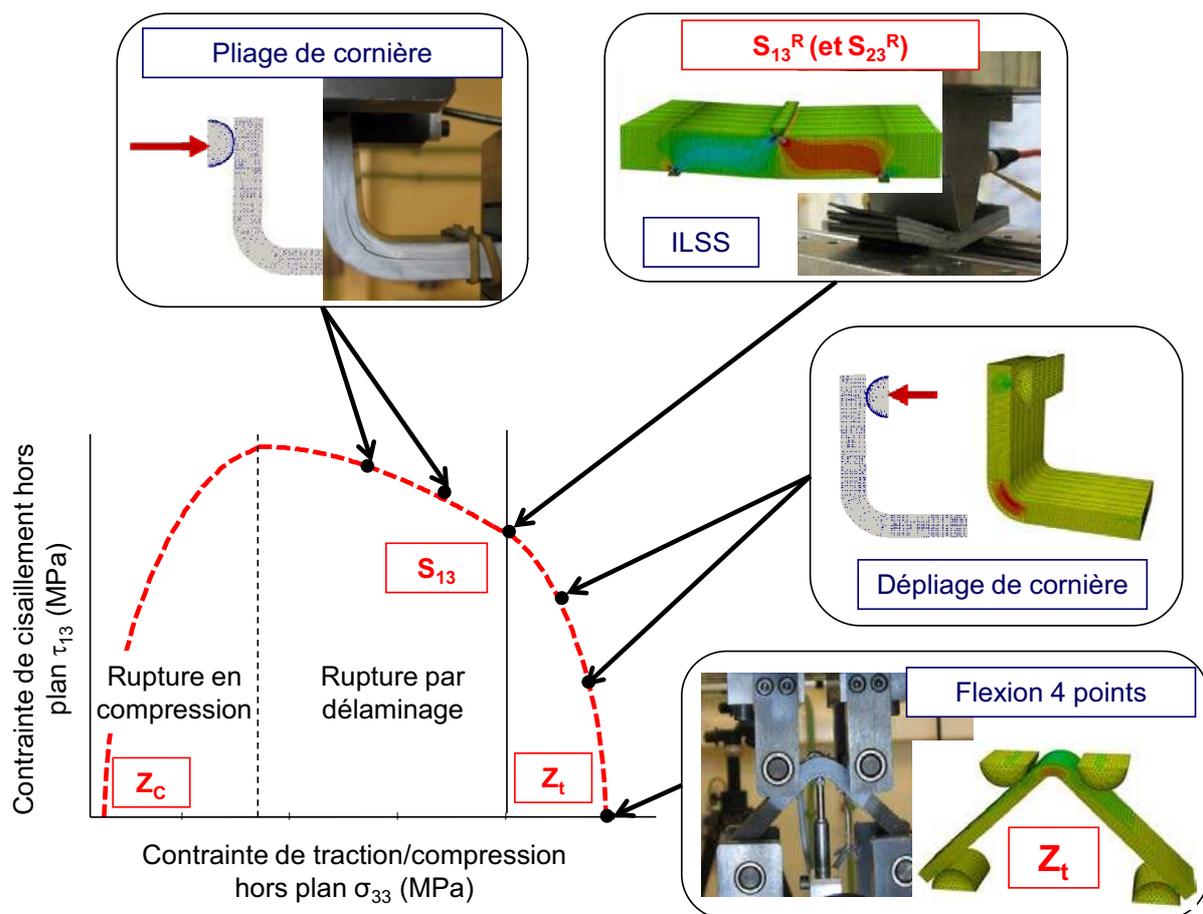


Figure 56. Procédure d'identification du critère d'amorçage

3 Identification du critère de propagation

Dans le but d'identifier le critère de propagation adapté à une interface $0^\circ/\theta^\circ$ d'un stratifié carbone/époxy, une procédure d'identification est développée pour analyser les résultats obtenus à l'aide de l'essai de traction sur plaque rainurée initialement proposé par [Huchette, C., 2008].

3.1 Proposition d'un nouvel essai : l'essai de traction sur plaque rainurée

3.1.1 Principe de l'essai

L'essai de traction sur plaque rainurée est un essai de traction sur un stratifié dont les plis supérieurs ont été rainurés par un trait de scie, sur toute la largeur de la plaque. L'originalité de cet essai réside dans la création naturelle du délaminage à une interface $0^\circ/\theta^\circ$, contrairement aux essais classiques issus de la mécanique de la rupture qui nécessitent un insert de téflon pour créer une pré-fissure. En effet, à partir de la rainure, l'essai de traction sur la plaque permet la création d'une fissure transverse à travers les plis désorientés du stratifié. Lorsque la fissure atteint l'interface $0^\circ/\theta^\circ$, le délaminage apparaît en pointe de fissure transverse, puis se propage à l'interface de part et d'autre de la fissure transverse. Cet essai a initialement été développé afin d'étudier l'influence de l'endommagement intralaminare sur la propagation du délaminage. Il a ensuite été utilisé par Hautier [Hautier, M., 2010] afin de comparer la tenue de l'interface avant et après réparation. Le but des travaux développés ici est de proposer une méthode d'analyse afin d'identifier la ténacité interfaciale sous un chargement multiaxial. La Figure 57 résume le principe de l'essai de traction sur plaque rainurée tandis que l'observation au microscope de la rainure, de la fissure transverse et du délaminage sur un stratifié $[0_2/90_2]_S$ de carbone/époxy T700GC/M21 est présentée sur la Figure 58.

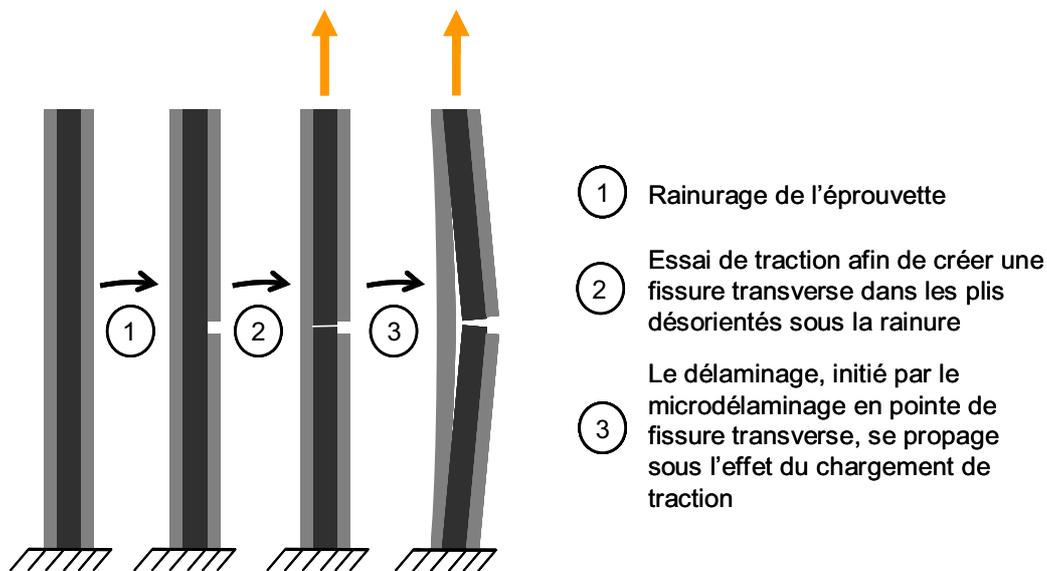


Figure 57. Principe de l'essai de traction sur plaque rainurée

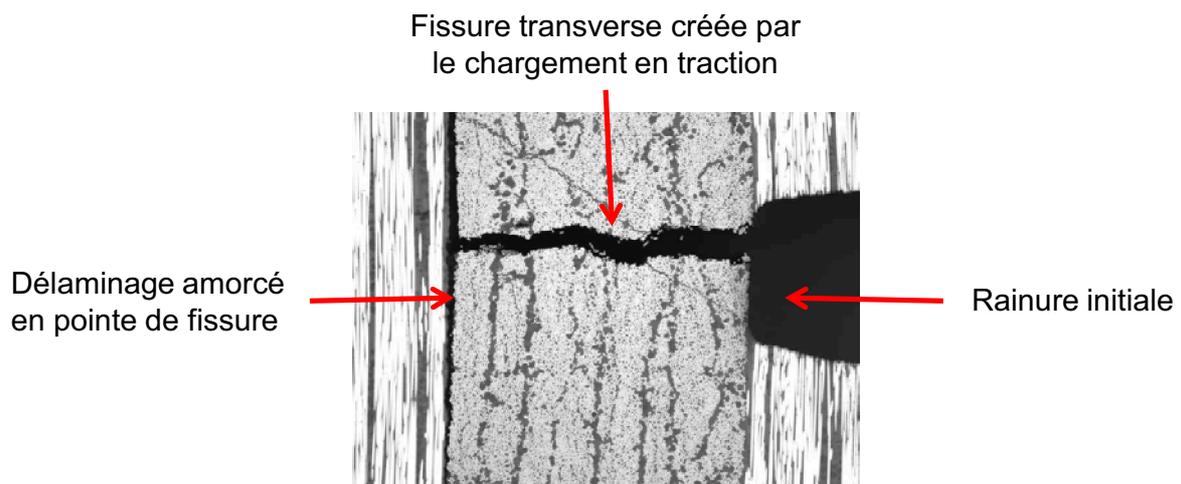


Figure 58. Observation sur une éprouvette $[0_2/90_2]_S$ de T700GC/M21 de la rainure des plis supérieurs, de la fissure transverse à traverses les plis désorientés et du délaminage à l'interface $0^\circ/90^\circ$

3.1.2 Dispositif expérimental

L'essai de traction sur plaque rainurée est effectué grâce à une machine électromécanique à déplacement imposé. Une tête de microscope optique est associée à une caméra numérique afin d'observer le chant préalablement poli de l'éprouvette à l'échelle mésoscopique (échelle du pli) mais également à l'échelle microscopique (échelle de la fibre et de la matrice). Le dispositif microscope/caméra est relié à des tables de déplacement micrométrique pour suivre la propagation du délaminage le long de l'éprouvette à chaque

plateau de déplacement. Ce dispositif, illustré sur la Figure 59, est plus largement décrit dans [Huchette, C., 2005].

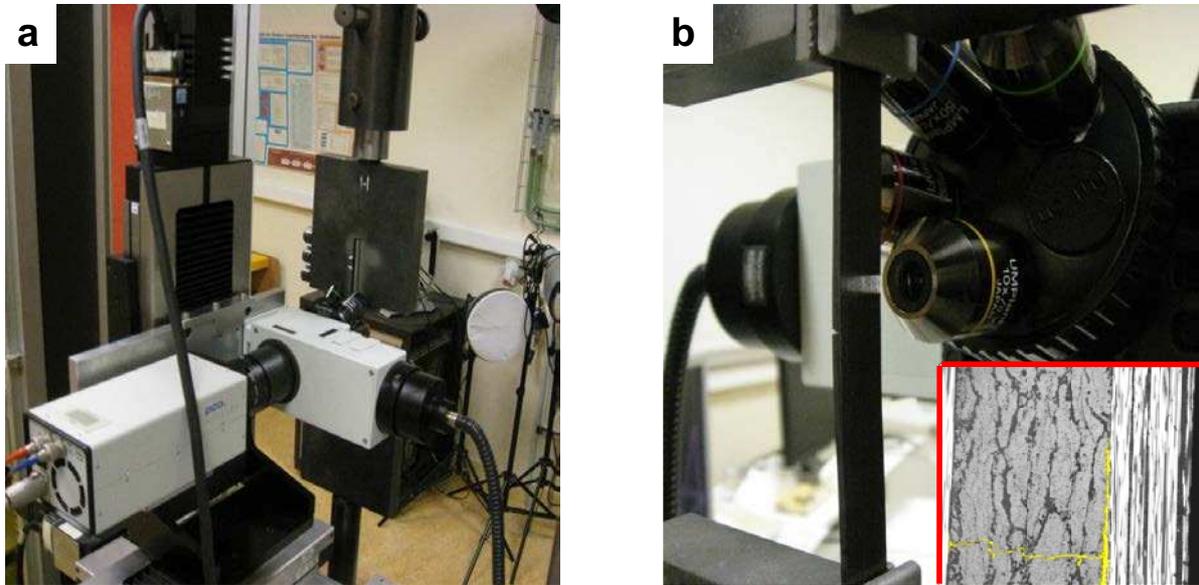


Figure 59. (a) Présentation du dispositif expérimental et (b) de l'observation du délaminage sur le chant poli de l'éprouvette

3.1.3 Procédure expérimentale

L'essai de traction sur plaque rainurée est un essai récent. L'exploitation de cet essai pour étudier la propagation du délaminage a nécessité la mise en place d'une procédure expérimentale spécifique réalisée conjointement avec Hautier [Hautier, M., 2010].

L'étude du délaminage lors de cet essai nécessite tout d'abord d'effectuer une rainure dans les plis supérieurs du stratifié. Une pré-charge permet ensuite la création et la propagation d'une fissure transverse sous la rainure dans les plis désorientés jusqu'à ce que cette dernière atteigne l'interface $0^\circ/\theta^\circ$ (Figure 60). Un microdélaminage peut apparaître en pointe de fissure transverse. Néanmoins, la longueur de ce microdélaminage est négligeable et n'a aucune influence sur l'étude du délaminage.

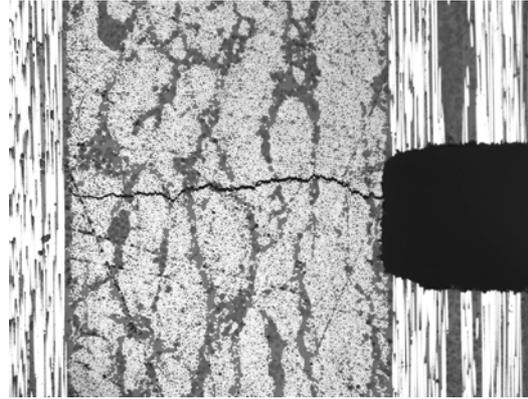


Figure 60. Observation de la fissure transverse créée par la pré-charge en traction sur un stratifié $[0_2/90_2]_S$ de carbone/époxy T700GC/M21

Lorsque la fissure transverse a atteint l'interface souhaitée, l'éprouvette est déchargée afin de réaliser l'essai de traction sur plaque rainurée à partir d'un déplacement et d'une charge nulle, ce qui correspond à rattraper les jeux mécaniques liés au montage. Ainsi, cette première charge/décharge permet de s'assurer que la profondeur de la rainure n'aura aucune influence sur la comparaison des différents essais. Cette étape correspond au point de départ du second chargement pour l'étude de la propagation du délaminage (Figure 61).

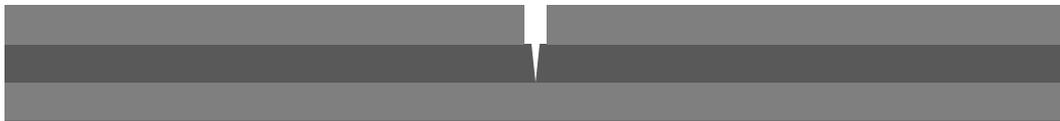


Figure 61. Configuration de l'éprouvette avant le second chargement

L'essai de traction sur plaque rainurée est effectué à chargement imposé de déplacement à une vitesse de 0,01 mm/min pour permettre l'observation de la propagation de la fissure le long de l'éprouvette. Des plateaux de déplacement sont imposés tous les 0,04 mm de déplacement traverse afin de photographier régulièrement l'évolution de la propagation. En effet, à chaque plateau de déplacement, le dispositif de tables micrométriques permet au microscope digital de balayer l'ensemble du chant poli de l'éprouvette afin d'enregistrer la longueur de la fissure. Ces données permettent de décrire la propagation du délaminage en post-traitement. Il est important de noter que la détermination du front de fissure est facilitée par l'observation de la plaque sous charge puisque la fissure est alors ouverte. Néanmoins, comme l'indique Hautier [Hautier, M., 2010], la détermination de la longueur de fissure reste difficile. En effet, la présence des nodules thermoplastiques dans la matrice représente un obstacle quant à la détermination du front de fissure. La Figure 62 illustre la difficulté de

définir le front de fissure en comparant une photographie de cette dernière sans, puis avec, un traitement de l'image permettant de colorer la fissure en jaune.

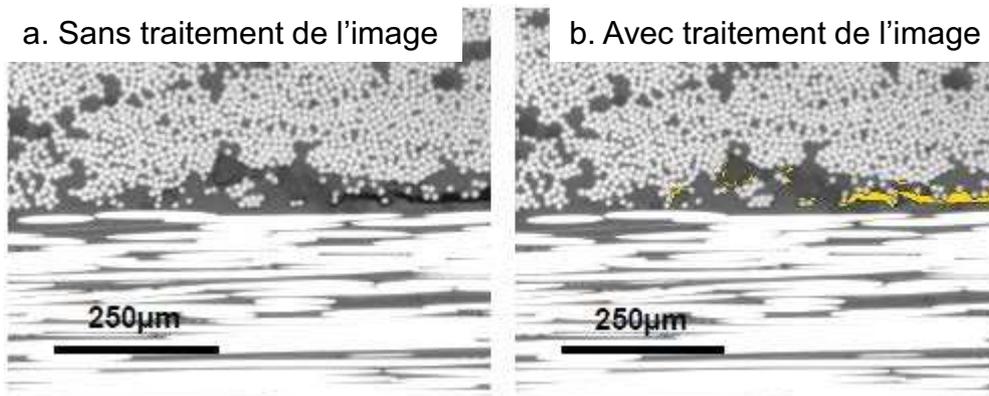


Figure 62. Exemple de difficulté de détermination du front de la fissure de par la présence de décohésion fibre/matrice ou nodule/matrice [Hautier, M., 2010]. a. Illustration de la fissure obtenue par le dispositif expérimental de l'essai de traction sur plaque rainurée ; b. Illustration de la même fissure avec un traitement de l'image permettant de colorer la fissure

On pourra également noter, comme pour beaucoup d'essais de délaminage (DCB par exemple), que le front de fissure peut être courbé en fonction de la séquence d'empilement étudiée, comme le montre l'observation d'une éprouvette $[0_3/45/-45]_S$ par D-scan qui permet de localiser un délaminage selon la profondeur de l'éprouvette (Figure 63). Toutefois, en première approximation, nous considérerons dans l'analyse que le front de fissure reste droit. Compte-tenu que le front du délaminage est plus avancé en bord de l'éprouvette (partie visible lors de l'essai), cette approximation est conservative.

Remarque : Le D-scan permet de déterminer la distribution de profondeur des défauts à partir d'une mesure ultrasonore. Pour cela, l'image est construite à partir de la mesure du temps de vol associé à l'écho reçu par les transducteurs piézoélectriques. La Figure 64 représente le principe de la mesure ultrasonore.

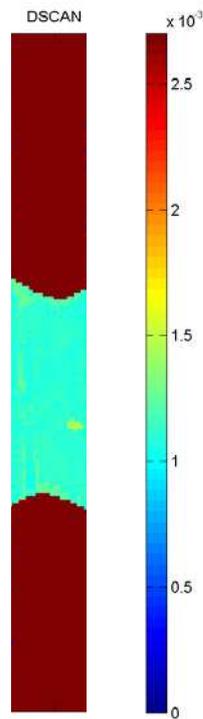


Figure 63. Observation du front de fissure par une visualisation D-scan d'une éprouvette $[0_3/45/-45]_S$

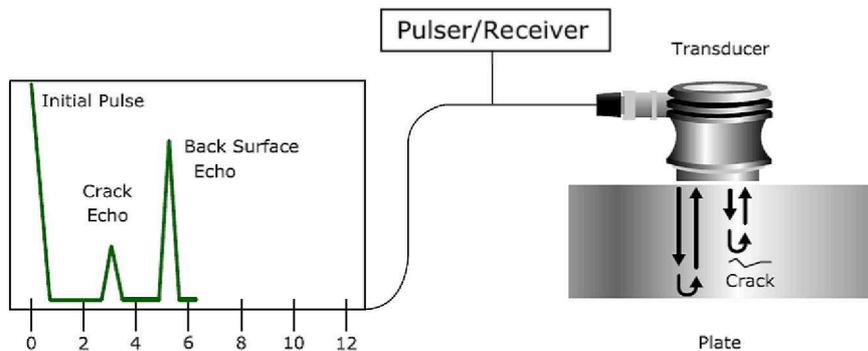


Figure 64. Schéma de principe de la mesure ultrasonore [Olympus, 2008]

Deux autres données sont également enregistrées à chaque plateau de déplacement : la force et le déplacement appliqués à l'éprouvette. La charge est donnée par le capteur de force. Cette grandeur est *a priori* la plus sûre et la plus maîtrisée grâce à l'étalonnage régulier assuré par un organisme certifié. En revanche, la valeur du déplacement, directement issu du déplacement traverse de la machine de traction, n'est pas représentative de celle imposée à la longueur utile de l'éprouvette de par les différents jeux des assemblages et la souplesse de la machine. Afin d'obtenir le déplacement réel de l'éprouvette, les positions des deux extrémités

de la longueur utile de la plaque sont utilisées. Pour cela, les photos faites via le dispositif expérimental sont exploitées afin de définir l'évolution de l'éloignement de deux fibres choisies arbitrairement, proche des deux extrémités de la longueur utile (Figure 65). Cette procédure, mise en place en collaboration avec Hautier, est décrite plus précisément dans [Hautier, M., 2010]. Elle a permis de mettre en évidence un facteur important entre le déplacement traverse de la machine et le déplacement réel (en moyenne 1,75 quel que soit le niveau de charge). Notons que le déplacement traverse est plus grand que le déplacement réel.

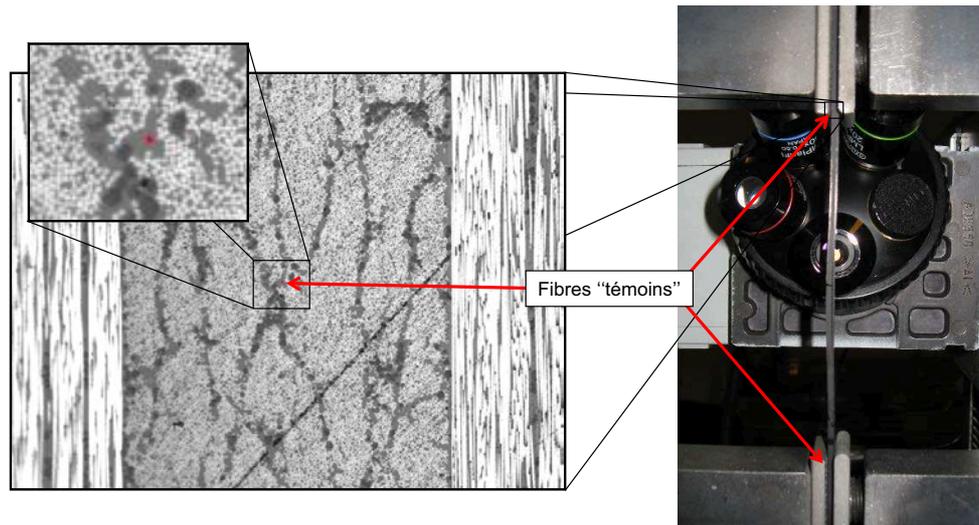


Figure 65. Exemple de fibre "témoin" utilisée pour suivre l'évolution du déplacement imposé à la longueur utile de l'éprouvette au cours d'un essai de traction sur plaque rainurée [Hautier, M., 2010]

La forme du champ de déplacement imposé aux extrémités de la longueur utile est une information primordiale pour déterminer la valeur de la ténacité de l'interface. Afin de définir cette forme, une mesure par corrélation d'images a été effectuée sur l'épaisseur du stratifié au cours d'un essai de traction sur plaque rainurée (Figure 66). Trois points de mesure (A, B, C) ont été pris en compte au niveau des cales. L'un (A) dans la cale, le deuxième (B) à l'extrémité de la cale et le dernier (C) juste après la cale. Comme le montrent les Figure 66 à Figure 69, l'observation précise du champ de déplacement permet de valider l'hypothèse selon laquelle le déplacement est identique dans toute l'épaisseur de l'éprouvette à l'extrémité de la longueur utile (*i.e.* à l'extrémité de la cale). En effet, on observe nettement l'existence d'un gradient du champ de déplacement au point C, c'est-à-dire à l'extrémité de la longueur utile non comprise dans les cales (Figure 67 et Figure 69), tandis que la valeur du déplacement reste quasi-similaire aux points A et B, c'est-à-dire dans les cales ($\pm 1 \mu\text{m}$) (Figure 68).

Remarque : L'observation de l'épaisseur du stratifié a été faite à l'aide d'un système composé de deux caméras. La disposition des caméras, de telle sorte qu'elles soient dans le même plan que le milieu de l'éprouvette, s'est révélée impossible en pratique. En fait, le système de caméras est situé en dessous de l'éprouvette. C'est pourquoi (i) la face inférieure de la cale supérieure apparaît sur la Figure 67 et (ii) la seconde extrémité de l'éprouvette n'a pas pu être exploitée du fait de la présence d'effets d'ombre.

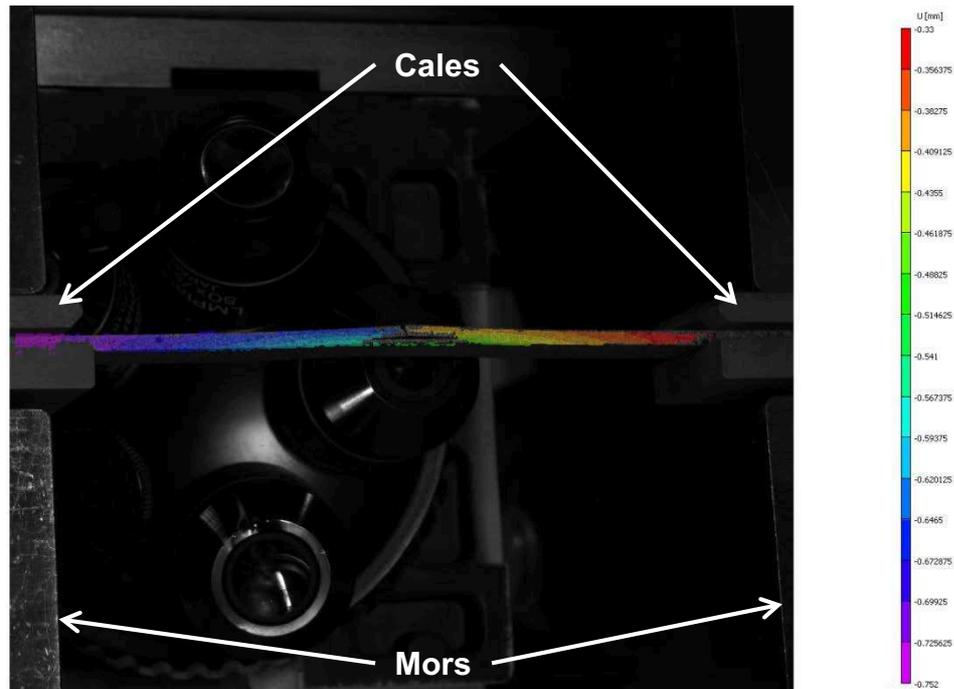


Figure 66. Champ de déplacement longitudinal mesuré par corrélation d'images lors d'un essai de traction sur plaque rainurée $[0_2/90_2]_S$

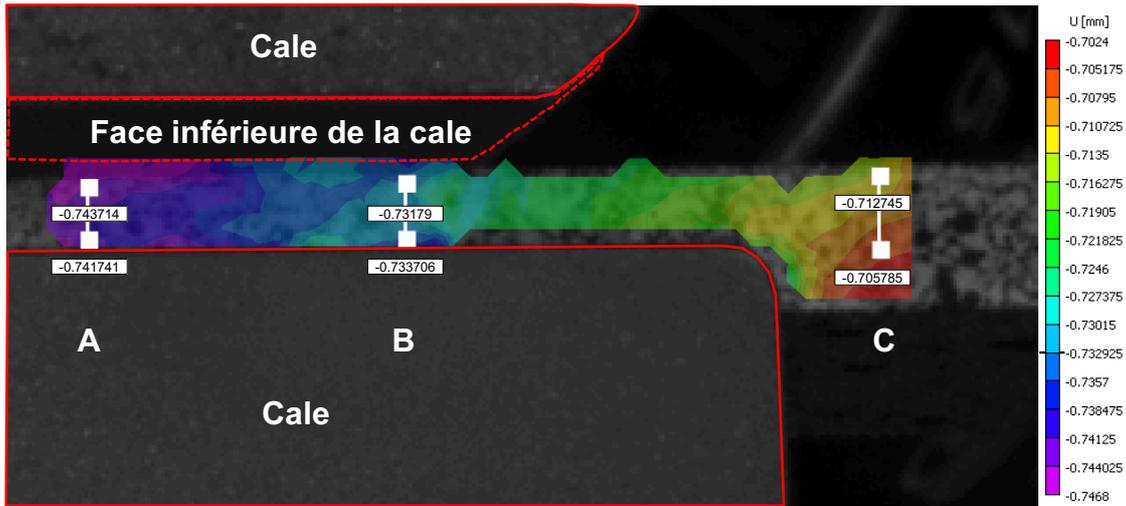


Figure 67. Mesure du champ de déplacement longitudinal au niveau des cales par corrélation d'images

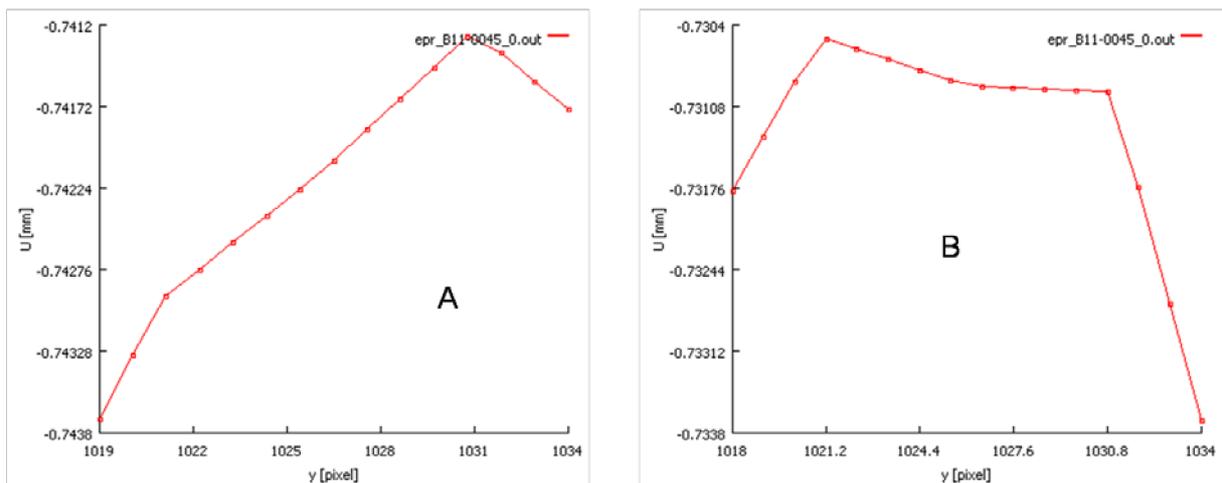


Figure 68. Évolution du déplacement longitudinal en fonction de la coordonnée de l'épaisseur en pixel aux points A et B (situés en fond et au milieu de la cale)

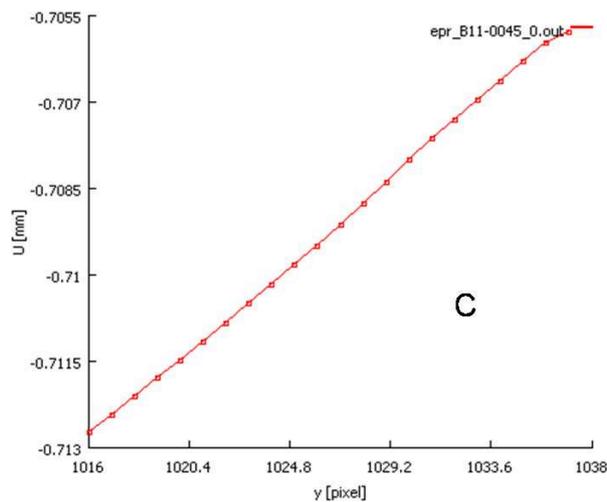


Figure 69. Évolution du déplacement longitudinal en fonction de la coordonnée de l'épaisseur en pixel au point C (situé à l'extrémité de la cale)

3.1.4 Résultats expérimentaux

Dans le but de déterminer si l'essai de traction sur plaque rainurée est un essai reproductible, plusieurs essais sur des éprouvettes de stratifiés $[0_2/90_2]_S$ en carbone/époxy T700GC/M21 ont été effectués. Toutes les éprouvettes ont été fabriquées sous presse à l'Onera (à 180°C suivant un cycle optimisé par Hautier [Hautier, M., 2010]). Les dimensions moyennes d'une éprouvette sont représentées sur la Figure 70. Ces dernières ont été proposées lors des premières études de l'essai de traction sur plaque rainurée effectuées par Huchette [Huchette, C., 2008]. Même si ces dimensions ne respectent aucune norme, elles ont été conservées dans ce travail afin de les comparer avec des données expérimentales de référence issues des précédents travaux. On notera donc que l'une des perspectives de ce travail sera de proposer une procédure expérimentale avec des dimensions de plaque issues d'une étude numérique.

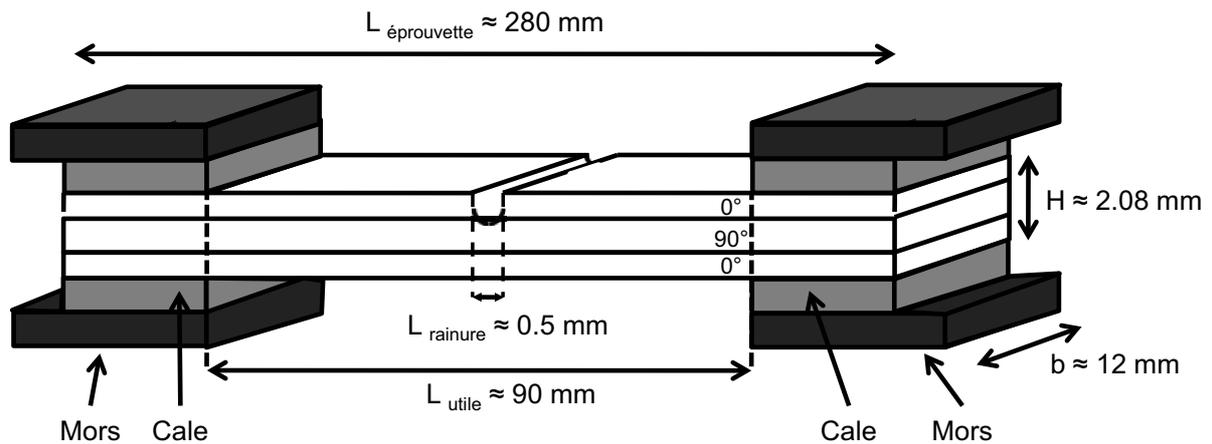


Figure 70. Dimensions moyennes de l'éprouvette de traction sur plaque rainurée

Afin de déterminer la reproductibilité de l'essai, les courbes macroscopiques *contrainte/déplacement* et *longueur de fissure/déplacement* ont été tracées à partir de plusieurs essais (Figure 71). La contrainte est définie ici par la force appliquée divisée par la section totale de l'éprouvette. Les résultats obtenus indiquent une bonne reproductibilité de l'essai puisque les courbes macroscopiques sont globalement bien superposées. Il faut noter que cette reproductibilité est assurée à partir du moment où la profondeur de la rainure est supérieure à l'épaisseur des plis à 0° . Dans le cas contraire, comme les plis supérieurs supportent encore une partie de l'effort appliqué, le délaminage peut se propager de manière instable dans les plis à 0° .

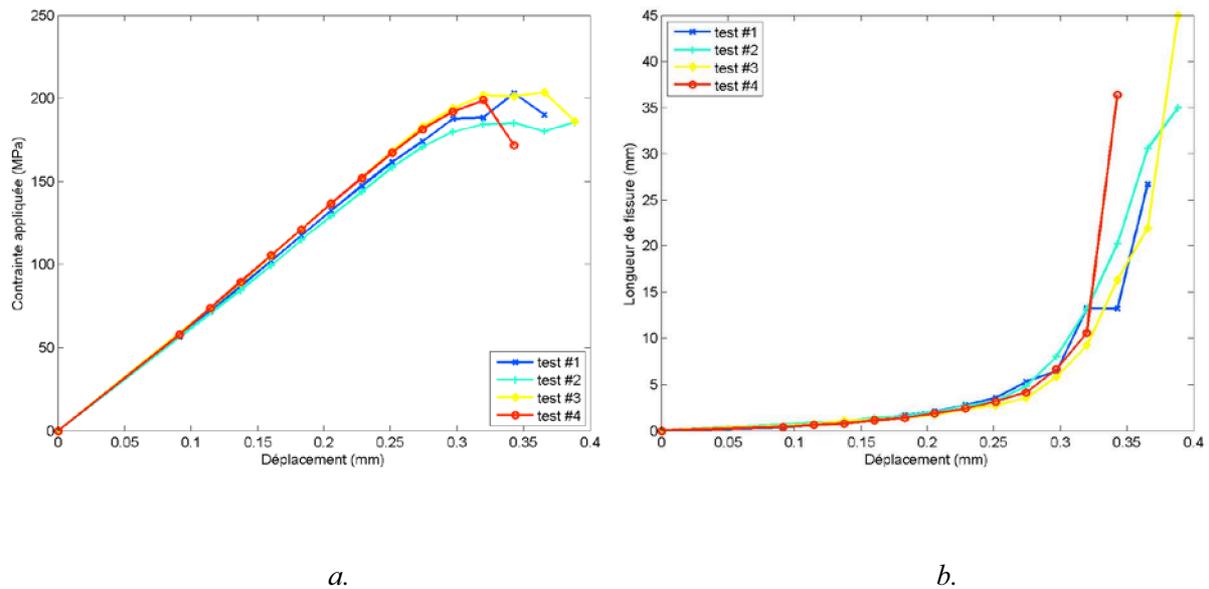


Figure 71. Comparaison des comportements macroscopiques de plusieurs essais de traction sur plaque rainurée $[0_2/90_2]_S$ de carbone/époxy T700GC/M21. (a). Évolution de la contrainte appliquée en fonction du déplacement imposé à la longueur utile de l'éprouvette; (b) Évolution de la longueur totale de la fissure de délaminage en fonction du déplacement imposé à la longueur utile de l'éprouvette

Au cours de l'essai, le délaminage se propage de part et d'autre de la rainure. L'observation de l'évolution des longueurs de fissure à droite et à gauche de la rainure (Figure 72) démontre que la propagation de ces deux fissures est quasiment symétrique tout au long de l'essai. Ce comportement symétrique est d'autant plus favorisé si la rainure se trouve au centre de l'éprouvette. Enfin, les fissures se propagent de manière stable au cours de l'essai puisque lors d'un arrêt du chargement, la fissure stoppe immédiatement sa progression. Cependant cette stabilité n'est assurée que jusqu'à un déplacement réel de l'ordre de 0,4 mm (soit une longueur de fissure de 20 mm). Au-delà, une propagation instable est observée puisque la fissure se propage de manière brutale, même lors de l'arrêt du chargement. Notons que cette stabilité observée expérimentalement est une condition requise pour pouvoir utiliser l'essai de traction sur plaque rainurée comme un essai de caractérisation de la ténacité en propagation d'une interface.

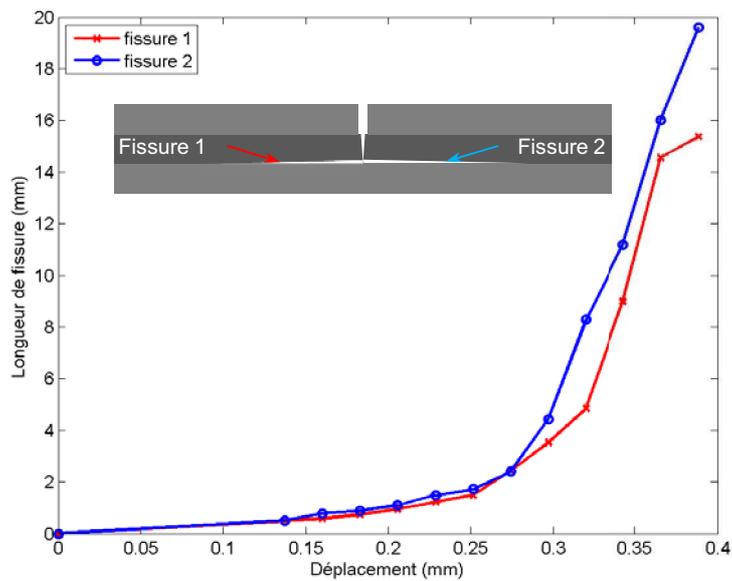


Figure 72. Évolution de la longueur de la fissure à droite et à gauche de la fissure transverse en fonction du déplacement réel

Comme l'essai de traction sur plaque rainurée est un essai reproductible qui génère une propagation stable du délaminage (sur une plage de chargement suffisamment importante), la détermination de la ténacité par cet essai est envisageable. Nous proposons de voir à présent la méthode d'exploitation développée pour cet essai.

3.2 Méthode d'exploitation de l'essai de traction sur plaque rainurée

L'essai de traction sur plaque rainurée est un essai complexe malgré la simplicité du chargement appliqué. En effet, du fait de la présence de la rainure dans les plis supérieurs du stratifié, la traction appliquée à l'éprouvette engendre la flexion de cette dernière du au couplage traction/flexion qui apparaît localement au niveau de la rainure. De plus, deux fronts de fissure se propagent en même temps au cours de l'essai. Ceci représente évidemment un avantage puisque deux caractérisations de l'interface peuvent être effectuées en un seul essai. Toutefois, cela peut s'avérer être un obstacle quant à la mise en place d'une méthode d'exploitation analytique simple. Aussi, contrairement aux essais classiquement utilisés pour la mécanique de la rupture bénéficiant d'une approche analytique généralement basée sur la théorie des poutres, une approche numérique a été privilégiée dans un premier temps pour déterminer la ténacité de l'interface du fait de la complexité de cet essai. Ainsi la méthode MVCCT (Modified Virtual Crack Closure Technique) a été choisie dans ce but au vu de ses avantages et inconvénients identifiés préalablement dans le chapitre 1.

Le principe de la méthode, rappelé dans le chapitre 1, consiste à définir l'énergie nécessaire pour refermer une fissure. Cette méthode est largement utilisée dans la littérature pour identifier la ténacité d'une interface et de nombreuses comparaisons « MVCCT/formule analytique » ont permis de montrer que cette méthode est suffisamment précise et efficace pour pouvoir être utilisée comme méthode de caractérisation de l'interface [de Morais, A. B., 2006], [Prombut, P., 2006]. La méthode MVCCT a également l'avantage de pouvoir déterminer la mixité de mode de l'essai en fournissant la contribution de chaque mode de rupture au taux de restitution d'énergie.

3.2.1 Implantation de la méthode MVCCT

Dans ces travaux de thèse, le code de calcul interne ZéBuLoN a été utilisé pour l'ensemble des calculs par éléments finis. La méthode MVCCT n'était pas implantée dans ce code de calcul. C'est pourquoi, avant tout travail d'exploitation de l'essai, une procédure permettant d'utiliser la méthode MVCCT a été développée. Cette procédure permet (i) de générer automatiquement une éprouvette avec des fissures présentes explicitement dans le maillage et dont les longueurs étaient équivalentes à celles mesurées au cours d'un essai, (ii) de faire un calcul 2D ou 3D prenant en compte un éventuel contact entre les lèvres de la fissure et (iii) de calculer en post-traitement le taux de restitution d'énergie et la mixité de mode, dans le repère local de la fissure, pour le déplacement imposé ou la charge imposée. Cette procédure est effectuée autant de fois que les données expérimentales le permettent. Ainsi, si dix longueurs de fissure sont mesurées au cours de l'essai, dix maillages sont générés avec les longueurs de fissure adéquates.

3.2.2 Tests de vérification de la méthode MVCCT

La méthode MVCCT étant implantée, plusieurs points importants étaient à valider, comme le calcul du taux de restitution d'énergie et de la mixité de mode, afin de vérifier la qualité du programme développé. Pour cela, plusieurs types d'essai ont été étudiés (DCB, ENF, MMB). Ces études ont été effectuées à chargement imposé unitaire. Elles ont permis de montrer la qualité du programme MVCCT pour retrouver les mixités de mode théoriques de chaque essai, comme le montre la Figure 73 sur des essais MMB. Notons que le montage de l'essai MMB est présenté dans le chapitre 1 paragraphe 1.2.4 et que la mixité de mode est calculée à partir de la formule analytique proposée dans [Reeder, J. R., 1990] :

$$\frac{G_I}{G_{II}} = \frac{4}{3} \left(\frac{3c-l}{c+l} \right)^2 \quad \text{Eq. IV. 3.1}$$

où l est égale à la demie longueur de l'éprouvette et c est la longueur du bras de levier.

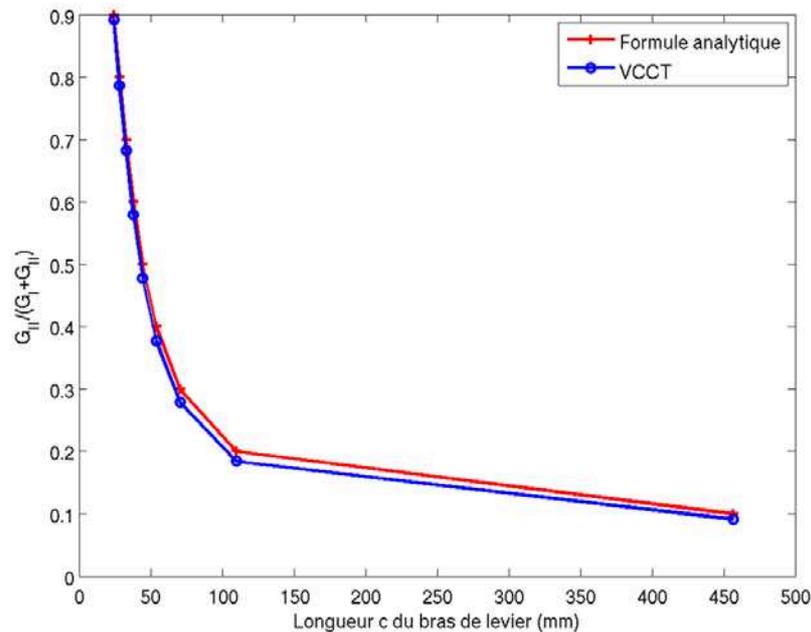


Figure 73. Comparaison des mixités de mode obtenues par MVCCT et par une formule analytique à partir d'un essai MMB

3.3 Identification de la ténacité d'une interface

La méthode MVCCT permet de déterminer la ténacité d'une interface à partir des déplacements imposés et des longueurs de fissures associées. Cette méthode peut donc être utilisée afin d'exploiter les données enregistrées lors de l'essai de traction sur plaque rainurée pour déterminer la ténacité de l'interface et l'évolution de la mixité de mode associée à cet essai. Deux types de stratification sont exploités dans la suite de ce chapitre : un stratifié $[0_2/90_2]_S$ et un stratifié $[0_3/45/-45]_S$. Ces empilements ont été définis par éléments finis dans le but de pouvoir caractériser les interfaces $0^\circ/90^\circ$ et $0^\circ/45^\circ$.

3.3.1 Étude numérique de l'essai de traction sur plaque rainurée

L'application de la méthode MVCCT sur l'essai de traction sur plaque rainurée est une étape nécessaire pour déterminer la mixité de mode proposée par cet essai. Une modélisation 3D de cet essai a été faite pour différentes longueurs de fissure à déplacement unitaire imposé. Comme le montre la Figure 74, le taux de restitution d'énergie en mode III est négligeable au cours de l'essai de traction sur plaque rainurée $[0_2/90_2]_S$ puisque la mixité de mode G_{III}/G_T est quasiment nulle (G_T étant le taux de restitution d'énergie total, c'est-à-dire la somme des taux de restitution d'énergie selon les différents modes de rupture). De plus, la mixité de mode G_{II}/G_T évolue au cours de l'essai entre 15% et 32%. De même, sur le stratifié $[0_3/45/-45]_S$, le

mode III est négligeable tandis que la mixité de mode G_{II}/G_T évolue entre 32% et 45% (Figure 75).

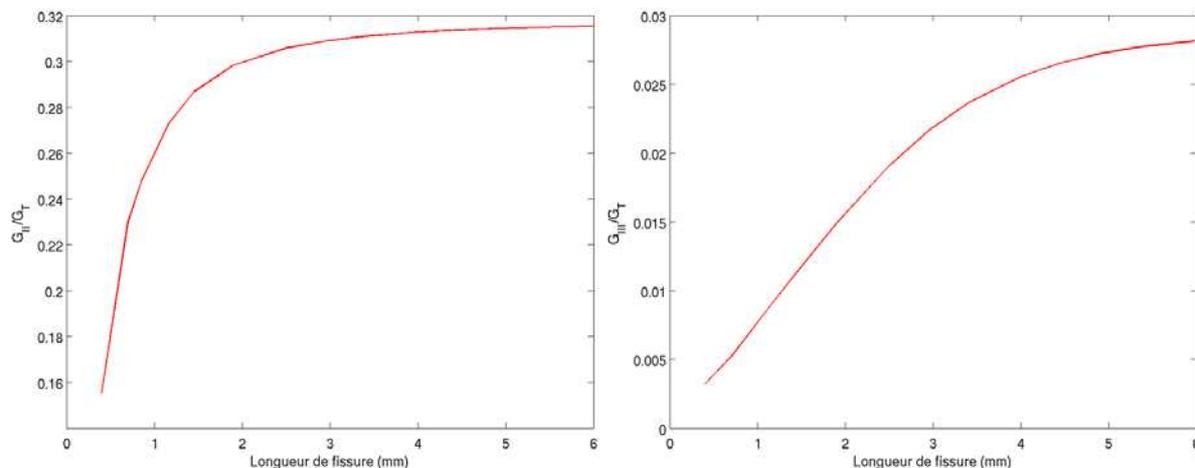


Figure 74. Évolution des mixités de mode G_{II}/G_T et G_{III}/G_T en fonction de la longueur de la fissure au cours de l'essai de traction sur plaque rainurée pour un stratifié $[0_2/90_2]_S$

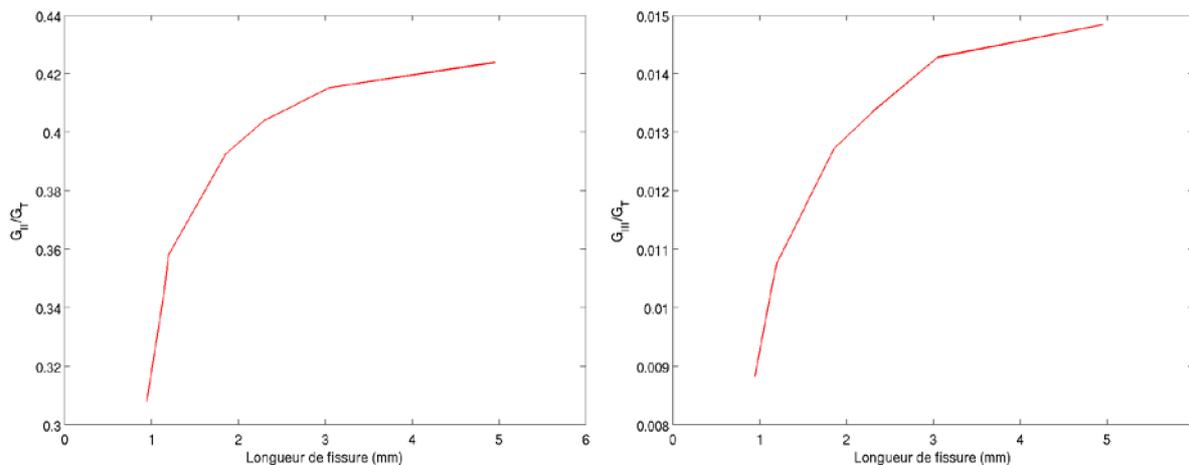


Figure 75. Évolution des mixités de mode G_{II}/G_T et G_{III}/G_T en fonction de la longueur de la fissure au cours de l'essai de traction sur plaque rainurée pour un stratifié $[0_3/45/-45]_S$

L'évolution de la mixité de mode au cours de l'essai est une particularité de l'essai proposé ici par rapport aux essais classiques issus de la mécanique de la rupture. En effet, quel que soit l'essai (DCB, ENF, MMF, MMB,...), la mixité de mode théorique reste constante au cours de l'essai. Ces essais ont notamment été retenus pour cette propriété de mixité constante permettant alors de pouvoir étudier les effets de courbes R. Cependant,

l'identification du critère de propagation nécessite alors une procédure longue et coûteuse. En effet, la procédure classique fait appel à autant d'essais que de mixités de mode afin de décrire l'évolution de la ténacité. Pour pallier l'inconvénient de cette première approche, nous proposons d'utiliser dans la démarche d'identification, non pas plusieurs essais à mixité constante mais un seul essai dont la mixité de mode évolue. Dans cette optique, l'essai de traction sur plaque rainurée semble donc être un essai intéressant. Néanmoins, il est primordial (i) de démontrer la faisabilité et l'efficacité de la caractérisation de l'interface par la méthode MVCCT, en comparant la dispersion des ténacités identifiées par ces deux approches, et (ii) de comprendre les limites de l'essai proposé.

3.3.2 Identification de la ténacité de l'interface par l'essai de traction sur plaque rainurée

À partir de plusieurs essais de traction sur plaque rainurée $[0_2/90_2]_S$ et $[0_3/45/-45]_S$ de carbone/époxy T700GC/M21, la méthode MVCCT a pu être appliquée afin d'identifier la ténacité d'une interface $0^\circ/90^\circ$ et celle d'une interface $0^\circ/45^\circ$ ainsi que la dispersion associée. Aussi, à partir des déplacements et des longueurs de fissure associées, stockés lors des essais effectués à l'Onera, la ténacité a pu être déterminée, comme le montre la Figure 76.

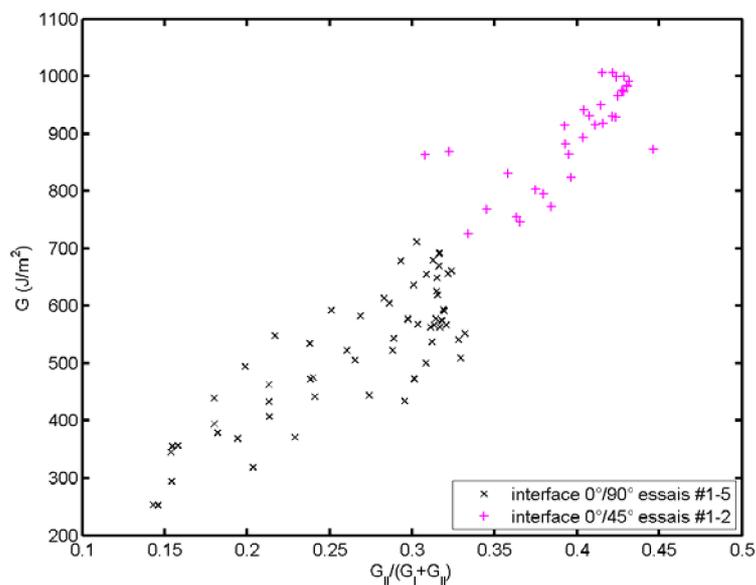


Figure 76. Identification de la ténacité des interfaces $0^\circ/90^\circ$ et $0^\circ/45^\circ$ d'un stratifié en carbone/époxy T700GC/M21 en fonction de la mixité de mode de l'essai

Comme souligné dans le chapitre 1, les résultats de la littérature concernant la détermination de la ténacité en fonction de l'orientation des plis adjacents à l'interface sont contradictoires. Une explication envisageable réside dans l'apparition, au cours de l'essai,

d'endommagements intralaminaires influençant ainsi la valeur du taux de restitution d'énergie critique identifié. Lors des essais de traction sur plaque rainurée, aucun endommagement n'a été observé *in situ*, sous charge, à l'aide de la tête de microscope présentée précédemment. De plus, le délaminage est confiné à l'interface étudiée tout au long de l'essai. L'influence de l'orientation des plis sur la ténacité a été étudiée en comparant les résultats obtenus sur différents stratifiés, avec différents essais et par des auteurs différents. Ainsi, sur la Figure 77, sont reportés :

- les résultats obtenus à l'aide de l'essai sur plaque rainurée sur des stratifiés $[0_2/90_2]_S$ et $[0_3/45/-45]_S$.
- les résultats obtenus sur des stratifiés $[0]_n$ à l'Onera à l'aide d'essais DCB (mode I) et d'essais ENF (mode II).
- les résultats obtenus par Prombut [Prombut, P., 2007] sur des stratifiés $[0]_n$, $[-45/0/45/0/45/45/-45/-45/0/-45/0/45//0/45/-45/-45/45/0]$ et $[0/45/-45/45/-45/0/-45/0/45//0/-45/45/45/0/-45/-45/45/0]$ (la double barre // représentant l'interface délaminée) à l'aide d'essais DCB, ADCB, ELS, MMB, MMF, AMMF (mode mixte).

La Figure 77 montre tout d'abord que les essais obtenus sur les stratifiés $[0_2/90_2]_S$ et $[0_3/45/-45]_S$ sont cohérents entre eux malgré l'absence de zone de recouvrement. En effet, changer la nature de l'interface modifie la mixité de mode proposée par l'essai. On retrouve toutefois que la mixité de mode balayée est continue entre les deux types d'essais ce qui permet d'appuyer la conclusion selon laquelle la ténacité de l'interface est indépendante de la stratification. On notera de plus que les ténacités ainsi identifiées sont proches de celles obtenues par Prombut sur une interface $0^\circ/0^\circ$. Cet auteur obtient des valeurs plus élevées pour l'interface $0^\circ/45^\circ$. Néanmoins, la valeur de la ténacité apparente sur des empilements testant les interfaces $0^\circ/45^\circ$ est souvent surestimée de par la présence d'endommagement dans les plis désorientés ou de ponts de fibres. Ces deux événements ne sont pas observés avec l'essai de traction sur plaque rainurée. Tout ceci semble indiquer que la ténacité est indépendante tant de l'orientation des plis adjacents à l'interface que de l'empilement étudié. Il semble maintenant important d'estimer la confiance que l'on peut avoir dans l'identification de la ténacité. Pour cela, une étude de sensibilité a été réalisée.

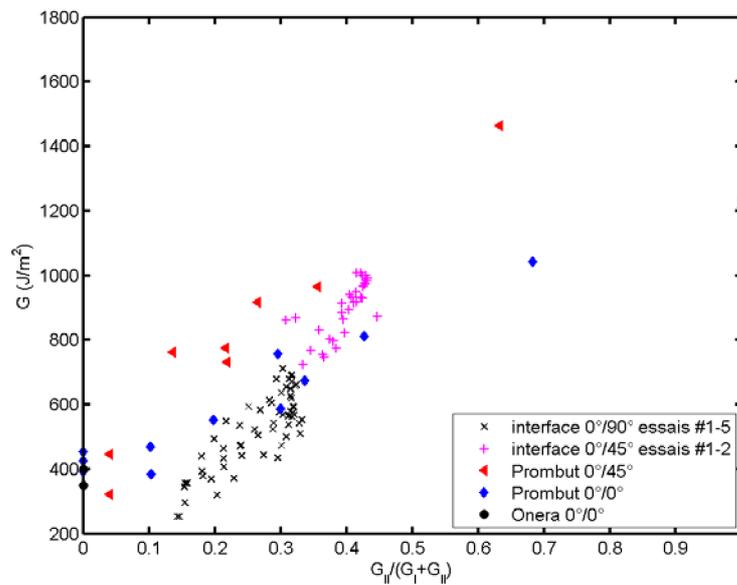


Figure 77. Comparaison des ténacités identifiées par l'essai de traction sur plaque rainurée sur une interface $0^\circ/90^\circ$ et sur une interface $0^\circ/45^\circ$ et par des essais issus de la mécanique de la rupture sur des interfaces $0^\circ/0^\circ$ et des interfaces $0^\circ/45^\circ$ (Prombut [Prombut, P., 2007] et Onera).

3.3.3 Détermination de la variabilité de la mesure de la ténacité

Afin de déterminer la confiance que l'on peut avoir sur l'identification de la ténacité, nous nous concentrons ici sur les éprouvettes $[0_2/90_2]_S$. La dispersion obtenue à partir de cinq essais de traction sur plaque rainurée est d'environ $\pm 100 \text{ J/m}^2$ (Figure 76). Bien que cette valeur semble importante, elle correspond à la dispersion moyenne des essais classiquement utilisés pour caractériser la propagation du délaminage. Néanmoins, il semble envisageable de réduire cette dispersion en réduisant les incertitudes de mesures sur les valeurs les plus influentes sur l'incertitude de la valeur de la ténacité. Ainsi une étude de l'influence de l'incertitude sur la mesure de certains paramètres mesurables sur l'incertitude de la valeur de la ténacité a été effectuée.

En effet, comme a pu le montrer Hautier [Hautier, M., 2010], les paramètres tels que la longueur utile de l'éprouvette, son épaisseur ou encore le module longitudinal du pli ont une influence importante sur le comportement macroscopique de la plaque lors de l'essai. On peut évidemment ajouter la mesure du déplacement imposé et celle de la longueur de fissure dont la dispersion est d'autant plus importante que ces paramètres évoluent au cours de l'essai. Une étude de l'influence de la mesure de ces paramètres sur l'identification de la ténacité a donc été effectuée par le biais de la méthode MVCCT. En utilisant les dispersions présentées dans le Tableau 12, une matrice de 243 calculs (valeurs minimale, moyenne et maximale pour

les cinq paramètres) par la méthode MVCCT a été utilisée pour déterminer l'importance de chaque paramètre sur la valeur de la ténacité.

Longueur de la fissure (mm)	Déplacement (mm)	Longueur utile (mm)	Épaisseur (mm)	Module d'Young longitudinal (GPa)
+/- 0.125	+/- 0.01	90.0 +/-1.0	0.26 +/-0.01	130 +/-10.0

Tableau 12. Valeurs et dispersions admissibles des paramètres mesurables lors de l'essai de traction sur plaque rainurée

Comme le montre la Figure 78, les résultats obtenus pour une longueur de fissure faible et une longueur de fissure importante indiquent que l'enveloppe des ténacités est importante, d'autant plus si la longueur de fissure est petite. L'incertitude sur la mesure des paramètres d'entrée définis a donc un impact fort sur la détermination de la ténacité.

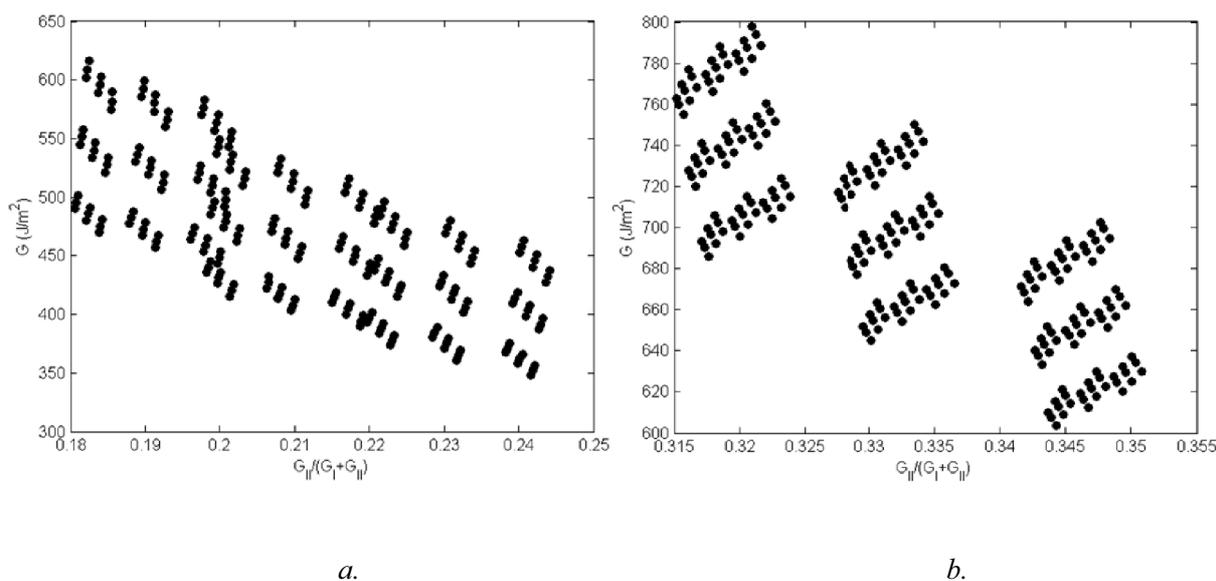


Figure 78. Identification de l'enveloppe de la ténacité en fonction de la mixité de mode lorsque les incertitudes des paramètres mesurables sont prises en compte. (a). pour une petite longueur de fissure; (b) pour une grande longueur de fissure

Dans le but d'identifier les effets des paramètres d'entrée du MVCCT sur l'incertitude de la ténacité, une analyse de sensibilité a été mise en place. Cette analyse est locale, c'est-à-dire relative à de faibles perturbations des variables d'entrée autour de valeurs de référence. Ainsi, il est possible de rechercher, par longueur de fissure, la part de la variance de sortie (ici celle du taux de restitution d'énergie G et de la mixité de mode $G_{II}/(G_I + G_{II})$) que l'on peut

expliquer par les différents paramètres d'entrée (ici la longueur de fissure, le déplacement, la longueur utile, l'épaisseur et le module longitudinal) via une approximation linéaire du modèle, nommé f par la suite [Leroy, F.-H., 2009], [Saltelli, A., 2000], [Saltelli, A., 2006], [Sobol, I. M., 1993]. Plus précisément, il s'agit très simplement de déterminer les dérivées du modèle par rapport aux variables d'entrée. Pour cela, les paramètres d'entrée sont considérés comme étant indépendants. Sous l'hypothèse d'un modèle f linéaire, on obtient alors l'expression suivante de la sortie scalaire y :

$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^p \beta_i x_i \quad \text{Eq. IV. 3.2}$$

avec p le nombre de paramètres d'entrée et β_i les coefficients associés aux paramètres x_i . Les variables aléatoires X_i étant supposées indépendantes, la variance de Y s'écrit :

$$Var(Y) = \sum_{i=1}^p \beta_i^2 Var(X_i) \quad \text{Eq. IV. 3.3}$$

La part *relative* de variance due au paramètre x_i se déduit naturellement de cette expression et est appelée "indice de sensibilité SRC" (Standardized Regression Coefficient) :

$$SRC_i = \frac{\beta_i^2 Var(X_i)}{\sum_{j=1}^p \beta_j^2 Var(X_j)} \quad \text{Eq. IV. 3.4}$$

En pratique, les SRC_i sont estimés par régression à partir du plan d'expériences virtuelles effectuées précédemment (Figure 78). En travaillant sur les variables d'entrée normalisées, on obtient alors l'égalité suivante :

$$SRC_i = \frac{\beta_i^2}{\sum_{j=1}^p \beta_j^2} \quad \text{lorsque } \forall i \neq k, Var(X_i) = Var(X_k) \quad \text{Eq. IV. 3.5}$$

Notons toutefois que le modèle f n'est jamais strictement linéaire. Une modélisation approchée linéaire ne peut donc expliquer qu'une fraction de la variance de sortie (la fraction non expliquée pouvant provenir (i) du couplage entre les variables d'entrée X_i et (ii) des non-linéarités). Aussi, l'hypothèse linéaire n'est acceptable que si la part de variance expliquée de la variable de sortie est supérieure à 0,7.

Par l'étude de sensibilité mise en place, la part de la variance expliquée de la ténacité et de la mixité de mode en fonction de l'évolution de la longueur de fissure est représentée sur la Figure 79 et la Figure 80. On observe ici que l'approche linéaire est suffisante puisque la part de variance expliquée est supérieure à 0,7. De plus, on démontre clairement par cette étude que le déplacement et le module sont les deux paramètres dont l'incertitude de la

mesure est la plus influente sur l'identification de la ténacité. De plus, grâce à la Figure 79, l'impact de la mesure de la longueur de fissure sur la valeur de la ténacité apparaît comme prépondérant pour des faibles longueurs de fissure. Ainsi, une erreur sur la mesure de la longueur de fissure au début de l'essai a un impact non négligeable sur la valeur de la ténacité. Afin d'exploiter cette partie de l'essai de la manière la plus précise possible, il serait donc nécessaire de photographier le chant poli de l'éprouvette avec un objectif permettant un fort grossissement. Mais cela nécessiterait d'augmenter notablement la durée de l'essai. C'est pourquoi le même objectif a été conservé dans la suite de ce travail y compris pour de faibles longueurs de fissure.

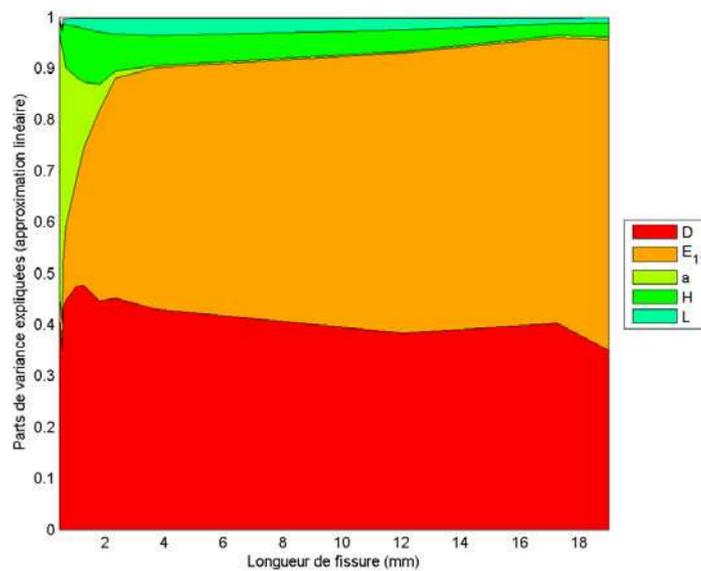


Figure 79. Part de la variance expliquée du taux de restitution G en fonction de l'avancée de la fissure

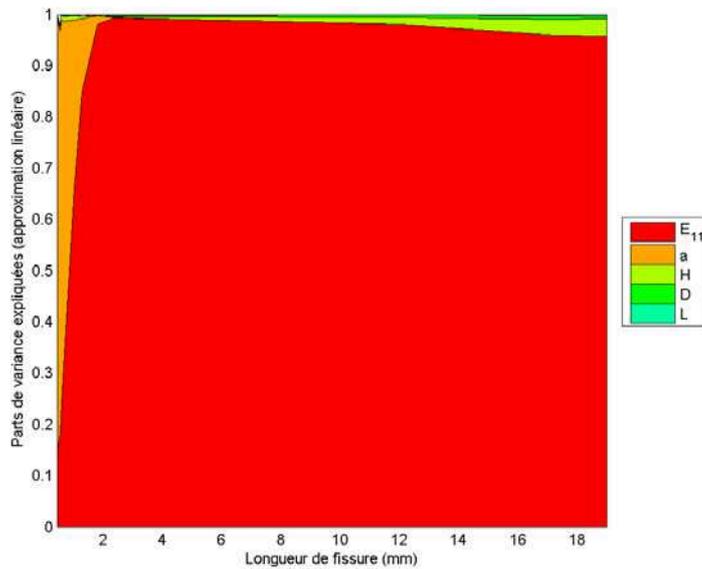


Figure 80. Part de la variance expliquée de la mixité de mode $G_{II}/(G_I+G_{II})$ en fonction de l'avancée de la fissure

Grâce à ces études, nous avons pu montrer le potentiel de l'essai de traction sur plaque rainurée et les améliorations possibles de cet essai pour obtenir une identification plus précise de la ténacité. Nous avons également pu montrer que l'essai de traction sur plaque rainurée propose une mixité de mode qui évolue au cours de l'essai. Cette mixité de mode dépend de plus du stratifié étudié. Enfin la comparaison de la ténacité identifiée par cet essai sur une interface $0^\circ/90^\circ$ et une interface $0^\circ/45^\circ$ avec celle obtenue sur une interface $0^\circ/0^\circ$ laisse penser que la ténacité est indépendante de l'orientation des plis adjacents à l'interface.

3.4 Vers l'identification du critère de propagation

Comme l'état de l'art a permis de le montrer (chapitre 1 paragraphe 1.2), l'identification du critère de propagation passe actuellement par l'utilisation de nombreux essais issus de la mécanique de la rupture et la procédure d'identification classiquement retenue est longue et coûteuse. De plus, elle est généralement utilisée sur des interfaces $0^\circ/0^\circ$ et plus difficilement sur des interfaces $0^\circ/\theta^\circ$ ou $\theta^\circ/\theta^\circ$ du fait de la présence d'endommagement intralaminaire, de bifurcation du délaminage entre deux interfaces ou encore de comportements non-linéaires du matériau. Grâce au paragraphe précédent, la capacité de l'essai de traction sur plaque rainurée à caractériser la propagation du délaminage à une interface $0^\circ/\theta^\circ$ a été démontrée. Le but de ce paragraphe est d'étudier la possibilité d'identifier le critère de propagation uniquement par l'exploitation de l'essai de traction sur plaque rainurée.

3.4.1 Évaluation du critère de propagation à partir des essais de traction sur plaque rainurée

Plusieurs critères de propagation sont utilisés dans la littérature pour décrire le délaminage dans les structures composites. Le critère Power law et le critère de Benzeggagh sont les plus répandus mais peu d'études permettent réellement de discriminer ces critères. C'est pourquoi, le choix a été fait dans le chapitre 3 de conserver dans l'écriture du modèle de zone cohésive une formulation permettant d'utiliser n'importe quelle forme de critère de propagation. Des exemples de mise en œuvre ont ainsi été montrés tant avec le critère Power law et qu'avec celui de Benzeggagh. Dans le but de déterminer le critère de propagation le plus adapté pour un stratifié carbone/époxy, ces deux critères ont été utilisés pour décrire les points expérimentaux obtenus (i) par l'essai de traction sur plaque rainurée sur des interfaces $0^\circ/90^\circ$ et $0^\circ/0^\circ$ et (ii) par les essais DCB et ENF sur des interfaces $0^\circ/0^\circ$. Afin de définir, pour chaque critère de propagation, les paramètres (G_{IC} , G_{IIC} , α) permettant de décrire au mieux les points expérimentaux, la méthode des moindres carrés a été utilisée. La comparaison des critères de propagation sur la Figure 81 indique clairement que, quel que soit le critère de propagation utilisé, les résultats expérimentaux ne sont pas décrits de manière satisfaisante.

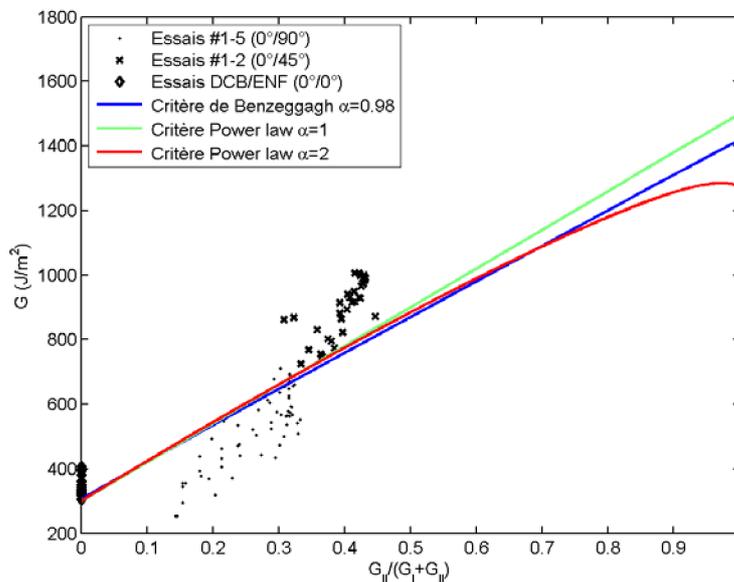


Figure 81. Comparaison des différents critères de propagation sur les points expérimentaux obtenus par l'essai de traction sur plaque rainurée et par les essais DCB et ENF

Dans un premier temps, ces résultats pourraient remettre en cause la qualité des résultats expérimentaux obtenus par l'essai de traction sur plaque rainurée. En effet, en s'appuyant sur les résultats de la littérature [Camanho, P. P., 2002], [Reeder, J. R., 1992], le

critère de Benzeggagh semble être le plus satisfaisant (Figure 82) comme l'a montré Camanho pour plusieurs carbone/époxy. Or, en comparant les données expérimentales présentées dans cette figure et celles obtenues par l'essai de traction sur plaque rainurée, on observe que :

- la densité de points comprise entre 15% et 45% de mode II est beaucoup plus importante avec l'essai de traction sur plaque rainurée qu'avec les essais classiques.
- dans la partie de mixité de mode balayée par l'essai de traction sur plaque rainurée, la ténacité croît rapidement. Aussi, la forme même du critère de Benzeggagh n'est plus satisfaisante (alors qu'elle l'est entièrement lorsque le nombre de données expérimentales est réduit dans cette zone de mixité).

Compte-tenu des observations précédentes, il semble essentiel de proposer un nouveau critère de propagation permettant de décrire l'ensemble des données expérimentales, aussi bien celles obtenues dans ces travaux avec l'essai de traction sur plaque rainurée que celles trouvées dans la littérature.

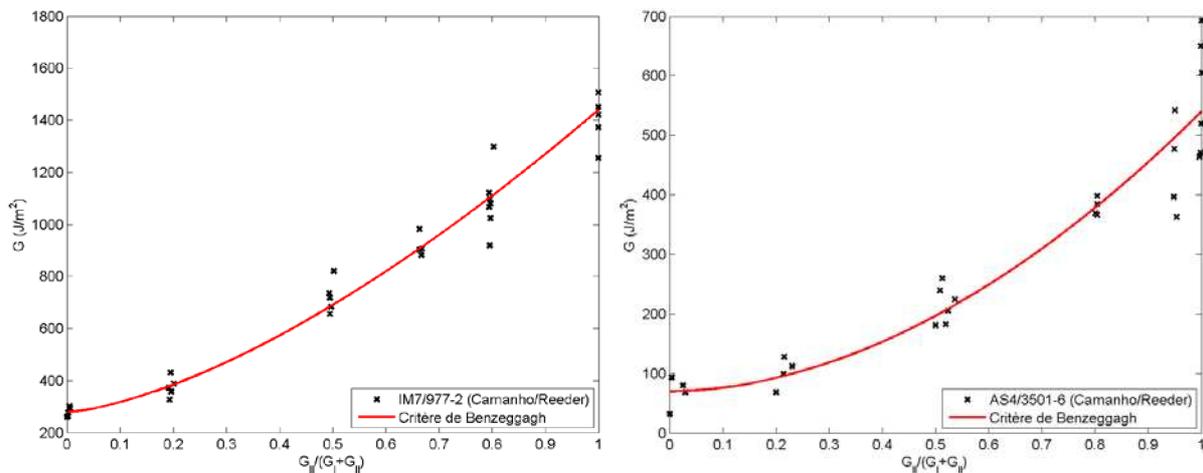


Figure 82. Identifications du critère de Benzeggagh sur différentes ténacités de stratifiés carbone/époxy présentées dans [Camanho, P. P., 2002], [Reeder, J. R., 1992]

3.4.2 Proposition d'un nouveau critère de propagation

À partir du critère de propagation proposé par Benzeggagh, un nouveau critère de propagation phénoménologique a été élaboré :

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC})(C)^\alpha$$

$$C = \left(\frac{\arctan\left(\kappa\left(\frac{G_{II}}{G_I + G_{II}}\right) - \frac{\kappa}{\gamma}\right) - \arctan\left(-\frac{\kappa}{\gamma}\right)}{\arctan\left(\kappa - \frac{\kappa}{\gamma}\right) - \arctan\left(-\frac{\kappa}{\gamma}\right)} \right)$$
Eq. IV. 3.6

Ce critère repose sur les ténacités des modes purs (G_{IC} , G_{IIC}) et sur trois paramètres de formes qui sont α , κ et γ . À G_{IC} , G_{IIC} , α et γ fixés, le paramètre κ permet de contrôler la vitesse à laquelle le taux de restitution d'énergie critique G_C augmente en fonction de la mixité de mode. On observe sur la Figure 83 que plus cette évolution est lente proche des modes purs, plus elle est rapide dans les modes mixtes proches de 0.5. Comme le montre la Figure 84, le paramètre γ permet, à G_{IC} , G_{IIC} , α et κ fixés, de translater cette évolution de façon à profiter de l'augmentation rapide de la ténacité tout en étant proche d'un mode pur. Pour finir, tout comme dans la loi de propagation de Benzeggagh, l'augmentation du paramètre α permet de réduire la valeur de la ténacité (Figure 85) entre les modes purs de rupture.

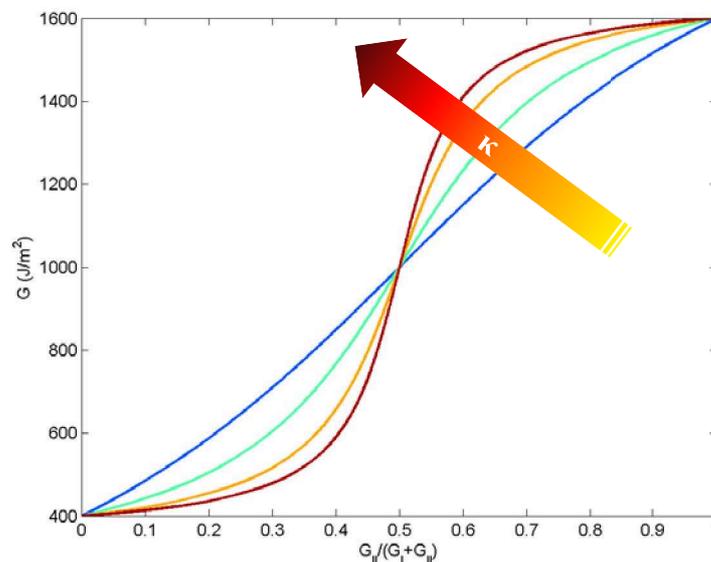


Figure 83. Influence du paramètre κ sur l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode

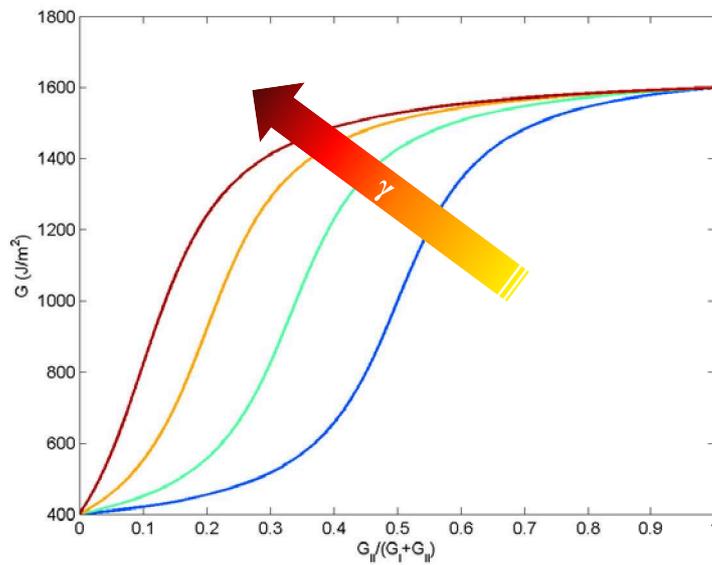


Figure 84. Influence du paramètre γ sur l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode

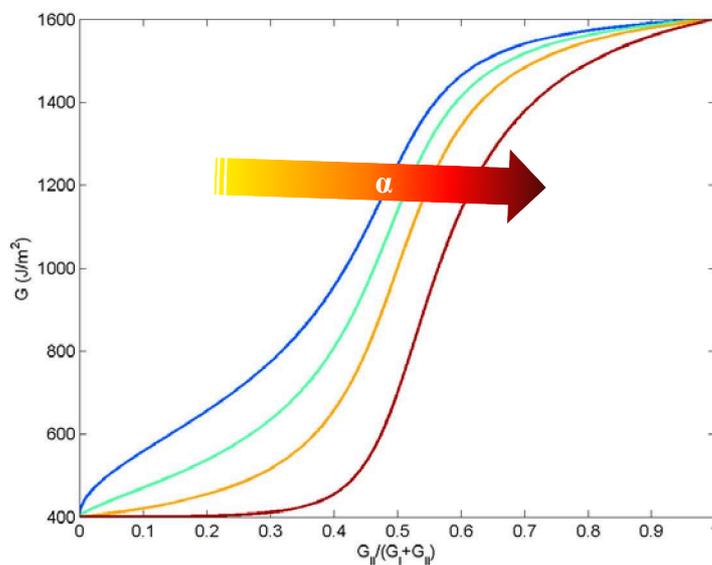


Figure 85. Influence du paramètre α sur l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode

Tout comme dans le paragraphe 3.4.1, l'identification par les moindres carrés des paramètres de ce nouveau critère de propagation a été effectuée à partir des ténacités mesurées expérimentalement sur (i) des essais de traction sur plaque rainurée sur les

interfaces $0^\circ/90^\circ$ et $0^\circ/45^\circ$ et (ii) des essais DCB et ENF sur une interface $0^\circ/0^\circ$ (Tableau 13). Les résultats, illustrés sur la Figure 86, démontrent l'efficacité de ce critère à décrire l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode.

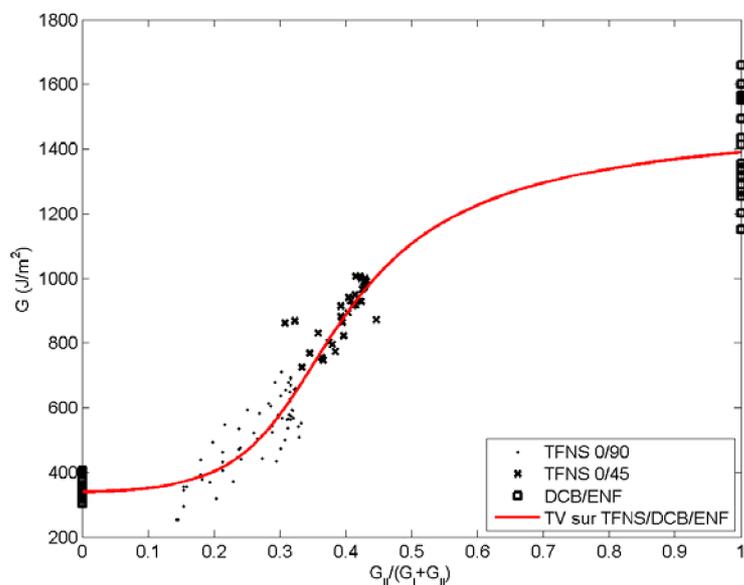


Figure 86. Identification du nouveau critère de propagation à partir des essais de traction sur plaque rainurée sur des interfaces $0^\circ/90^\circ$ et $0^\circ/45^\circ$ et des essais DCB et ENF sur une interface $0^\circ/0^\circ$

G_{IC} (J/m ²)	G_{IIC} (J/m ²)	α	κ	γ
340	1390	1.6	7.4	3.1

Tableau 13. Valeurs des paramètres du nouveau critère de propagation identifiées à partir des essais de traction sur plaque rainurée et des essais DCB et ENF

Dans le but de vérifier la qualité de ce nouveau critère de propagation, ce dernier a été comparé à la loi de propagation de Benzeggagh sur différents matériaux à partir de données trouvées dans la littérature [Camanho, P. P., 2002], [Pereira, A. B., 2008], [Pereira, A. B., 2009], [Prombut, P., 2007]. Les résultats illustrés sur les Figure 87, Figure 88 et Figure 89 montrent que :

- le critère de propagation proposé dans ce chapitre et le critère de Benzeggagh sont équivalents lorsque le nombre de données est peu important et que ces dernières sont réparties quasi uniformément entre le mode I et le mode II. Le critère de

Benzeggagh semble donc adapté pour décrire la propagation du délaminage lorsqu'il est identifié à partir de quelques essais.

- une différence apparaît entre les deux critères lorsque le nombre de données devient plus important entre 10% et 30% de mode II. Cette plage de mixité de mode correspond dans le plan (G_{II}, G_I) à un renforcement du taux de restitution d'énergie G_I . L'essai de traction sur plaque rainurée permet d'enrichir le nombre de données dans cette plage de mixité de mode. Ceci explique pourquoi le critère de propagation proposé dans ce chapitre semble plus adapté que le critère de Benzeggagh pour décrire les données de l'essai de traction sur plaque rainurée.
- le critère développé dans ce chapitre peut décrire, dans le plan (G_{II}, G_I) , une diminution puis un renforcement du taux de restitution d'énergie G_I pour de faibles valeurs de la mixité de mode. Ceci s'explique par la faible augmentation de la valeur du taux de restitution d'énergie G sur les premières valeurs de la mixité de mode, ce qui équivaut à une augmentation de G_{II} et une réduction de G_I .

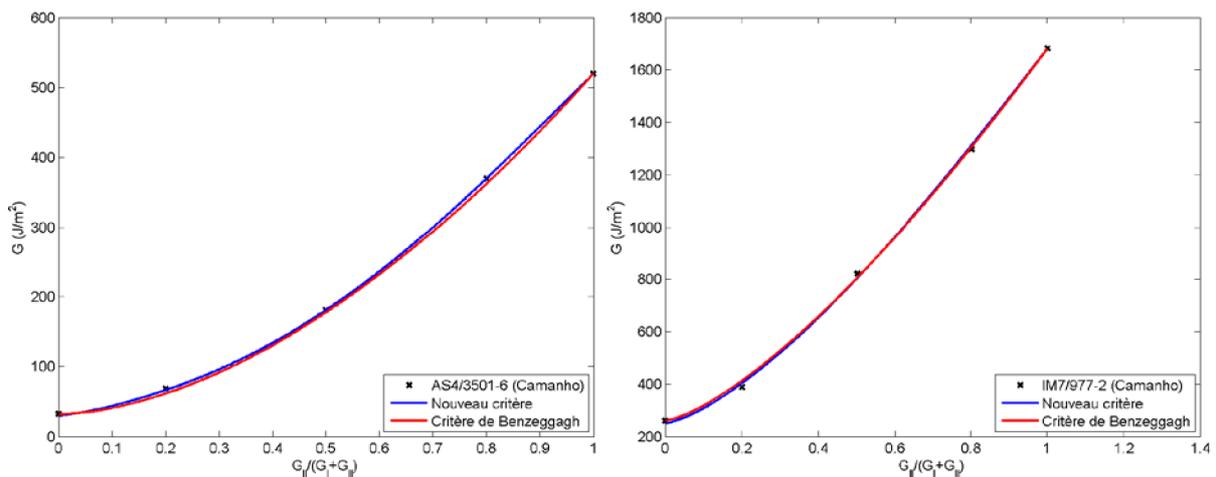


Figure 87. Comparaison du nouveau critère de propagation et du critère de Benzeggagh à partir des données de Camanho sur l'AS4/3501-6 [Camanho, P. P., 2002]

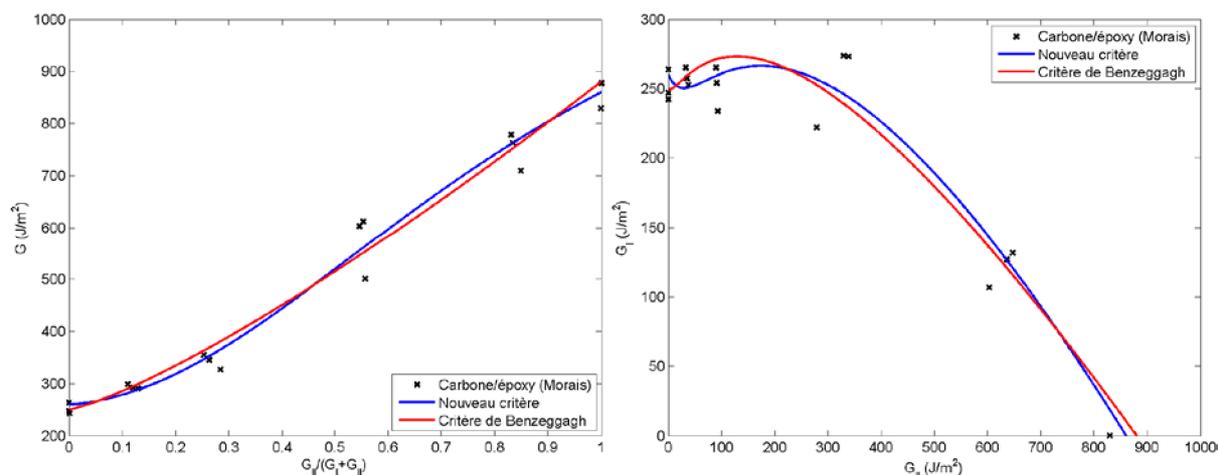


Figure 88. Comparaison du nouveau critère de propagation et du critère de Benzeggagh à partir des données de Morais sur un stratifié carbone/époxy [Pereira, A. B., 2008]

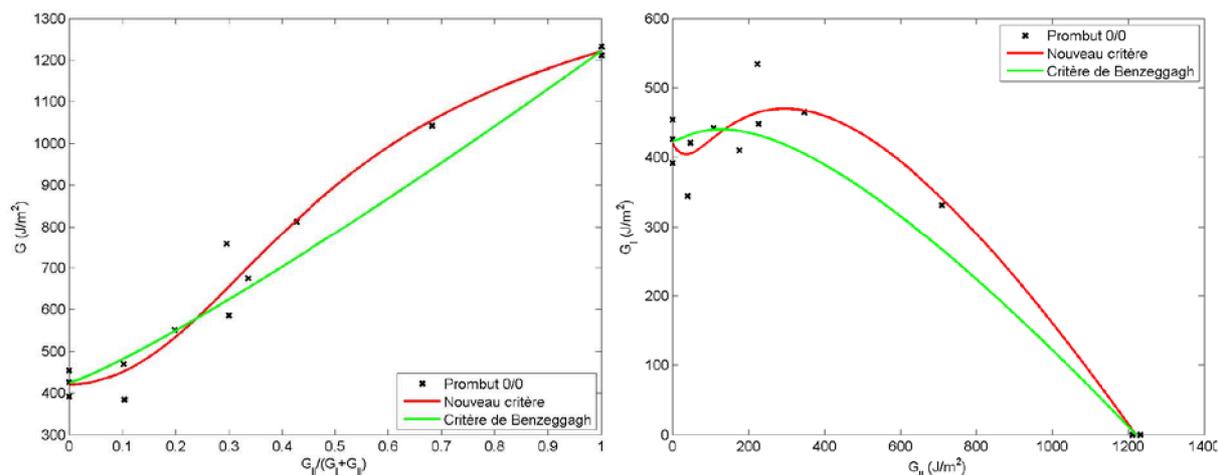


Figure 89. Comparaison du nouveau critère de propagation et du critère de Benzeggagh à partir des données de Prombut sur une interface 0°/0° de T700GC/M21

3.4.3 Vers une identification efficace du critère de propagation

Grâce aux paragraphes précédents, l'apport du nouveau critère de propagation a pu être mis en évidence. Ce dernier permet de décrire l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode quel que soit le matériau étudié. C'est également le cas pour les ténacités identifiées à partir des essais de traction sur plaque rainurée sur les interfaces 0°/90° et 0°/45° complétées par celles obtenues par les essais DCB et ENF sur une interface 0°/0°. Toutefois, ces deux derniers essais, bien que normalisés, ne sont pas pleinement satisfaisants. En effet, l'essai DCB nécessite la prise en compte d'une courbe R car la propagation du délaminage est

généralement accompagnée de la présence de ponts de fibres. De même, l'essai ENF apparaît comme un essai difficile à exploiter, notamment pour le suivi du front de fissure. C'est pourquoi il est intéressant d'envisager l'identification du critère de propagation sans exploiter ces types d'essais. L'essai de traction sur plaque rainurée, par sa mixité de mode évoluant au cours de l'essai et par sa capacité à fournir deux évaluations de la ténacité en un seul essai, apparaît comme un candidat idéal pour mettre en place cette identification. La procédure d'identification par les moindres carrés du nouveau critère de propagation a ainsi été mise en place en utilisant uniquement les données obtenues à partir de l'essai de traction sur plaque rainurée sur les interfaces $0^\circ/90^\circ$ et $0^\circ/45^\circ$. Comme le montre la Figure 90 et le Tableau 14, l'unique exploitation des essais de traction sur plaque rainurée permet d'obtenir un critère de propagation permettant de décrire de manière précise l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode. Notons cependant (i) que la valeur de la ténacité en mode I pur G_{IC} obtenue par la procédure d'identification est un peu faible et (ii) que l'identification de la loi de propagation ne s'effectue qu'à partir de données expérimentales comprises dans la première partie de la mixité de mode. Toutefois, cette première étude est encourageante pour espérer une identification efficace du critère de propagation grâce à un seul type d'essai. Afin de confirmer ces premiers résultats, une perspective de ce travail serait de définir des stratifiés ou des géométries (notamment la longueur utile de l'éprouvette) permettant, via l'essai de traction sur plaque rainurée, d'évaluer l'évolution de la ténacité entre 60% et 80% de mode II.

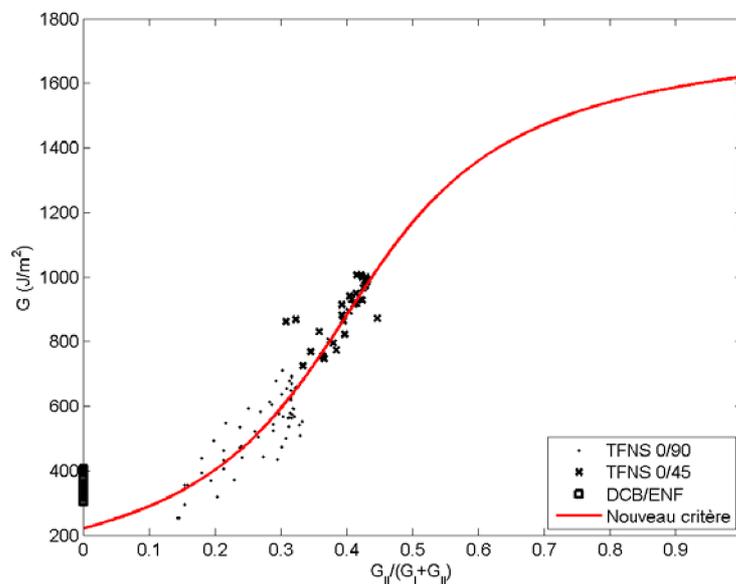


Figure 90. Identification du nouveau critère de propagation à partir des essais de traction sur plaque rainurée uniquement

G_{IC} (J/m ²)	G_{IIC} (J/m ²)	α	κ	γ
220	1620	1.0	5.4	2.5

Tableau 14. Valeurs des paramètres du nouveau critère de propagation identifié à partir des essais de traction sur plaque rainurée uniquement

4 Conclusions

Le modèle de zone cohésive développé dans ces travaux s'appuie sur un critère d'amorçage et un critère de propagation spécifiques aux stratifiés carbone/époxy. L'identification de ces deux critères est donc une étape primordiale pour l'utilisation du nouveau modèle. Les travaux de ce chapitre se sont focalisés sur l'identification du critère de propagation en proposant l'exploitation d'un essai de traction sur plaque rainurée.

Dans un premier temps, la procédure expérimentale ainsi que la méthode d'exploitation de l'essai ont été présentées. D'une part, cette présentation a permis de mettre en avant les avantages de l'essai de traction sur plaque rainurée pour caractériser la propagation du délaminage. Ainsi, cet essai est simple à mettre en place et ne nécessite pas d'insert de téflon. De plus, il est reproductible et propose une propagation stable et simultanée de deux fronts de fissures. Enfin, cet essai propose une mixité de mode qui évolue au cours de l'essai, contrairement aux essais classiques de la rupture. D'autre part, l'exploitation de cet essai se base sur la méthode numérique MVCCT. Un programme a été développé pour pouvoir utiliser cette méthode avec le code de calcul ZéBuLoN. On a pu alors démontrer que cette méthode pouvait s'appliquer à l'essai de traction sur plaque rainurée afin de retrouver la ténacité de l'interface à partir des déplacements expérimentaux et des longueurs de fissure associées.

L'application du MVCCT sur des essais de traction sur plaque rainurée $[0_2/90_2]_S$ et $[0_3/45/-45]_S$ a permis de démontrer que la ténacité d'une interface semble indépendante de l'empilement étudié ou encore de l'orientation des plis adjacents à l'interface. De même, une étude de sensibilité a mis en avant l'influence de la mesure de certains paramètres géométriques et matériaux sur l'identification de la ténacité. Compte-tenu des conclusions obtenues, l'identification du critère de propagation a été effectuée à partir des résultats de l'essai de traction sur plaque rainurée et des essais DCB et ENF. Aucun critère utilisé classiquement dans la littérature n'ayant permis de décrire l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode, un nouveau critère de propagation a été proposé en améliorant la formulation initiale de Benzeggagh. La qualité et l'apport de ce dernier ont été démontrés à partir d'identifications sur différents matériaux. Pour finir, il a été démontré qu'il était envisageable d'identifier ce critère de propagation à partir de la seule exploitation des essais

de traction sur plaque rainurée. Les résultats obtenus sont encourageants pour envisager une identification efficace et robuste du critère de propagation.

Chapitre 5

Prise en compte du couplage inter/intralaminaire

Dans les chapitres précédents, nous nous sommes attachés à décrire précisément l'évolution du délaminage quel que soit la mixité de mode. Cependant, la description du scénario de rupture de certaines structures soumises à des sollicitations complexes, tel que lors d'essais d'impact ou lors d'essais de traction sur plaque trouée, requiert la prise en compte de l'influence de l'endommagement des plis sur le délaminage.

L'objectif de ce chapitre est d'élaborer un complément au modèle de zone cohésive permettant de prendre en compte le couplage inter/intralaminaire dans la description du délaminage. Pour cela, l'approche adoptée ici consiste à diminuer les propriétés interfaciales en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire. Ce choix a été effectué afin de favoriser l'identification du critère d'amorçage et du critère de propagation pour différents états d'endommagement. C'est pourquoi, dans un second temps, une procédure d'identification du couplage inter/intralaminaire par l'essai de traction sur plaque rainurée a été proposée. Les résultats d'identification obtenus sont présentés et analysés.

1 Introduction

Différents endommagements intralaminaires peuvent être présents dans les stratifiés d'unidirectionnels (décohésion fibre/matrice, fissuration transverse, rupture de fibres, ...). Parmi eux, la fissuration transverse et les microdélaminages (Figure 91) semblent jouer un rôle influant sur l'amorçage et la propagation du délaminage.

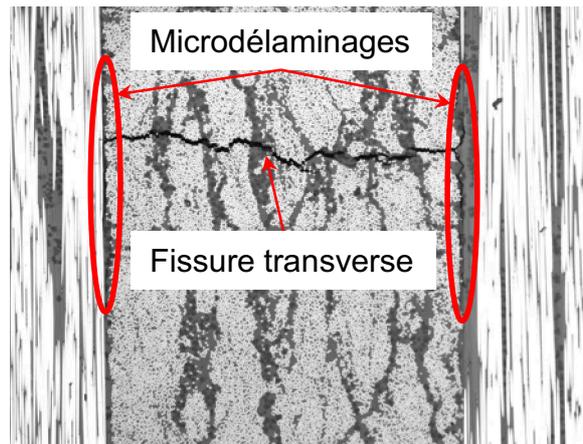


Figure 91. Illustration d'une fissure transverse et des microdélaminages présents à l'interface $0^\circ/90^\circ$ d'un stratifié $[0_2/90_2]_S$ en carbone/époxy T700GC/M21

En effet, comme le montrent [Hallett, S. R., 2009], [Wisnom, M. R., 2008], [Wisnom, M. R., 2009], [Wright, P., 2010] à partir d'essais de traction sur des plaques trouées, la combinaison du délaminage et de l'endommagement intralaminaire peut entraîner une rupture précoce des stratifiés, notamment pour des trous de faibles diamètres pour lesquels les délaminages provenant des fissures transverses se rejoignent plus rapidement (Figure 92). Le couplage entre endommagement transverse et délaminage a également été mis en évidence par de nombreux auteurs dans le cas de l'impact sur stratifiés [Chang, F. K., 1987], [Renault, M., 1994]. Guinard [Guinard, S., 2002] a ainsi montré le faciès de délaminage dit « double hélice » caractéristique d'un délaminage amorcé par un endommagement dans les plis adjacents (Figure 93).

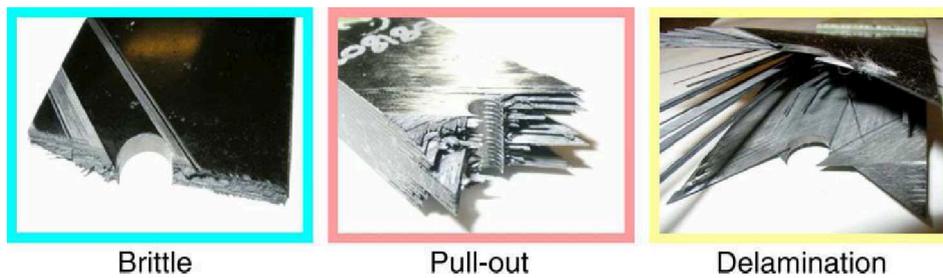
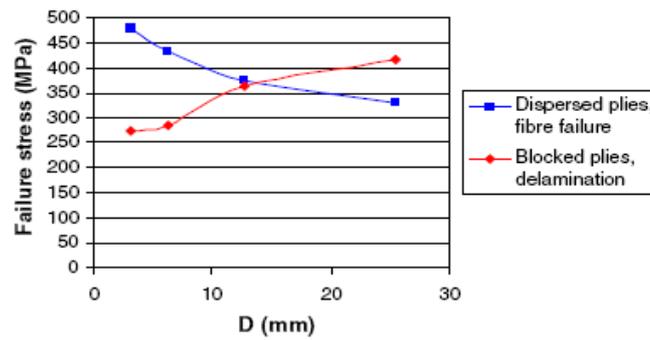


Figure 92. Mise en évidence de l'importance de la prise en compte du couplage inter/intralaminaires à partir de l'étude de l'influence du diamètre du trou D sur un cas de traction sur plaque trouée pour des stratifiés $[45_m/90_m/-45_m/0_m]_{ns}$ de 4mm d'épaisseur ($n=1$, $m=4$: blocked plies, $n=4$, $m=1$: dispersed plies)

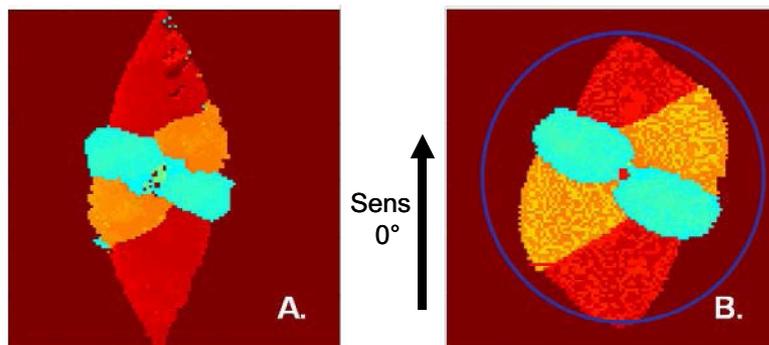


Figure 93. Contrôle ultrasonore (D-scan) de plaques composites carbone/époxy endommagées par impact (A.) et par indentation (B.) effectué par Hautier [Hautier, M., 2010].

C'est pourquoi l'étude de l'influence de l'endommagement intralaminaires sur le délaminage représente un enjeu actuel important pour décrire de manière complète la rupture des stratifiés sous certaines sollicitations.

Différentes représentations du couplage inter/intralaminaire existent dans la littérature. On retrouve notamment, à partir du concept de mésomodèle (*i.e.* la modélisation du stratifié grâce à l'association de systèmes plis/interfaces proposée par Ladevèze [Ladevèze, P., 1986], [Ladevèze, P., 1989], [Ladevèze, P., 2000], [Ladevèze, P., 2003]), plusieurs approches comme par exemple :

- la recherche du comportement homogénéisé équivalent au système plis endommagés/interfaces endommagées [Ladevèze, P., 2006], [Marsal, D., 2005]. Cette approche ne fait plus intervenir directement l'endommagement interfacial.
- la prise en compte d'un endommagement interfacial créé par des endommagements dans les plis adjacents à l'interface. Guinard [Guinard, S., 2002] propose par exemple de créer un endommagement interfacial en utilisant les forces thermodynamiques des endommagements intralaminaires. Huchette [Huchette, C., 2005], [Huchette, C., 2009] utilise pour sa part la variable de microdélaminage associé à l'endommagement transverse comme endommagement supplémentaire à l'interface (l'endommagement interfacial résulte d'une contribution mécanique et d'une contribution provenant du microdélaminage). De même, Abisset *et al.* [Abisset, E., 2011], [Daghia, F., 2011] proposent de formuler la variable d'endommagement de l'interface comme une combinaison de l'endommagement interfacial et de l'endommagement intralaminaire mais en s'appuyant pour sa part sur la densité moyenne de fissuration dans les plis adjacents à l'interface.

Plus récemment apparaît dans la littérature l'utilisation de maillages permettant de modéliser l'interaction entre l'endommagement des plis et le délaminage en insérant explicitement (*i*) des fissures transverses dans les plis et (*ii*) la fissure du délaminage entre les plis [Bouvet, C., 2009], [Van der Meer, F. P., 2010], [Violeau, D., 2007], [Wisnom, M. R., 2010]. Ces méthodes se distinguent entre elles par le traitement numérique des fissures et des interfaces. Toutefois, la limitation majeure réside d'une part dans la mise en œuvre pratique (maillage des fissures et des interfaces) et d'autre part par le coût de calcul associé (même si des approches multi-échelles en espace et en temps ont par exemple été mises en œuvres par Violeau [Violeau, D., 2007]).

Au vu des objectifs de cette thèse, une approche basée sur une vision « méso-modèle » avec la prise en compte des effets de l'endommagement intralaminaire sur l'endommagement interfacial (comme proposé par Guinard [Guinard, S., 2002] ou Huchette [Huchette, C., 2009] par exemple) semble la plus adaptée. Bien que ces approches permettent de prendre en compte le couplage inter/intralaminaire lors de calculs de structure, certains choix ont été faits concernant l'effet de l'endommagement des plis sur l'endommagement interfacial. Guinard suppose par exemple que lorsqu'un endommagement est présent dans un pli, l'interface adjacente est cassée. D'un autre côté, Huchette suppose que l'endommagement de l'interface est déterminé grâce à la combinaison de la variable d'endommagement classique et d'une

variable de taux de microdélaminage. Cela revient à représenter l'interface avec microdélaminage comme une interface très endommagée (similaire au découpage d'un « timbre poste »).

L'objectif de ce chapitre est double. Tout d'abord, un complément au modèle de zone cohésive proposé dans le chapitre 3 sera développé pour prendre en compte le couplage inter/intralaminaire dans les calculs de structure. Ce modèle s'appuiera sur les approches de Guinard et Huchette en proposant un effet de l'endommagement (*i*) sur le seuil du délaminage et (*ii*) sur sa propagation. Une procédure sera ensuite proposée pour identifier les paramètres interfaciaux en fonction du niveau de l'endommagement intralaminaire, c'est-à-dire l'effet de l'endommagement sur le seuil et la ténacité. Pour cela, l'essai de traction sur plaque rainurée sera utilisé.

2 Proposition d'un complément au modèle de zone cohésive pour la prise en compte du couplage inter/intralaminaire

Tout d'abord, rappelons que le modèle de zone cohésive développé dans le chapitre 3 s'appuie sur la définition de :

- $f(\lambda)$ qui représente l'effet de l'endommagement
- la cinétique d'endommagement, à savoir l'évolution de la variable d'endommagement λ
- δ_0 déterminé à partir d'un critère d'amorçage
- δ_f défini à partir de la loi de propagation choisie

La description de l'influence de l'endommagement intralaminaire sur le délaminage peut donc s'établir à partir de ces différents paramètres. Toutefois, compte tenu de notre cahier des charges, la prise en compte du couplage inter/intralaminaire dans le modèle de zone cohésive passe naturellement par la dégradation des paramètres δ_0 et δ_f (liés directement au critère d'amorçage et au critère de propagation) en fonction des différents niveaux d'endommagement intralaminaire du stratifié. En effet, la fonction $f(\lambda)$ ne peut pas être modifiée pour conserver la forme du modèle de zone cohésive. La dégradation de la cinétique d'endommagement est obtenue grâce à l'évolution du critère d'amorçage et du critère de propagation en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire. D'un point de vue pratique, cela revient à dégrader les valeurs des résistances et des ténacités interfaciales.

Deux paramètres liés aux endommagements intralaminaires semblent essentiels dans le couplage inter/intralaminaire : le taux de fissuration transverse ρ et la longueur moyenne de microdélaminage μ . Le paramètre ρ représente le nombre de fissures transverses présentes par unité de longueur tandis que le paramètre μ équivaut à la longueur moyenne de microdélaminage. Ces deux paramètres peuvent être normalisés comme le montre l'Eq. V.

2.1. On parle alors d'un taux de fissuration transverse réduit $\bar{\rho}$ et d'un taux de microdélaminage $\bar{\mu}$.

$$\left\{ \begin{array}{l} \rho = \frac{n}{L} \\ \mu = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} \mu_i}{n} \end{array} \right\} \Rightarrow \left\{ \begin{array}{l} \bar{\rho} = \frac{nh}{L} \\ \bar{\mu} = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} \mu_i}{L} = \rho\mu \end{array} \right. \quad \text{Eq. V. 2.1}$$

avec n le nombre de fissures transverses, L la longueur de l'échantillon et h l'épaisseur du pli. Les fissures transverses sont situées dans les plis alors que le microdélaminage est quant à lui situé à l'interface en pointe de fissure transverse (Figure 94). Seul le microdélaminage affecte donc directement l'interface. C'est pourquoi, il semble plus adapté de prendre uniquement en compte l'influence des microdélaminages sur les propriétés interfaciales. Toutefois, le microdélaminage reste un endommagement considéré comme intralaminaire car ce dernier a une influence directe sur le comportement transverse du pli et sur son comportement en cisaillement [Huchette, C., 2005].

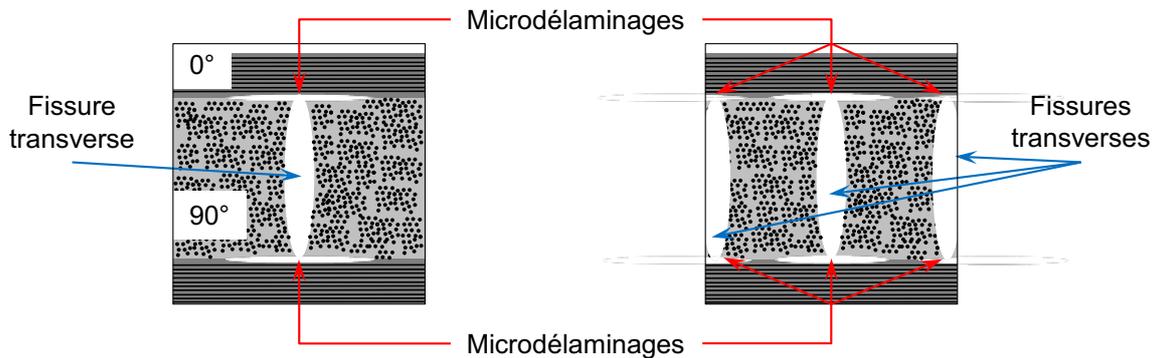


Figure 94. Représentations de différents états d'endommagements intralaminaires avec la présence de microdélaminages en pointe de fissure transverse

La dégradation des propriétés interfaciales s'effectue finalement en prenant en considération les taux de microdélaminage des plis adjacents à l'interface. D'un point de vue pratique, les taux de microdélaminages $\bar{\mu}$ des plis adjacents à l'interface, calculés à l'incrément t , sont utilisés pour déterminer à l'incrément $t+\Delta t$ le taux de microdélaminage équivalent $\bar{\mu}_{eq}$ qui permet de déterminer la valeur dégradée de la résistance et de la ténacité.

Remarque : Notons que la valeur du taux de microdélaminage équivalent $\bar{\mu}_{eq}$ retenue ici est la valeur maximale des taux de microdélaminage obtenus dans les deux plis adjacents à

l'interface (nommés ici *up* et *down*) (Eq. V. 2.2). Ce choix correspond évidemment au cas le plus critique pour l'interface.

$$\overline{\mu_{eq}} = \max\{\overline{\mu_{down}}, \overline{\mu_{up}}\} \quad \text{Eq. V. 2.2}$$

Le modèle de zone cohésive s'écrit alors :

$$\begin{cases} \text{si } [u_n] \geq 0 \\ \begin{cases} T_n = K[u_n](1-\lambda)^2 \\ T_{t,i} = K[u_{t,i}](1-\lambda)^2 \end{cases} \\ \begin{cases} \lambda = 0 \\ \lambda = \min\left\{\left(\frac{\delta_f \langle \delta - \delta_0 \rangle}{\delta(\delta_f - \delta_0)}\right)^2, 1\right\} \end{cases} \end{cases} \quad \begin{cases} \text{si } [u_n] < 0 \\ \begin{cases} T_n = \alpha_C K[u_n] \\ T_{t,i} = K[u_{t,i}](1-\lambda)^2 \end{cases} \\ \begin{cases} \text{si } \delta < \delta_0 \\ \text{si } \delta \geq \delta_0 \end{cases} \end{cases} \quad \text{avec } i = 1,2 \quad \text{Eq. V. 2.3}$$

avec δ_0 et δ_f déterminés respectivement par l'Eq. V. 2.4 et l'Eq. V. 2.5, en suivant la même procédure que dans le chapitre 3 :

$$\left(\frac{\sigma_{33}^+}{Z_t^\mu}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}^+}{S_{13CR}^\mu}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}^+}{S_{23CR}^\mu}\right)^2 = 1 \quad \text{Eq. V. 2.4}$$

$$G_C = G_{IC}^\mu + \left(G_{IIC}^\mu - G_{IC}^\mu\right) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}}\right)^\alpha \quad \text{Eq. V. 2.5}$$

avec Z_t^μ , S_{13CR}^μ et S_{23CR}^μ les résistances et G_{IC}^μ et G_{IIC}^μ les ténacités dépendant du taux de microdélaminage équivalent. Supposons que l'énergie apparente soit égale à G_C pour une interface saine de longueur L . D'un point de vue géométrique, pour un taux de microdélaminage équivalent $\overline{\mu_{eq}}$, il est possible de montrer que la ténacité apparente s'écrit :

$G_C^\mu = (1 - \overline{\mu_{eq}})G_C$. En respectant cette logique, les paramètres de l'Eq. V. 2.4 et de l'Eq. V. 2.5 sont régis par les équations suivantes :

$$\begin{cases} Z_t^\mu = (1 - \beta_1 \overline{\mu_{eq}})Z_t \\ S_{13CR}^\mu = (1 - \beta_1 \overline{\mu_{eq}})S_{13CR} \\ S_{23CR}^\mu = (1 - \beta_1 \overline{\mu_{eq}})S_{23CR} \end{cases} \quad \text{Eq. V. 2.6}$$

$$\begin{cases} G_{IC}^{\mu} = (1 - \beta_2 \overline{\mu_{eq}}) G_{IC} \\ G_{IIC}^{\mu} = (1 - \beta_2 \overline{\mu_{eq}}) G_{IIC} \end{cases} \quad \text{Eq. V. 2.7}$$

où β_1 et β_2 sont des paramètres matériaux à identifier permettant de représenter l'influence du microdélaminage sur les propriétés de l'interface. La Figure 95 et la Figure 96 illustrent la dégradation des propriétés de l'interface pour plusieurs valeurs du taux de microdélaminage équivalent (qui sont donc liées à plusieurs niveaux d'endommagement intralaminaire) avec différentes valeurs imposées à β_1 et β_2 .

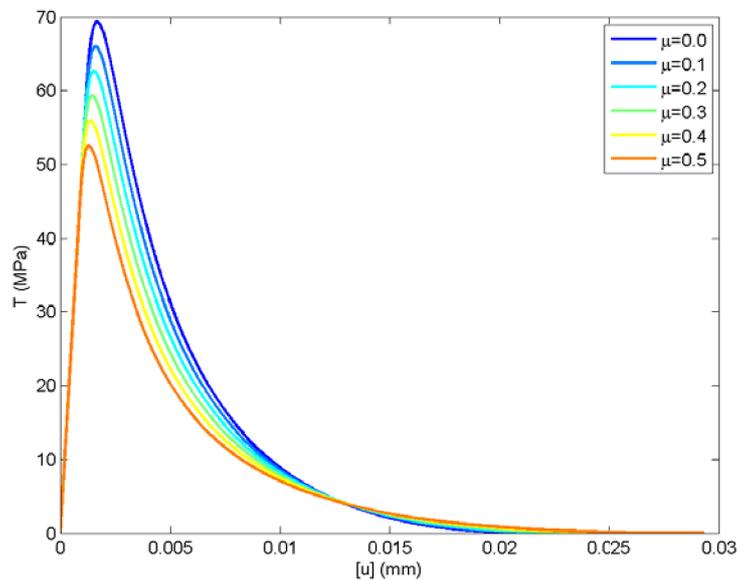


Figure 95. Évolution de la loi d'interface en fonction du taux de microdélaminage équivalent $\overline{\mu_{eq}}$ avec $\beta_1 = \beta_2 = 0.5$

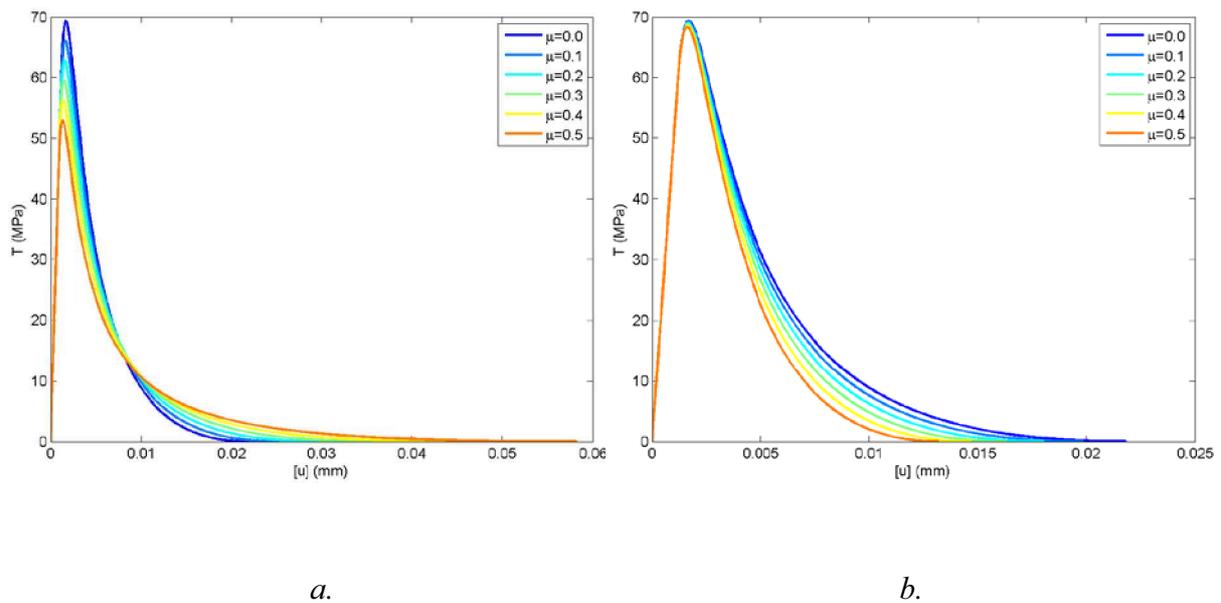


Figure 96. Évolution de la loi d'interface continue en fonction du taux de microdélaminage équivalent $\overline{\mu_{eq}}$ avec (a.) $\beta_1=0.5$ et $\beta_2=0$;(b.) $\beta_1=0$ et $\beta_2=0.5$

La prise en compte du couplage inter/intralaminaire dans le modèle de zone cohésive nécessite l'identification des paramètres β_1 et β_2 . Plus précisément, il est indispensable de déterminer l'évolution de la dégradation de la résistance et de la ténacité en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire des plis adjacents à l'interface. Pour cela, une procédure d'identification du couplage inter/intralaminaire a été exploitée.

Remarque : La réduction des résistances et des ténacités en fonction de l'endommagement intralaminaire entraîne la diminution des paramètres δ_0 et δ_f . Or, il est nécessaire de vérifier que le rapport δ_0/δ_f n'engendre pas de problèmes numériques en cours de calcul (paragraphe 2.2.1 du chapitre 2). Des solutions envisageables, et qui pourront être des perspectives à ce travail, consistent à faire évoluer la raideur K en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire afin de satisfaire cette contrainte.

3 Proposition d'une procédure d'identification du couplage inter/intralaminaire

Tout comme dans le chapitre 4, les travaux menés dans ce chapitre sur l'identification des paramètres interfaciaux se focalisent sur la propagation du délaminage. Notons toutefois que les travaux de Charrier [Charrier, J. S., 2011] proposent une procédure afin de caractériser l'évolution de la contrainte d'amorçage en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire. Dans ces travaux, l'essai de traction sur plaque rainurée est exploité afin

d'étudier la propagation du délaminage en présence d'endommagement intralaminaire dans le stratifié.

3.1 Principe de l'essai de traction sur plaque rainurée pour l'étude du couplage inter/intralaminaire

Dans le chapitre 4, l'essai de traction sur plaque rainurée a permis de caractériser l'évolution de la ténacité de l'interface en fonction de la mixité de mode de la sollicitation appliquée à l'interface. La procédure de cet essai pour l'étude du délaminage dans un stratifié sain est décrite dans le paragraphe 3.1.1 du chapitre 4. Dans ce paragraphe, cet essai est également exploité dans le but d'étudier l'influence des microdélaminages et des fissures transverses sur la propagation du délaminage. Pour cela, comme dans [Huchette, C., 2008], la procédure de l'essai est complétée par un essai de traction sur la plaque avant que cette dernière ne soit rainurée, comme le montre la Figure 97.

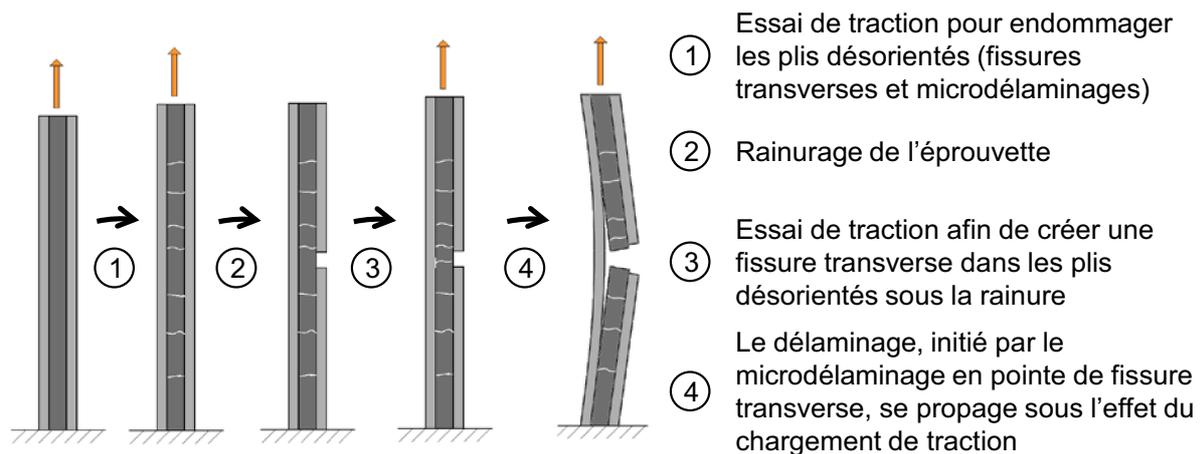


Figure 97. Principe de l'essai de traction sur plaque rainurée pour l'étude de l'influence de l'endommagement intralaminaire sur la propagation du délaminage

La première étape consiste donc à effectuer un essai de traction sur le stratifié dans le but de créer des fissures transverses dans les plis désorientés. En pointe de ces fissures apparaissent les microdélaminages qui pré-endommagent l'interface où se propage le délaminage lors du second essai de traction (*i.e.* l'essai de traction sur la plaque rainurée). Plus le niveau de chargement du premier essai de traction est élevé, plus l'état d'endommagement intralaminaire dans les plis désorientés est important. Cet évolution est notamment observée dans [Huchette, C., 2005] en fonction de la séquence d'empilement étudiée (Figure 98). Compte tenu de l'évolution de la longueur de microdélaminage et du taux

de fissuration en fonction du niveau de la contrainte appliquée, les stratifiés $[0_2/90_2]_S$ et $[0_2/90_{1/2}]_S$ semblent les plus adaptés pour étudier le couplage inter/intralaminaire. En effet, la première séquence d'empilement propose un bon compromis entre le nombre de fissures transverses présents dans le stratifié et la longueur de microdélaminage. Il permet également d'observer une évolution lente de l'endommagement intralaminaire en fonction du niveau de chargement appliqué lors de la traction sur plaque saine. De plus, pour une contrainte proche de la contrainte à rupture du stratifié, l'interface est dégradée de 30%. Cette caractéristique semble adaptée pour étudier l'impact du taux de microdélaminage sur la propagation du délaminage. La seconde séquence d'empilement propose au contraire des longueurs de microdélaminage plus faibles mais un taux de fissuration transverse élevé. Ce stratifié semble donc intéressant pour étudier l'influence d'un microdélaminage diffus sur le comportement interfacial.

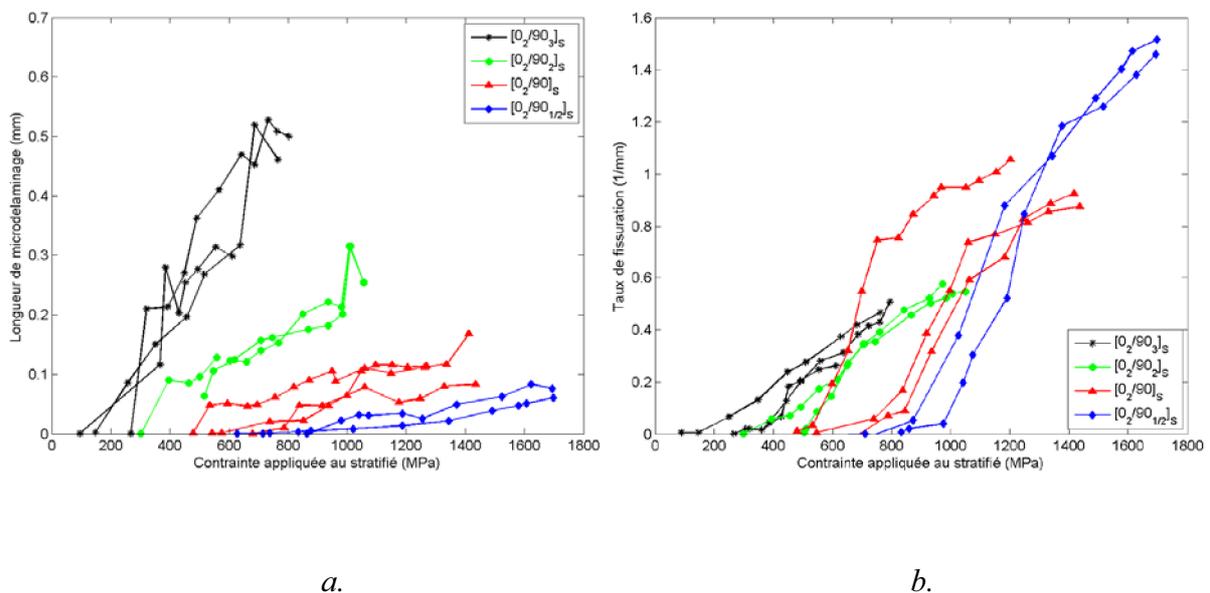


Figure 98. Évolution de (a.) la longueur de microdélaminage et (b.) du taux de fissuration en fonction de la contrainte appliquée au stratifié pour différentes séquences d'empilement [Huchette, C., 2005]

3.2 Résultats expérimentaux

Dans un premier temps, l'empilement $[0_2/90_2]_S$ a été étudié pour quatre niveaux d'endommagements intralaminaires différents, correspondant à quatre niveaux de contrainte appliquée sur le stratifié (530, 600, 690 et 940 MPa). Ces essais ont pour objectif de vérifier que les cinétiques mesurées pour un stratifié en carbone/époxy T700GC/M21 fabriqué sous autoclave dans [Huchette, C., 2005] sont similaires à nos plaques fabriquées à partir d'un lot et d'un procédé différents (sous presse). Après le premier essai de traction, le chant poli de

l'éprouvette est observé afin de déterminer le nombre de fissures transverses présentes dans les plis orientés à 90° et les longueurs de microdélaminage en pointe de ces fissures transverses. On notera que l'état d'endommagement n'évolue pas lors du second essai de traction, c'est-à-dire lors de l'essai de traction sur plaque rainurée. À partir de ces observations, il est possible de déterminer le taux de fissuration réduit et le taux de microdélaminage du stratifié. Comme le montre la Figure 99, les évolutions du taux de fissuration et du taux de délaminage sont similaires à celles obtenues par Huchette [Huchette, C., 2005] bien que les procédés de fabrication soient différents.

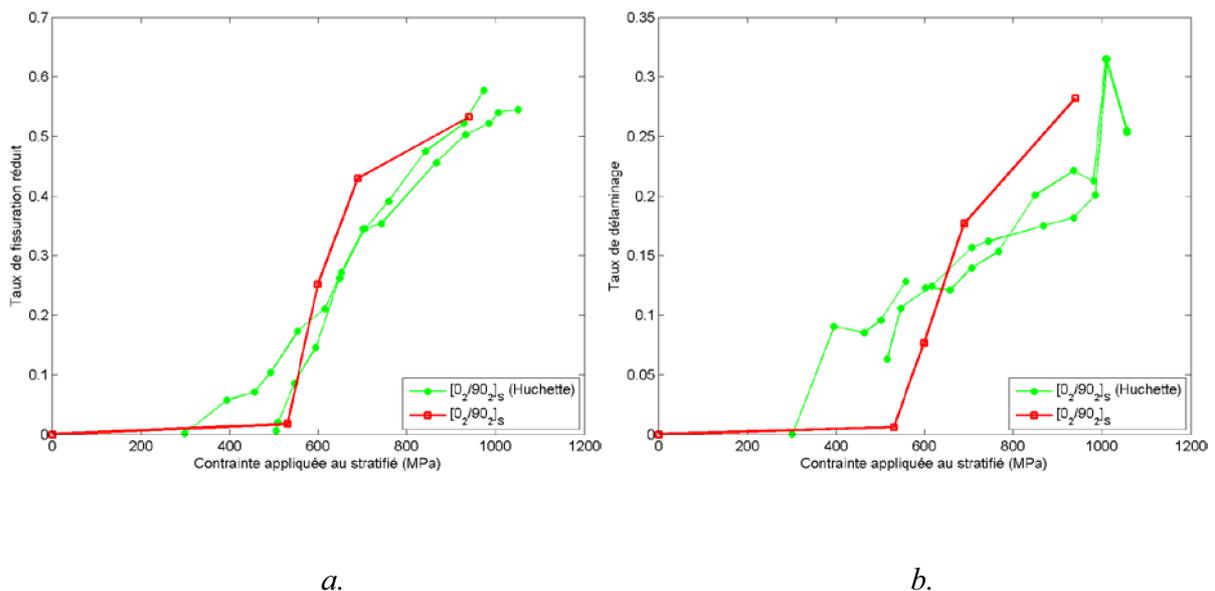


Figure 99. Comparaison avec les résultats expérimentaux de [Huchette, C., 2005] de l'évolution (a.) du taux de fissuration transverse réduit et (b.) du taux de délaminage en fonction de la contrainte appliquée au stratifié $[0_2/90_2]_s$

Afin d'évaluer la reproductibilité de l'essai pour un niveau d'endommagement intralaminaire donné, trois essais ont été effectués pour le niveau d'endommagement associé à la contrainte $\sigma = 940$ MPa (*i.e.* $\bar{\rho}=0.6$ et $\bar{\mu}=0.3$). Comme le montre la comparaison des courbes macroscopiques sur la Figure 100, l'essai de traction sur plaque rainurée est reproductible, y compris avec des niveaux d'endommagements intralaminaires élevés. Rappelons ici que la longueur de fissure normée correspond à la longueur de fissure du délaminage divisée par la longueur utile de l'éprouvette. Compte tenu de l'évolution de l'état d'endommagement intralaminaire en fonction du niveau de charge et de la confiance dans la reproductibilité de l'essai, il semble envisageable de mettre en évidence l'influence du taux de microdélaminage sur la propagation du délaminage. Pour cela, les courbes macroscopiques

contrainte appliquée/déformation et longueur de fissure normée/déformation ont été comparées (Figure 101).

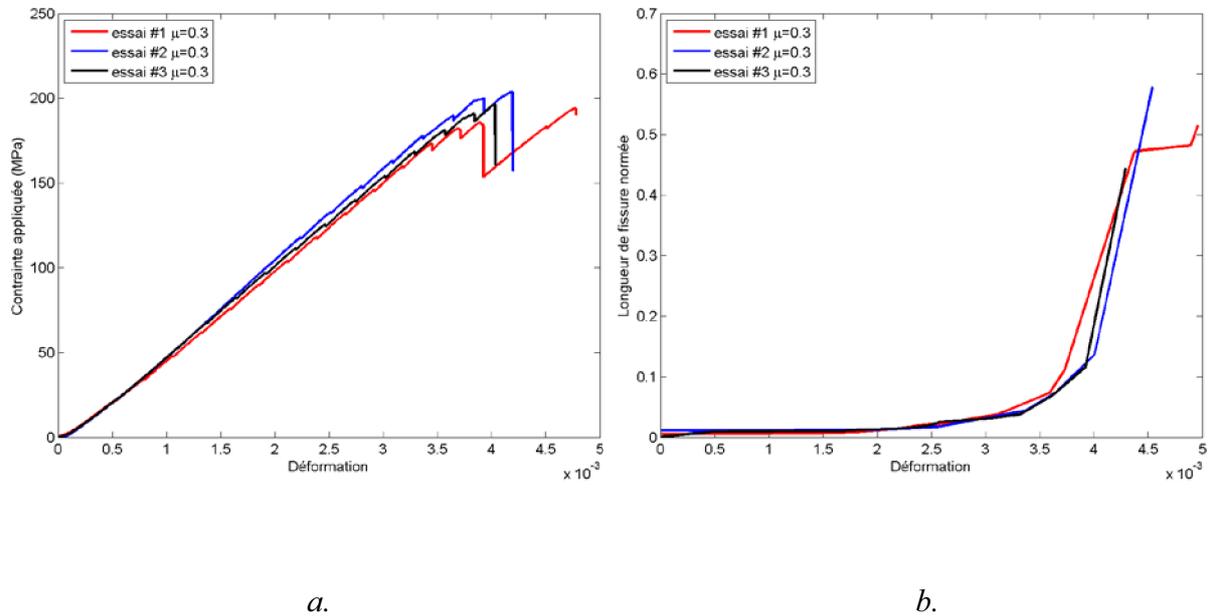


Figure 100. Évolution (a.) de la contrainte appliquée et (b.) de la longueur de fissure normée en fonction de la déformation

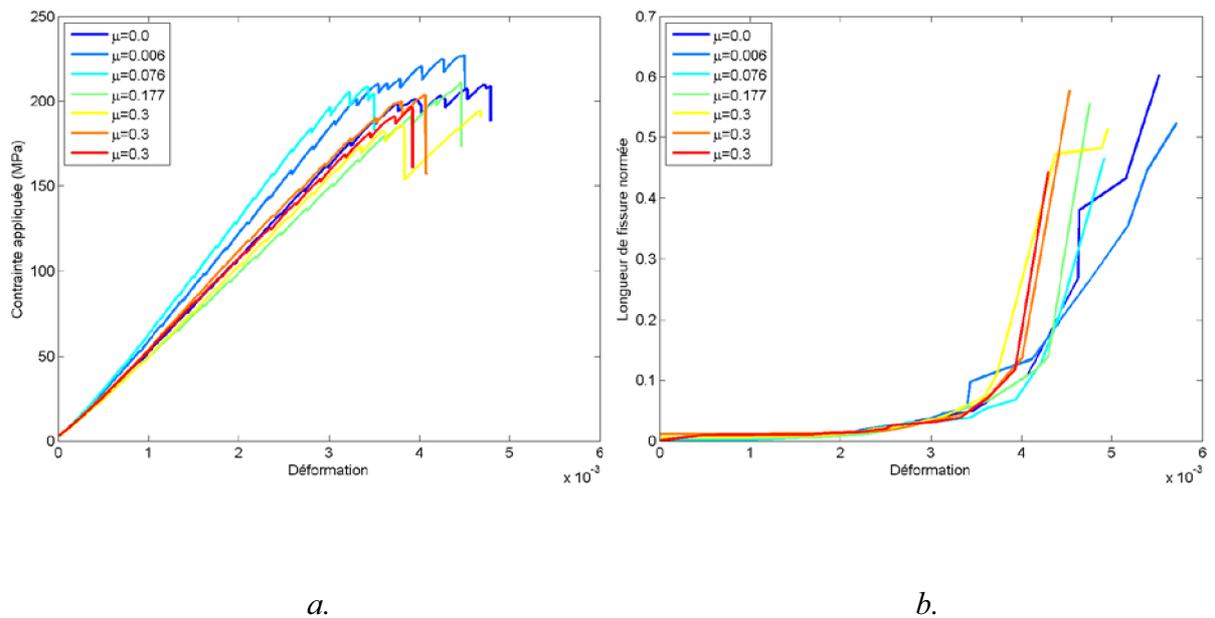


Figure 101. Évolution (a.) de la contrainte appliquée et (b.) de la longueur de fissure normée en fonction de la déformation pour plusieurs niveaux d'endommagement intralaminare

D'une part, la comparaison des contraintes appliquées permet de conclure que la pente initiale de la courbe ne peut pas être associée clairement aux différents niveaux d'endommagement intralaminaire. En revanche, la chute de la rigidité semble apparaître d'autant plus tôt que le niveau d'endommagement est élevé. Toutefois, cette observation n'est pas vérifiée quel que soit le niveau d'endommagement intralaminaire. D'autre part, l'exploitation des courbes *longueur de fissure normée/déformation* met en évidence que plus l'endommagement intralaminaire est important, plus la fissure du délaminage se propage tôt.

Afin de mieux comprendre l'importance de l'endommagement des plis et de la ténacité sur les comportements macroscopiques, la modélisation 2D de l'essai de traction sur plaque rainurée a été effectuée à l'aide d'un modèle de zone cohésive bilinéaire (i) pour différents niveaux d'endommagements intralaminaires à ténacité constante (Figure 102) et (ii) pour différentes valeurs de ténacité à comportement du pli similaire (Figure 103). Dans le cas où l'endommagement intralaminaire est répercuté sur le comportement du pli (Figure 102), ce dernier est recalculé par le biais des travaux de Huchette [Huchette, C., 2005] qui propose de modifier la souplesse du pli en fonction du taux de fissuration réduit et du taux de microdélaminage :

$$\underline{\tilde{S}} = \underline{S}^0 + \bar{\rho} \underline{H}_1^{\bar{\rho}} + \bar{\rho}^2 \underline{H}_2^{\bar{\rho}} + \bar{\mu} \bar{\rho} \underline{H}^{\bar{\mu}} \quad \text{Eq. V. 3.1}$$

où \underline{S}^0 correspond à la souplesse initiale du pli, $\underline{H}_1^{\bar{\rho}}$ et $\underline{H}_2^{\bar{\rho}}$ aux tenseurs des effets de la fissuration transverse et $\underline{H}^{\bar{\mu}}$ au tenseur des effets du microdélaminage. Les termes de ces tenseurs ont été identifiés pour le matériau T700GC/M21 dans [Huchette, C., 2005].

Les résultats obtenus indiquent clairement que l'endommagement intralaminaire a une influence comparable au bruit de la mesure expérimentale tandis que la baisse de la ténacité a un impact notable sur le comportement macroscopique. Ce phénomène n'apparaît pas de manière si évidente dans les résultats expérimentaux. L'une des raisons évidentes réside dans la dispersion des données expérimentales. L'effet local du microdélaminage semble être une autre explication possible. En effet, si dans la modélisation, cet effet est diffus le long de l'interface, ce n'est pas le cas lors de l'essai de traction sur plaque rainurée.

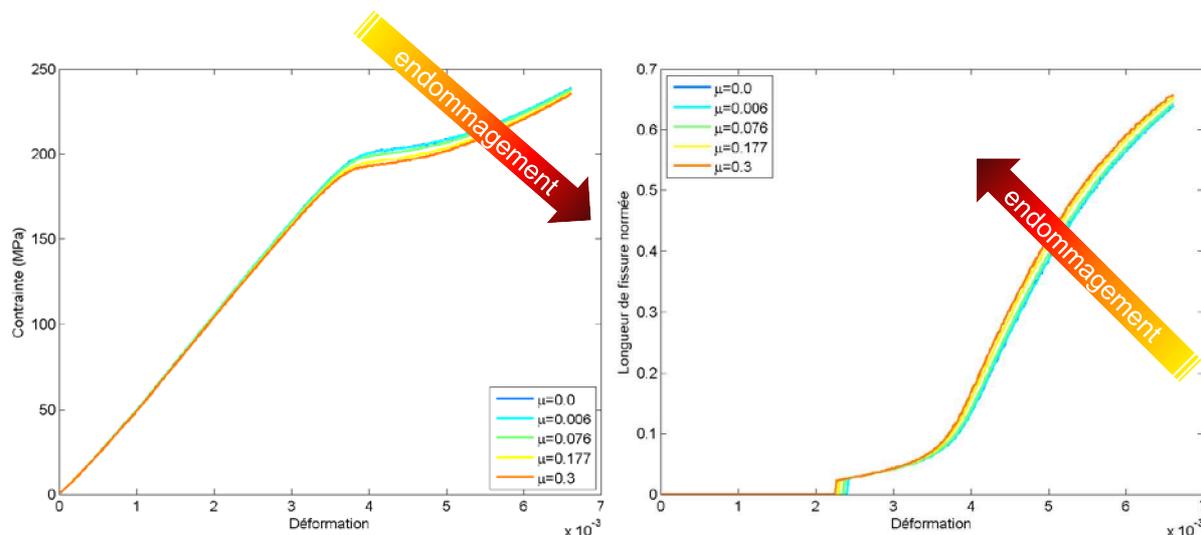


Figure 102. Influence de l'endommagement intralaminare, pris en compte dans le comportement du pli à 90°, sur le comportement macroscopique de l'éprouvette $[0_2/90_2]_S$ lors d'un essai de traction sur plaque rainurée

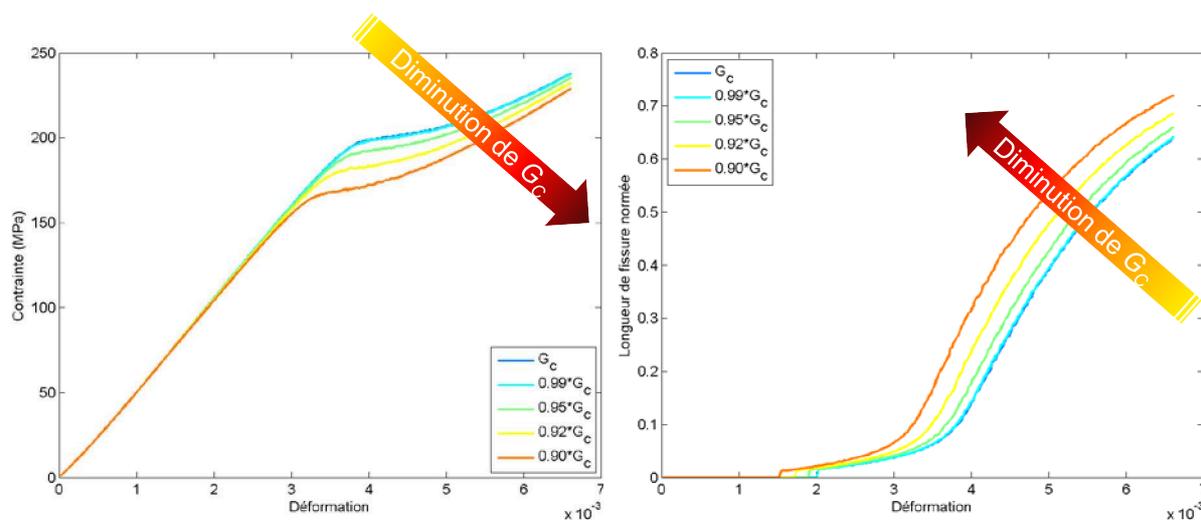


Figure 103. Influence de la diminution de la ténacité lors d'un essai de traction sur plaque rainurée $[0_2/90_2]_S$

Remarquons qu'il est nécessaire d'avoir un taux de délaminage important dans le stratifié pour observer macroscopiquement l'influence de l'état d'endommagement intralaminare. Notons également que, bien que le taux de fissuration transverse et le taux de microdélaminage soient calculés à partir des fissures transverses comprises dans l'éprouvette, la fissure du délaminage n'interagit pas avec toutes les fissures comme l'illustre la Figure 104. Par exemple, pour l'essai de traction sur plaque rainurée pré-chargée à 940 MPa (*i.e.* $\bar{\rho}=0.6$ et $\bar{\mu}=0.3$), le nombre de fissures transverses comptées visuellement sur les

photographies du chant poli de l'éprouvette était de 32 (en moyenne). Or, comme l'indique la Figure 105, seules 24 fissures transverses étaient incluses dans la zone délaminée (*i.e.* dont le microdélaminage en pointe de fissure est compris dans le délaminage). On peut donc conclure que le nombre de fissures transverses doit être très élevé dans le stratifié si l'on souhaite augmenter le nombre d'interactions entre les fissures transverses et la fissure du délaminage.

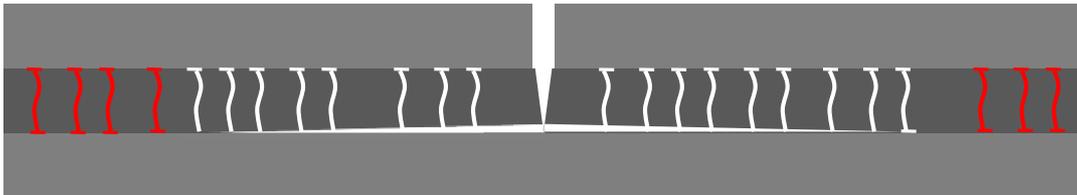


Figure 104. Schéma d'une éprouvette délaminée par l'essai de traction sur plaque rainurée mettant en évidence l'interaction entre les fissures transverses et la fissure du délaminage. Les fissures transverses illustrées en rouge n'ont pas eu d'interaction directe avec le délaminage

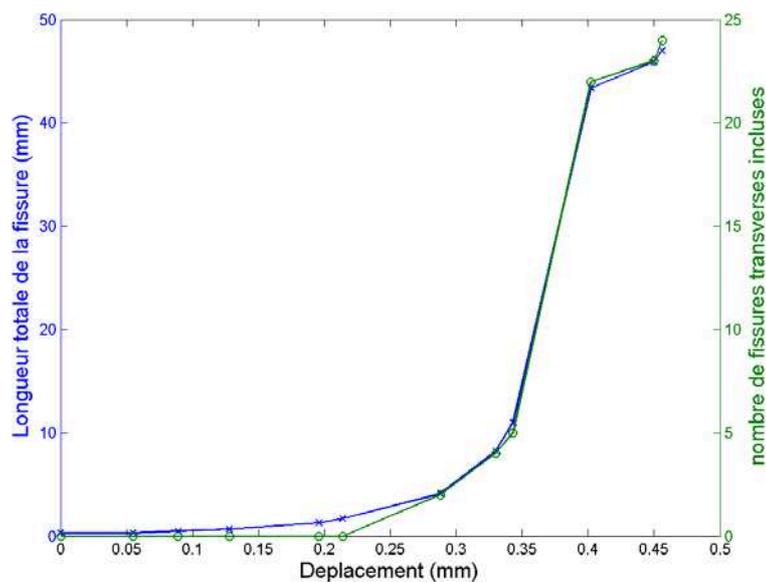


Figure 105. Évolution de la longueur du délaminage et du nombre de fissures transverses incluses dans la zone délaminée en fonction du déplacement imposé lors de l'essai de traction sur plaque rainurée

3.3 Évolution de la ténacité en fonction du niveau d'endommagement intralaminare

Tout comme dans le chapitre 4, le déplacement réel de la longueur utile de l'éprouvette et la longueur de fissure associée ont été enregistrés lors des essais de traction sur plaque rainurée effectués pour les différents niveaux de chargement. La ténacité de l'interface pour ces différents états d'endommagement a été identifiée par la méthode MVCCT puis comparée à la ténacité identifiée pour un état sain (Figure 106). Notons que pour chaque éprouvette, le comportement du pli à 90° a été recalculé en prenant en compte l'endommagement intralaminare grâce à l'Eq. V. 3.1.

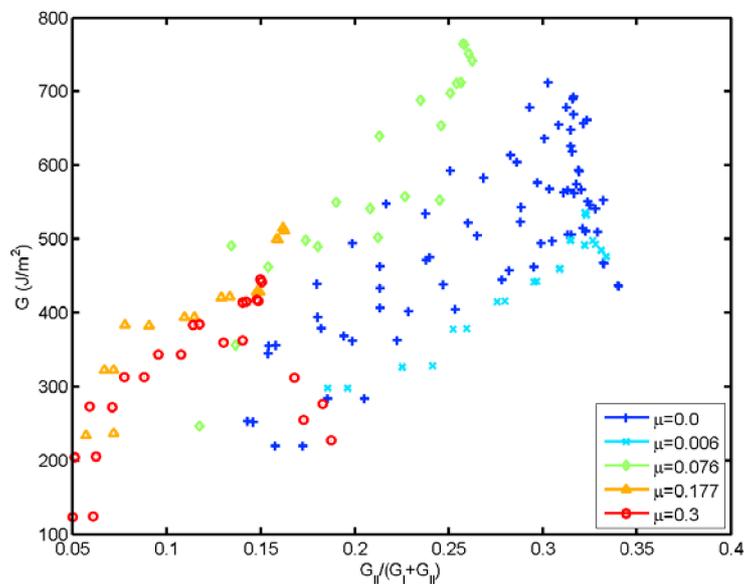


Figure 106. Identification de la ténacité à partir de l'essai de traction sur plaque rainurée $[0_2/90_2]_S$ de carbone/époxy T700GC/M21 pour plusieurs états d'endommagements intralaminaires

Les résultats obtenus sur l'identification de la ténacité en fonction de l'état d'endommagement du stratifié $[0_2/90_2]_S$ (Figure 106) permettent de conclure :

- que la mixité de mode dépend fortement de l'état d'endommagement intralaminare.
- que la plaque pré-endommagée à 530 MPa (*i.e.* $\bar{\mu}=0.006$) donne des résultats équivalents à la plaque saine. Ceci s'explique par la présence d'une seule fissure transverse dans la plaque pré-endommagée. Ce nombre de fissure n'a donc aucune influence notable sur le comportement du stratifié.

- que l'identification de l'influence de l'endommagement intralaminaire sur la ténacité n'est pas satisfaisante. En effet, si cette influence est observable sur l'évolution de la longueur de fissure en fonction du déplacement, elle n'est pas concluante sur la comparaison de la ténacité en fonction de la mixité de mode. Comme le montre la comparaison des ténacités à l'enveloppe des critères de propagation (identifiée grâce aux résultats obtenus dans le chapitre 4), les valeurs des ténacités obtenues avec la présence d'endommagement intralaminaire dans le stratifié sont comprises dans la dispersion des valeurs identifiées sur les plaques saines (Figure 107). Le Tableau 15 présente les valeurs des ténacités G_{IC} et G_{IIC} associées aux critères de propagation de la Figure 107.

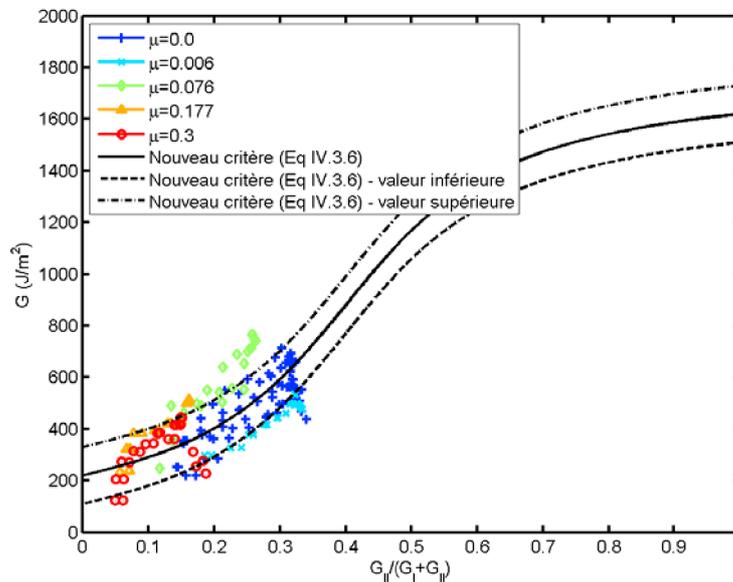


Figure 107. Comparaison des ténacités obtenues à partir des éprouvettes $[0_2/90_2]_S$ pré-endommagées lors de l'essai de traction sur plaque rainurée et l'enveloppe des critères de propagation (Eq. IV.3.6) identifiée à partir des ténacités obtenues par l'essai de traction rainurée sur plaque saine $[0_2/90_2]_S$

	Critère inférieur	Critère moyen	Critère supérieur
G_{IC} (J/m ²)	220	330	440
G_{IIC} (J/m ²)	1620	1730	1840

Tableau 15. Valeurs des ténacités associées aux critères de propagation (Eq. IV.3.6) passant par les valeurs minimales, maximales et moyennes des ténacités identifiées à partir de l'essai de traction sur plaque rainurée (chapitre 4)

Les résultats obtenus sur l'identification de la ténacité en fonction du niveau d'endommagement intralaminare semblent montrer que l'essai de traction sur plaque rainurée ne permet pas d'identifier de manière satisfaisante le couplage inter/intralaminare à partir d'un stratifié $[0_2/90_2]_S$. En effet, même si la propagation du délaminage semble sensible à l'état d'endommagement du stratifié, l'identification de la dégradation de la ténacité ne semble pas possible. Au-delà de l'aspect relatif à la dispersion des résultats expérimentaux, ceci pourrait s'expliquer également par l'effet local, donc non diffus, de l'endommagement intralaminare. Cet aspect paraît un obstacle à la recherche d'une valeur de ténacité en fonction de l'endommagement intralaminare. Pour y remédier, il semble intéressant d'étudier un stratifié permettant de rendre diffus l'endommagement le long de l'interface. Pour cela, un stratifié $[0_2/90_{1/2}]_S$ a été étudié pour un état sain et pour un état d'endommagement intralaminare élevé, associé à un chargement $\sigma = 1600$ MPa (*i.e.* $\bar{\rho} = 0.81$ et $\bar{\mu} = 0.21$).

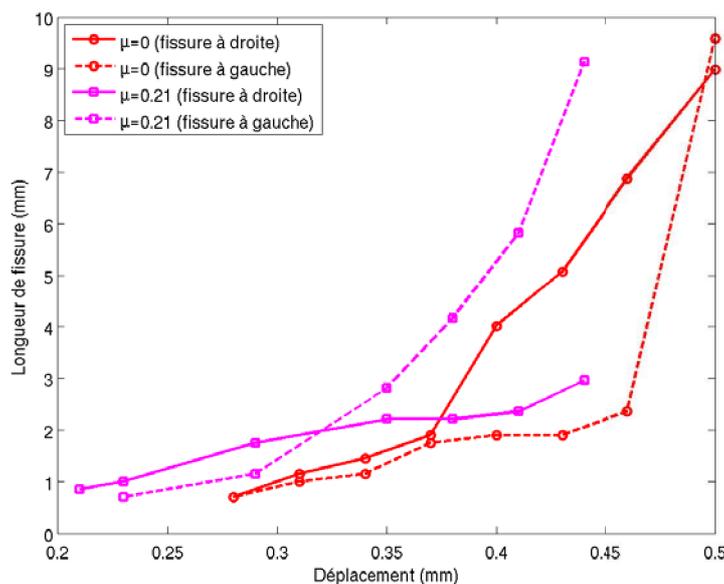


Figure 108. Évolution de la longueur de fissure en fonction du déplacement imposé pour une éprouvette $[0_2/90_{1/2}]_S$ saine et une éprouvette $[0_2/90_{1/2}]_S$ endommagée

L'évolution de la longueur de fissure en fonction de l'endommagement des stratifiés $[0_2/90_{1/2}]_S$ montre une influence de l'endommagement intralaminare sur la propagation du délaminage (Figure 108). Néanmoins, contrairement aux éprouvettes testées précédemment via l'essai de traction sur plaque rainurée, on observe que les deux fronts de fissure ne se

propagent pas de manière symétrique. Ce phénomène n'était pas prédit lors de la modélisation de l'essai. La reproductibilité de l'essai de traction sur plaque rainurée sur une éprouvette $[0_2/90_{1/2}]_S$ n'est pas assurée. Des études supplémentaires, en perspectives à ce travail, seraient donc nécessaires pour vérifier cet aspect essentiel à l'identification de la ténacité de l'interface. Toutefois, la procédure d'identification de la ténacité mise en place dans ce travail reste applicable. C'est pourquoi l'hypothèse de reproductibilité de l'essai a été supposée dans le processus d'identification effectué par la suite.

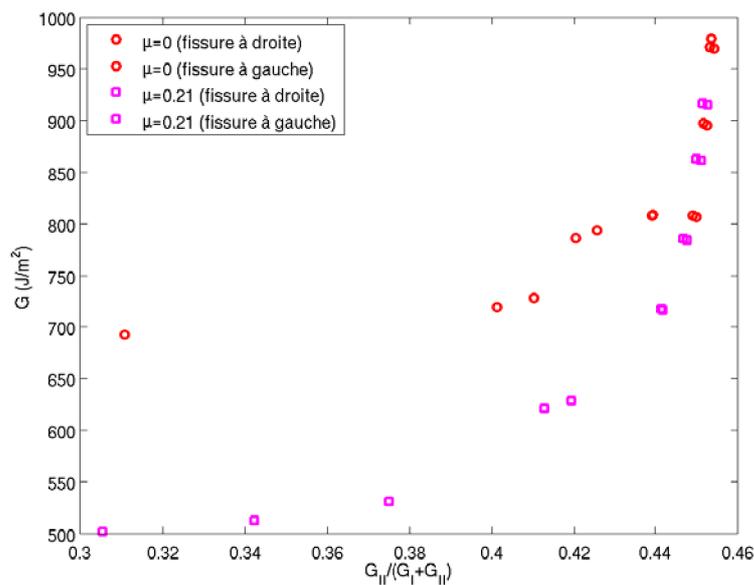


Figure 109. Identification de la ténacité en fonction de la mixité de mode à partir d'une éprouvette $[0_2/90_{1/2}]_S$ saine et d'une éprouvette $[0_2/90_{1/2}]_S$ endommagée

L'identification de la ténacité semble montrer une influence notable de l'endommagement intralaminaire (Figure 109), même si cette dernière s'amenuise pour des mixités de mode proches de 0,5. Toutefois, les valeurs identifiées restent délicates à commenter car le nombre d'éprouvettes testées est trop faible pour cet empilement. Finalement, les conclusions sur l'identification du couplage inter/intralaminaire sont à vérifier par le biais d'essais supplémentaires, notamment du fait de la dispersion associée aux résultats obtenus.

4 Conclusions

Le couplage inter/intralaminaire apparaît dans la littérature comme un mécanisme dont la prise en compte est essentielle pour décrire de manière satisfaisante la rupture du stratifié

pour certains problèmes structuraux. C'est pourquoi dans un premier temps, un complément au modèle de zone cohésive a été proposé dans ce chapitre afin de réduire la valeur des résistances et celles des ténacités en fonction du niveau d'endommagement intralaminaire et plus précisément du microdélaminage associé à cet endommagement intralaminaire.

L'identification de l'évolution des propriétés interfaciales est une étape essentielle à l'utilisation efficace du modèle de zone cohésive prenant en compte le couplage inter/intralaminaire. C'est pourquoi dans la seconde partie de ce chapitre, une procédure d'identification basée sur l'essai de traction sur plaque rainurée a été développée. Cette dernière a permis de montrer l'influence de l'endommagement intralaminaire sur la propagation du délaminage. Toutefois, l'identification de la dégradation de la ténacité en fonction de l'état d'endommagement du stratifié n'est pas satisfaisante. En effet, pour un stratifié $[0_2/90_2]_S$, les valeurs de la ténacité d'une éprouvette endommagée sont comprises dans la dispersion des valeurs obtenues pour un stratifié sain. Ainsi, pour un taux de microdélaminage de 30%, on peut observer une baisse des ténacités de l'ordre de 30% ce qui se situe dans la dispersion expérimentale. Des études ont également été réalisées sur un stratifié $[0_2/90_{1/2}]_S$ afin de pouvoir se placer dans le cadre d'un endommagement quasi-diffus à l'interface. Les premiers résultats, plus encourageants, ont permis de conclure sur une identification envisageable de la dégradation des propriétés de propagation de l'interface. Néanmoins, des études complémentaires devront être effectuées en perspective pour confirmer ces résultats. Notons toutefois qu'*a minima*, prendre comme hypothèse une approche purement géométrique de l'effet des microdélaminages sur les paramètres interfaciaux (c'est-à-dire $\beta_1=1$ et $\beta_2=1$) semble donner en première approche une identification en adéquation avec les résultats présentés dans ce chapitre.

Chapitre 6

Mise en évidence de l'apport de la stratégie de modélisation

Dans les chapitres précédents, un modèle complet de zone cohésive a été proposé et identifié à l'aide d'une procédure d'identification adaptée et originale. La stratégie de modélisation développée répond aux besoins de décrire l'amorçage et la propagation de la fissure du délaminage tout en prenant en compte le couplage inter/intralaminare.

Aussi, l'objectif de ce chapitre réside dans la mise en évidence des apports de la stratégie de modélisation à partir de l'étude de différents cas structuraux (essai de matage, essai de traction sur plaque doublement entaillée). Afin de réduire les temps de calcul sur ces cas complexes, une stratégie de calcul est également proposée dans ce chapitre. Les résultats obtenus sont analysés afin de conclure sur les apports et les limites de la stratégie de modélisation mise en place.

1 Introduction

La description efficace et robuste du délaminage est essentielle pour prédire l'endommagement des structures composites stratifiées. Dans le but de proposer un outil capable de décrire l'amorçage et la propagation de la fissure du délaminage lors d'un calcul par éléments finis, un modèle de zone cohésive a été développé dans le chapitre 3. Ce modèle, identifié efficacement grâce à la procédure mise en place dans le chapitre 4, permet de décrire (i) l'amorçage avec un renforcement des résistances sous une sollicitation en compression/cisaillement hors-plan ainsi que (ii) la propagation du délaminage en mode mixte. De plus, un complément a été proposé dans le chapitre 5 afin de prendre en compte dans le modèle de zone cohésive l'influence de l'endommagement intralaminare sur le délaminage. Le modèle de zone cohésive étant élaboré et identifié, les apports et les limites de ce dernier doivent être à présent déterminés. Pour cela, différents cas structuraux ont été étudiés : un essai de matage sur un assemblage boulonné et un essai de traction sur une plaque entaillée. Toutefois, avant de présenter les résultats obtenus pour ces différents cas tests, il est important de revenir sur les lois matériaux utilisées dans ces simulations. L'ensemble de la démarche a été appliquée au matériau étudié dans le cadre de cette thèse (T700GC/M21) dont les propriétés sont données en Annexe C.

2 Lois de comportement

Dans ce paragraphe nous présenterons dans un premier temps les différentes lois de comportement retenues pour le pli unidirectionnel et dans un second temps celles retenues pour les interfaces.

2.1 Comportement du pli unidirectionnel

Pour ces études structurales, le comportement du pli unidirectionnel est considéré soit élastique linéaire isotrope transverse soit élastique non-linéaire isotrope transverse endommageable.

De façon générique, le comportement du pli s'écrit de la façon suivante :

$$\sigma = \tilde{C} : (\varepsilon - \varepsilon^{th}) \quad \text{avec} \quad \varepsilon^{th} = \alpha_{th}(T - T_0) \quad \text{Eq. VI. 2.1}$$

où σ est la contrainte, \tilde{C} la rigidité élastique, ε la déformation totale et ε^{th} la déformation thermique exprimées dans les axes matériaux.

Le tenseur d'élasticité endommagé est défini à partir de la souplesse avec :

$$\underline{\underline{\tilde{S}}} = \underline{\underline{S}}^0 + d_1 \underline{\underline{H}}_1 + d_2 \underline{\underline{H}}_2 \text{ et } \underline{\underline{\tilde{C}}} = \underline{\underline{S}}^{-1} \quad \text{Eq. VI. 2.2}$$

où $\underline{\underline{S}}^0$ est le tenseur de souplesse élastique initiale et $d_1 \underline{\underline{H}}_1$ et $d_2 \underline{\underline{H}}_2$ décrivent l'effet des endommagements sur le comportement élastique. $\underline{\underline{H}}_1$ et $\underline{\underline{H}}_2$ sont des tenseurs d'ordre 4 représentant respectivement les effets de la rupture fibre et de la rupture inter-fibre sur la souplesse du pli unidirectionnel. d_1 et d_2 sont respectivement les variables d'effets en mode fibre et inter-fibre (fissuration transverse).

L'écriture complète du modèle est donnée en Annexe C.

2.2 Lien entre le pli et l'interface

La variable d'endommagement d_2 est associée aux endommagements inter-fibres. La présence de fissures transverses et de microdélaminages dans le pli et à l'interface est donc reliée à l'évolution de cette variable. Cependant, le choix effectué dans le chapitre 5 pour prendre en compte le couplage inter/intralaminaire s'est focalisé sur l'utilisation du taux de microdélaminage $\bar{\mu}$. Il est donc nécessaire de construire la relation entre cette variable et la variable d_2 . Pour cela, nous utiliserons le modèle proposé par Huchette [Huchette, C., 2005] pour décrire l'évolution de la souplesse effective $\underline{\underline{\tilde{S}}}$ en fonction du taux de fissuration transverse et du taux de microdélaminage :

$$\underline{\underline{\tilde{S}}} = \underline{\underline{S}}^0 + \bar{\rho} \underline{\underline{H}}_1^{\bar{\rho}} + \bar{\rho}^2 \underline{\underline{H}}_2^{\bar{\rho}} + \bar{\mu} \underline{\underline{H}}^{\bar{\mu}} \quad \text{Eq. VI. 2.3}$$

avec $\underline{\underline{S}}^0$ le tenseur de souplesse élastique initiale, $\bar{\mu}$ le taux de microdélaminage, $\bar{\rho}$ le taux de fissuration réduit et $\underline{\underline{H}}_1^{\bar{\rho}}$, $\underline{\underline{H}}_2^{\bar{\rho}}$ et $\underline{\underline{H}}^{\bar{\mu}}$ les tenseurs des effets de l'endommagement. Ces tenseurs sont de la forme :

$$\begin{aligned} \underline{\underline{H}}_1^{\bar{\rho}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & h_{22}^{\bar{\rho}1} S_{22}^0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{\bar{\rho}1} S_{66}^0 \end{bmatrix} \\ \underline{\underline{H}}_2^{\bar{\rho}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & h_{22}^{\bar{\rho}2} S_{22}^0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{\bar{\rho}2} S_{66}^0 \end{bmatrix} \\ \underline{\underline{H}}^{\bar{\mu}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & h_{22}^{\bar{\mu}} S_{22}^0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{\bar{\mu}} S_{66}^0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad \text{Eq. VI. 2.4}$$

Rappelons ici que le taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ et le taux de fissuration réduit $\bar{\rho}$ sont définis par :

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{\rho} = \frac{nh}{L} \\ \sum_{i=1}^{i=n} \mu_i \\ \bar{\mu} = \frac{\quad}{L} \end{array} \right. \text{ avec } \left\{ \begin{array}{l} \rho = \frac{n}{L} \\ \sum_{i=1}^{i=n} \mu_i \\ \mu = \frac{\quad}{n} \end{array} \right. \quad \text{Eq. VI. 2.5}$$

Comme l'ont proposé Laurin *et al.* [Laurin, F., 2011] à partir des travaux de Huchette [Huchette, C., 2005], le taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ peut s'exprimer comme une fonction du taux de fissuration réduit $\bar{\rho}$:

$$\bar{\mu} = a_h \bar{\rho}^2 + b_h h \bar{\rho} \quad \text{Eq. VI. 2.6}$$

où a_h et b_h sont des paramètres matériaux (dont les valeurs sont présentées dans l'Annexe C) identifiés à partir d'un essai de traction sur un stratifié $[0_2/90_m/0_2]_s$ [Huchette, C., 2005] et h l'épaisseur du pli.

En utilisant les équations Eq. VI. 2.2, Eq. VI. 2.3 et Eq. VI. 2.6, on obtient l'équivalence :

$$d_1 \underline{\underline{H_1}} + d_2 \underline{\underline{H_2}} = \bar{\rho} \underline{\underline{H_1^{\bar{\rho}}}} + \bar{\rho}^2 \underline{\underline{H_2^{\bar{\rho}}}} + \bar{\mu} \underline{\underline{H^{\bar{\mu}}}} \quad \text{Eq. VI. 2.7}$$

et on détermine ainsi la variable d_2 en fonction de $\bar{\rho}$:

$$d_2 = \frac{a_h h \bar{\rho}^3 + (h \bar{\rho}^2 + b_h h h \bar{\rho}) \bar{\rho}^2 + h \bar{\rho}^2 \bar{\rho}}{h_{22}} \quad \text{Eq. VI. 2.8}$$

Cette relation étant bijective lorsque le taux de fissuration réduit $\bar{\rho}$ est compris entre 0 et 2, $\bar{\rho}$ peut être exprimé en fonction de la variable de dégradation inter-fibre d_2 . L'expression reliant le taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ à d_2 est alors déduite grâce à l'Eq. VI. 2.6. Cependant, cette expression analytique n'étant pas triviale à inverser, l'évolution du taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ en fonction de la variable d_2 a été interpolée à l'aide d'une fonction spline cubique. Comme le montre la Figure 110, l'influence de l'épaisseur du pli est négligeable sur l'évolution de $\bar{\mu}$ en fonction de d_2 .

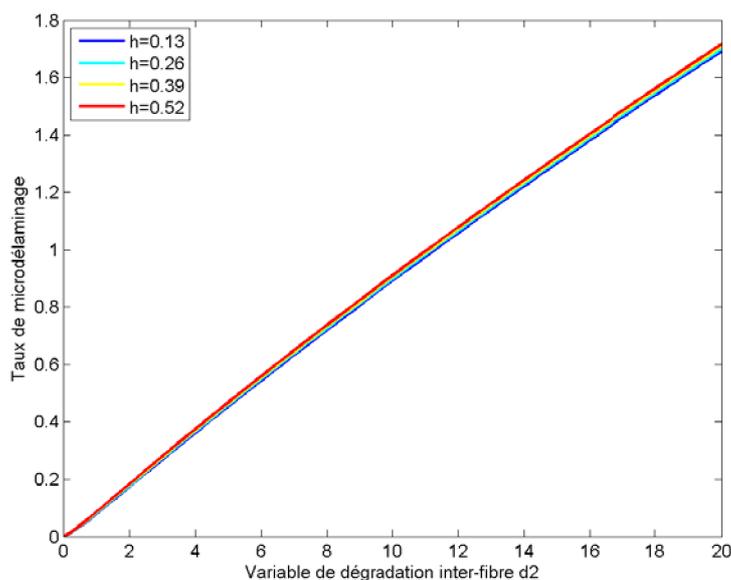


Figure 110. Évolution du taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ en fonction de la variable de dégradation inter-fibre d_2 pour différentes épaisseurs de pli

À partir de la Figure 110, il est possible d'approximer l'évolution du taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ en fonction de la variable de dégradation inter-fibre d_2 par une fonction polynômiale d'ordre 2 de la forme :

$$\bar{\mu} = a_{\bar{\mu}}d_2^2 + b_{\bar{\mu}}d_2 \quad \text{Eq. VI. 2.9}$$

Les valeurs identifiées des coefficients de ce polynôme sont présentés dans le Tableau 16.

$a_{\bar{\mu}}$	$b_{\bar{\mu}}$
-0.0005	0.0963

Tableau 16. Valeurs des coefficients du polynôme d'ordre 2 approximant l'évolution du taux de microdélaminage en fonction de la dégradation inter-fibre

Remarque : Le lien proposé dans ce chapitre entre le taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ et la variable de dégradation inter-fibre d_2 est calculé dans le modèle d'interface lorsque les valeurs de d_2 des plis adjacents sont récupérées à l'interface. Cette relation a été définie à partir du modèle d'endommagement, choisi dans cette étude pour sa simplicité d'utilisation et d'identification. Toutefois, cette première approche n'est pas totalement satisfaisante. En

perspective, il semblera plus adapté d'utiliser le modèle d'endommagement proposé dans le cadre du WWFEIII [Laurin, F., 2011] dans lequel la cinétique du taux de fissuration réduit est modélisée de façon plus précise et a été comparée avec succès à des résultats expérimentaux.

2.3 Comportement de l'interface

Afin de mettre en évidence les apports et les limites de la stratégie de modélisation, deux formes de modèles de zone cohésive ont été utilisées pour décrire le délaminage : celle du modèle bilinéaire et celle du modèle développé dans le chapitre 3. Ces deux formes de modèles ont été associées à deux types de lois de propagation : la loi de Benzeggagh et le critère de propagation proposé dans le chapitre 4. Les résistances interfaciales associées à ces modèles ont été choisies arbitrairement (les valeurs de la procédure d'identification proposée par Charrier [Charrier, J. S., 2010] étant une propriété d'Airbus). En revanche, les valeurs des ténacités ont été prises selon l'identification proposée dans [Prombut, P., 2007] pour le critère de Benzeggagh (Tableau 17) et celle effectuée dans le chapitre 4 pour le critère développé dans ce travail (Tableau 18).

Z_t (MPa)	$S_{13}=S_{23}$ (MPa)	G_{IC} (J/m ²)	G_{IIC} (J/m ²)	α
60	90	350	1450	1.148

Tableau 17. Valeurs des propriétés interfaciales (avec le critère de propagation de Benzeggagh)

Z_t (MPa)	$S_{13}=S_{23}$ (MPa)	G_{IC} (J/m ²)	G_{IIC} (J/m ²)	α	κ	γ
60	90	340	1390	1.6	7.4	3.1

Tableau 18. Valeurs des propriétés interfaciales (avec le critère de propagation proposé dans le chapitre 4)

En utilisant les résultats du chapitre 3 sur le rapport δ_0/δ_f , il est possible de déterminer la valeur maximale admissible de la raideur interfaciale K . Cette dernière est supérieure à 10^7 N.mm⁻³ pour le modèle bilinéaire. Toutefois, afin d'éviter les divergences du calcul, la raideur ne sera pas prise au-delà de 10^6 N.mm⁻³. Pour le modèle de zone cohésive proposé dans le chapitre 3, la valeur maximale admissible de la raideur K est proche de 10^5 N.mm⁻³, comme le montre la Figure 111. Toutefois, pour cette valeur, le modèle de zone cohésive impose une

valeur du saut de déplacement critique δ_f beaucoup trop grande et incompatible avec les tailles de maille envisagées classiquement pour la modélisation du délaminage (Figure 112-a). Aussi, pour tenir compte de cette contrainte, la valeur de K ne pourra pas être supérieure à 10^4 N.mm⁻³ avec ce nouveau modèle (Figure 112-b).

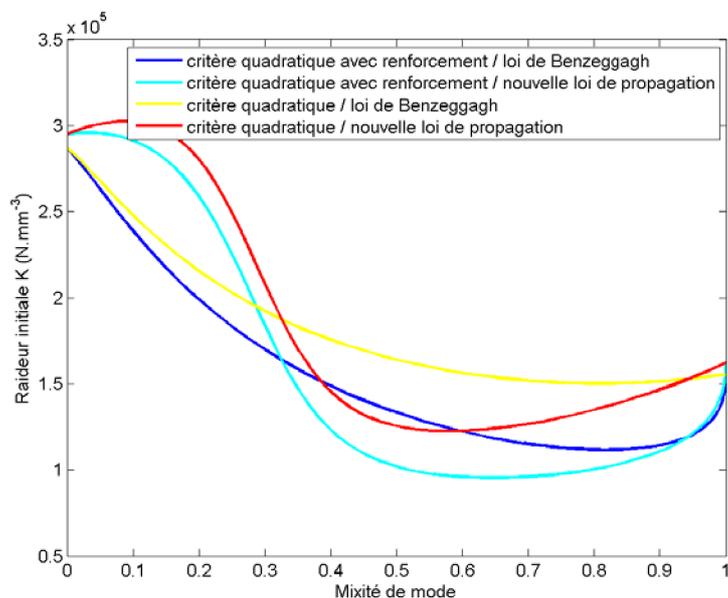


Figure 111. Évolution de la raideur initiale K associée au modèle développé dans le chapitre 3 en fonction de la mixité de mode

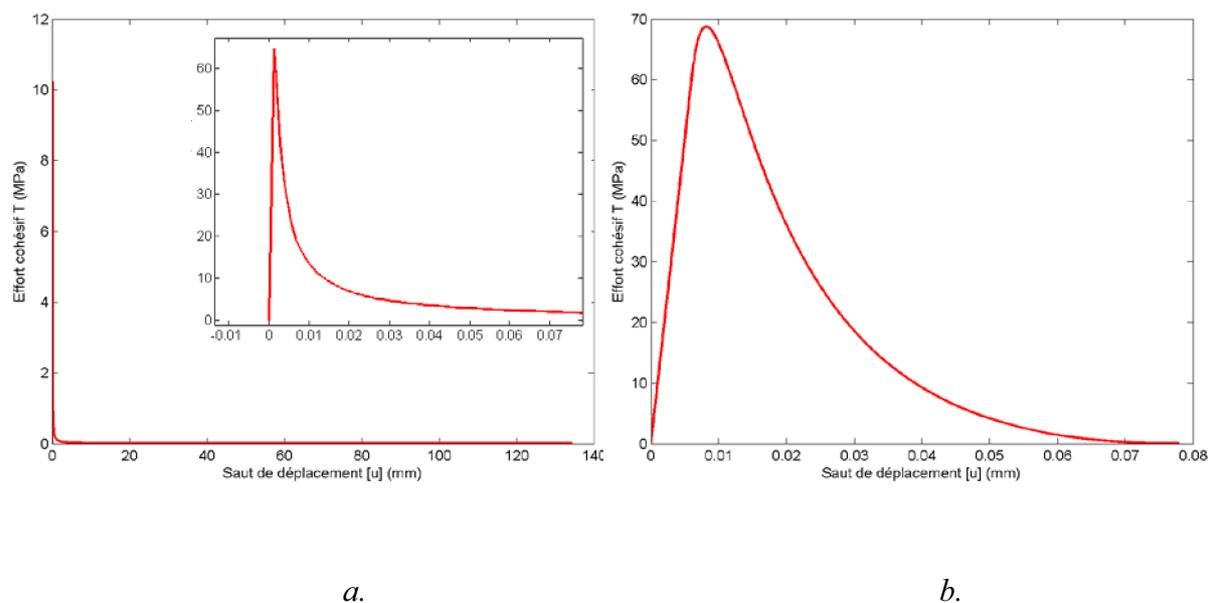


Figure 112. Évolution de l'effort cohésif en fonction du saut de déplacement pour le modèle proposé dans le chapitre 3 avec $K=10^5$ (a.) et $K=10^4$ N.mm⁻³ (b.)

3 Étude d'un essai de matage sur un assemblage boulonné

L'essai de matage sur assemblage boulonné représente un cas structural intéressant pour mettre en évidence les apports du modèle de zone cohésive en termes de description de l'amorçage et de la propagation du délaminage. Deux configurations ont été exploitées : l'assemblage boulonné sans et avec pré-serrage. Dans les deux cas, l'empilement $[0_2/90_2/0_2/90_2]_S$ a été étudié en s'appuyant sur les travaux réalisés par Irisarri [Irisarri, F.-X., 2009]. Notons que les blocs de plis de même orientation sont modélisés par un seul élément volumique dans l'épaisseur. La géométrie et les dimensions de l'assemblage boulonné sont présentées sur la Figure 113 tandis que les conditions aux limites sont illustrées sur la Figure 114. Notons que l'essai de matage est ici modélisé en bloquant le boulon et en imposant un déplacement à la plaque. Le cas de l'essai de matage avec un boulon pré-serré est modélisé en ajoutant une condition de pression sur une couronne autour du boulon appliquée sur la face supérieure du stratifié.

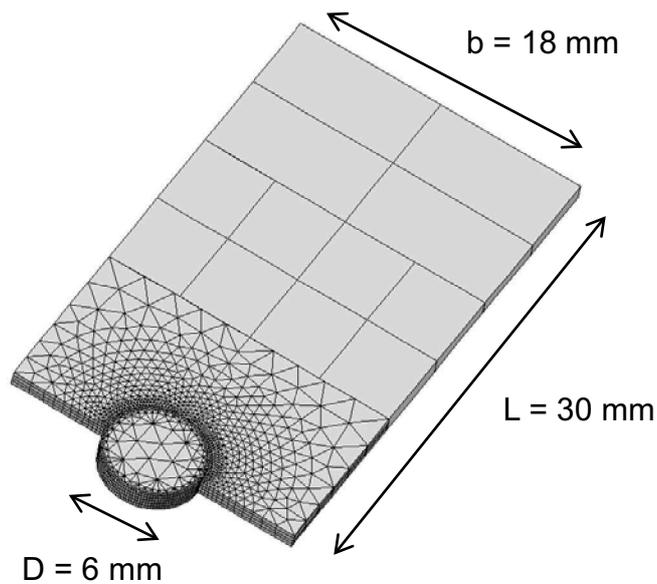


Figure 113. Dimensions de l'assemblage boulonné

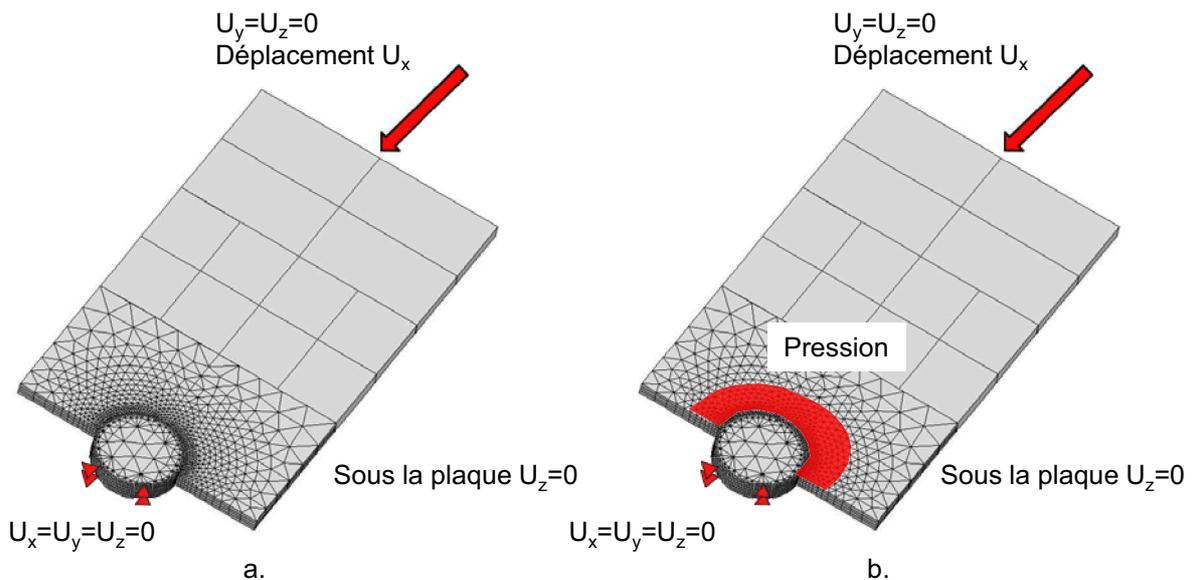


Figure 114. Conditions aux limites de l'essai de matage sur assemblage boulonné (a.) sans pré-serrage et (b.) avec pré-serrage

3.1 Proposition d'une stratégie de calcul

L'assemblage boulonné représente un cas structural réunissant plusieurs difficultés importantes. Tout d'abord, le contact entre le boulon et la plaque doit être pris en compte. Ce contact est géré par un algorithme de pénalisation avec un modèle de Coulomb. De plus, la modélisation du délaminage nécessite la description précise du champ de contraintes à l'origine de l'amorçage de la fissure du délaminage. Pour cela, il est primordial d'utiliser un maillage suffisamment fin avec au minimum un élément volumique par pli dans l'épaisseur. Notons que les éléments sont linéaires dans ce problème afin d'améliorer la gestion du contact. Enfin, l'étude du délaminage entre chaque bloc de plis d'orientation différente augmente le nombre d'éléments d'interface (insérés entre chaque pli d'orientation différente) et donc le nombre de degrés de liberté (ddl). Le temps de calcul étant fortement lié au nombre de ddl, ce dernier devient rapidement déraisonnable. Afin de réduire ce nombre de ddl, une stratégie de calcul a été développée. Son principe repose sur l'adaptation du niveau de modélisation en fonction de l'intérêt de la zone étudiée. Dans le cas de l'assemblage boulonné, la zone d'intérêt se situe au niveau du trou du fait de la présence des différents endommagements.

La stratégie de calcul se décompose en trois parties (Figure 115) :

- la zone la plus éloignée de la zone d'intérêt, qui est modélisée par le biais d'éléments volumiques avec un élément dans l'épaisseur du stratifié. Un comportement orthotrope élastique homogénéisé est associé à cet élément.

- la zone de transition, qui permet d'assurer le lien entre la zone précédente et la zone d'intérêt. Cette zone est décrite à l'aide d'éléments volumiques stratifiés permettant une meilleure prise en compte de l'empilement du stratifié. Ces éléments ont la particularité d'être quadratiques en surface et linéaires dans l'épaisseur, ce qui permet d'obtenir un nombre de ddl équivalent aux éléments coques tout en assurant une parfaite transition avec la zone d'intérêt. Les maillages des différentes zones n'étant pas conformes, des conditions de déplacements (MPC : Multiple Point Constraints) assurent leur jonction. Le comportement associé à la zone de transition est un comportement orthotrope élastique prenant en compte l'orientation des plis à chaque rangée de points de Gauss.
- la zone d'intérêt, qui est modélisée avec au minimum un élément volumique orthotrope dans l'épaisseur de chaque pli. Entre chaque pli, des éléments d'interface sont insérés afin de décrire le délaminage. Toutefois, afin de réduire encore les temps de calcul, les éléments d'interface ne sont pas insérés sur toute la surface des plis. En effet, la description de l'amorçage et de la propagation du délaminage ne nécessite qu'une couronne d'éléments d'interface autour du trou jusqu'à une certaine distance. Néanmoins, cette technique peut engendrer l'apparition d'un endommagement en bord de couronne. C'est pourquoi en périphérie de la couronne, des éléments d'interface de liaison sont utilisés (Figure 116). Les paramètres matériaux du modèle de zone cohésive associé à ces éléments sont choisis afin d'éviter l'amorçage du délaminage.

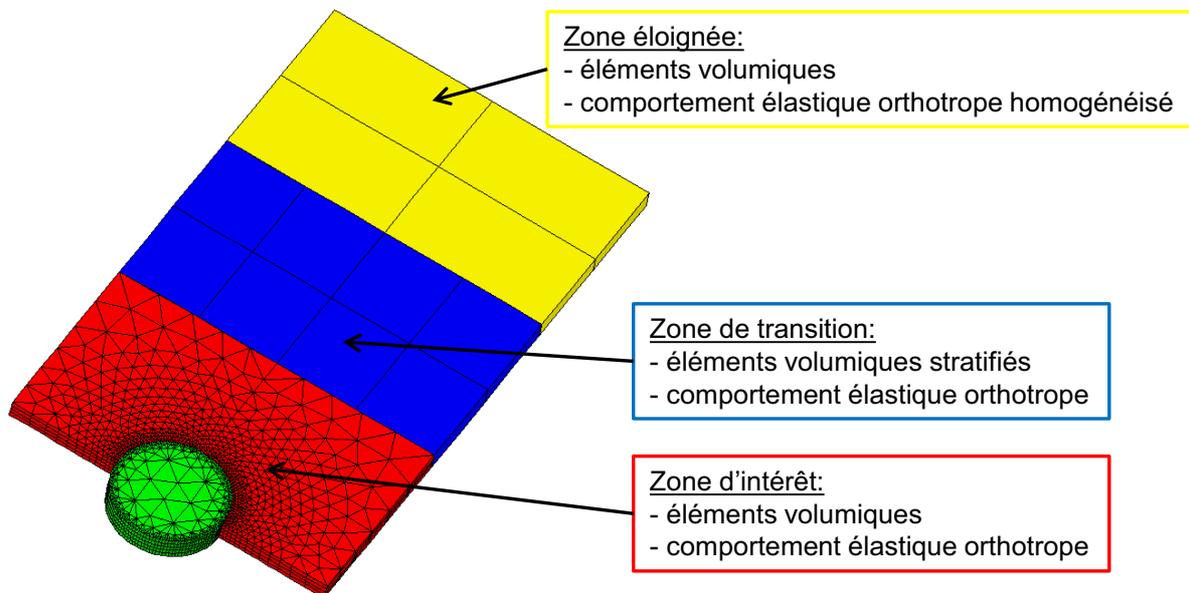


Figure 115. Présentation de la stratégie de calcul

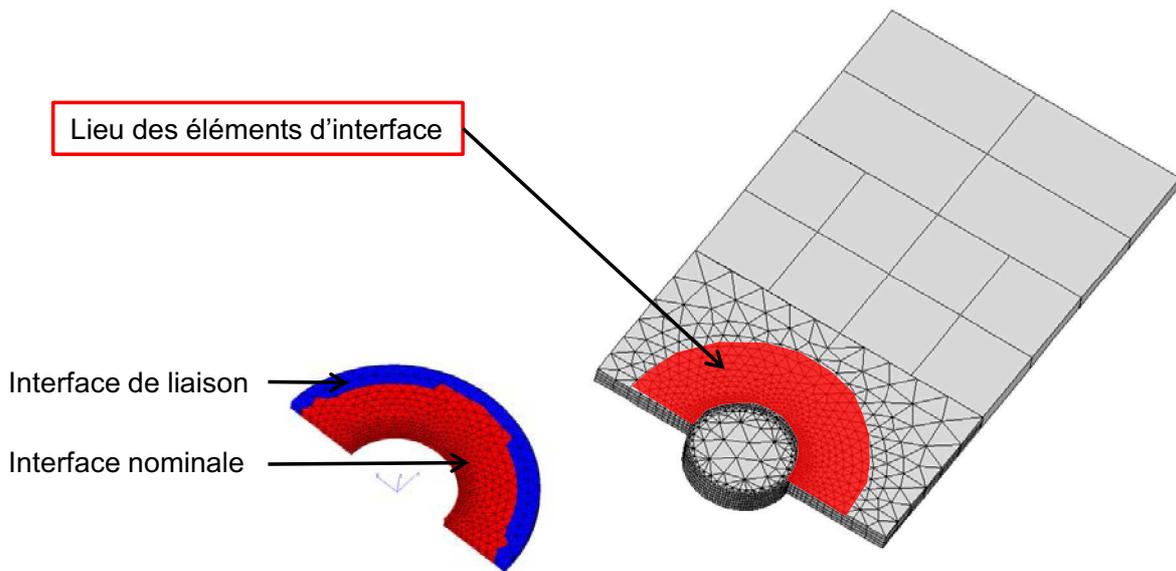


Figure 116. Illustration des éléments d'interfaces nominales et des interfaces de liaison

3.2 Cas de matage sans pré-serrage

L'essai de matage sur un assemblage boulonné a été modélisé précédemment à l'Onera dans les travaux d'Irisarri [Irisarri, F.-X., 2009]. Ce dernier a démontré la nécessité de prendre en compte le délaminage afin de décrire le scénario de rupture en matage. Il semble donc intéressant de déterminer sur ce cas structural l'apport de la stratégie de modélisation sur la description du délaminage. Bien que les travaux d'Irisarri aient montré la nécessité d'utiliser un comportement élastique endommageable adoucissant pour décrire le pic de matage, le comportement des plis du stratifié est considéré élastique linéaire isotrope transverse dans cette étude. En effet, l'objectif de cette première étude ne résidant pas dans la comparaison essais/calculs mais dans la mise en évidence des apports de la stratégie de modélisation, le comportement du pli a été considéré le plus simple possible.

3.2.1 Étude comparative des différents ingrédients nécessaires dans les modèles de zone cohésive

Une étude comparative a été mise en place afin de comparer les différents aspects du modèle de zone cohésive, c'est-à-dire la forme de la loi, le critère d'amorçage et le critère de propagation. Ainsi, le modèle de zone cohésive proposé dans le chapitre 3 a été comparé au modèle bilinéaire. Pour chacun de ces modèles, le critère d'amorçage quadratique et le critère avec renforcement en compression/cisaillement hors-plan ont été utilisés. De même, la loi de propagation de Benzeggagh et celle proposée dans le chapitre 4 ont été associées aux deux modèles. Ainsi, les critères d'amorçage et les lois de propagation ont pu être comparés quel que soit le modèle de zone cohésive utilisé dans la modélisation.

Comme attendu, le délaminage se propage en partant du bord du trou, qui est en contact avec le boulon (Figure 117), selon les angles 45° et -45° qui correspondent aux bissectrices des angles adjacents à l'interface (0° et 90°). Comme le montre la Figure 118, cette propagation est engendrée par un champ de cisaillement hors plan.

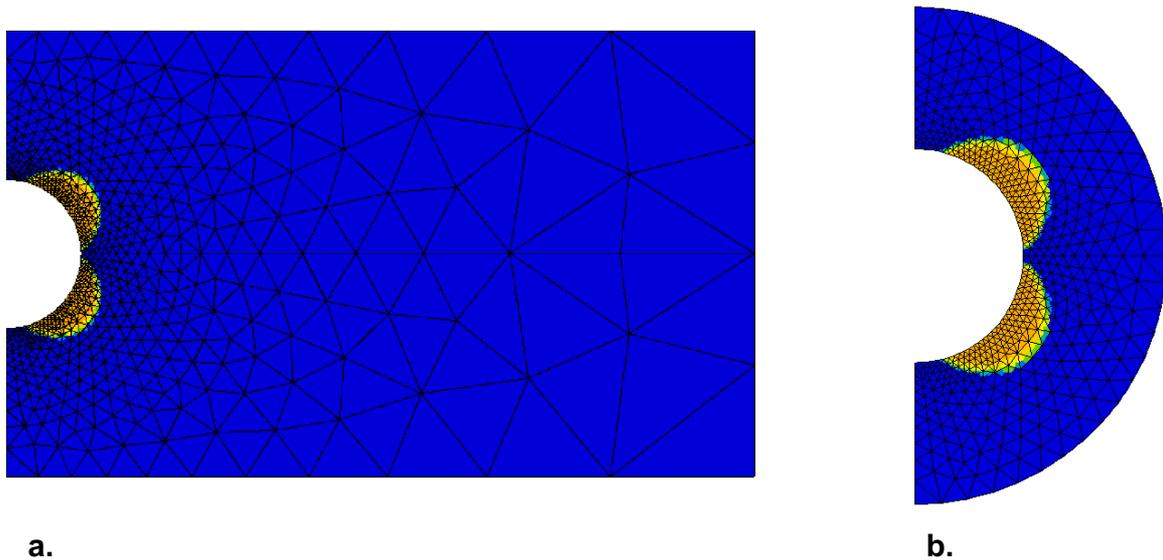


Figure 117. Illustration de la propagation du délaminage (a.) selon une vue d'ensemble de la plaque ; (b.) selon une vue rapprochée en bord de trou

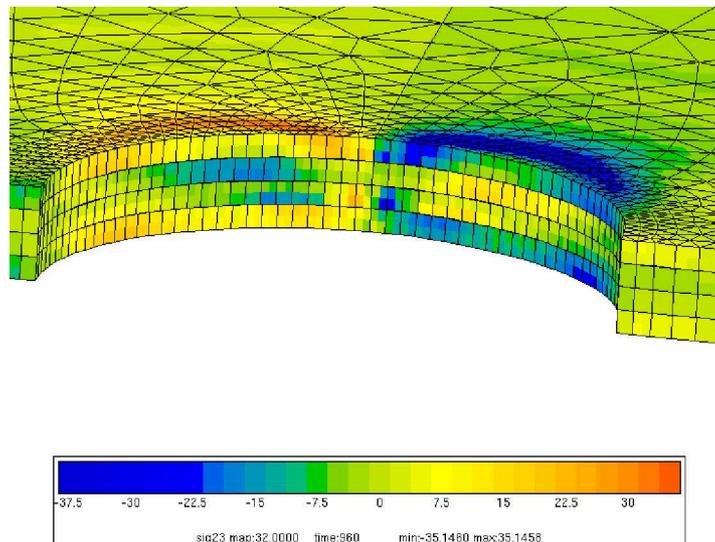


Figure 118. Représentation du champ de contrainte hors-plan σ_{23} (l'axe 2 correspondant à la direction de la largeur de l'éprouvette et l'axe 3 sa hauteur)

Le délaminage étant finalement engendré par un champ de contrainte de cisaillement quasiment pur, la comparaison du critère d'amorçage et du critère de propagation ne permet pas d'observer une différence notable. Ainsi, la localisation de l'amorçage et la contrainte appliquée associée sont identiques quel que soit le critère d'amorçage utilisé. De même, comme le montre la Figure 119, l'évolution de l'aire délaminée en fonction de la contrainte appliquée est similaire quel que soit le critère de propagation utilisé (le faible décalage étant expliqué par la ténacité G_{IIc} dont la valeur identifiée est différente selon le critère de propagation choisi (Tableau 17 et Tableau 18)).

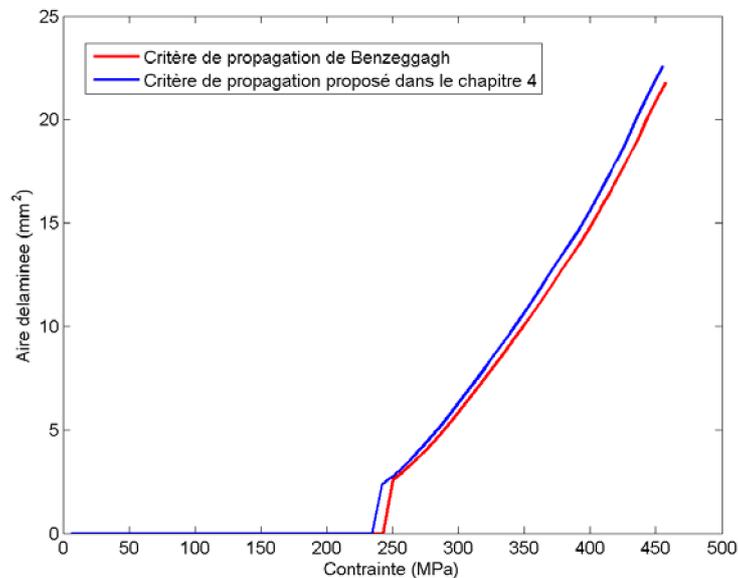


Figure 119. Comparaison de l'aire délaminée en fonction du critère de propagation utilisé avec le modèle de zone cohésive bilinéaire

En revanche, comme le montre la Figure 120, la comparaison des aires délaminées en fonction du modèle de zone cohésive utilisé met en évidence une différence importante. Cette différence est directement liée à la souplesse de la structure influencée par le modèle continu. En effet, comme nous avons pu le voir dans le chapitre 3, pour une raideur K donnée, le modèle continu propose un saut de déplacement critique δ_f plus important que celui associé au modèle bilinéaire (Figure 121). Cet aspect qui semblait un avantage pour réduire le nombre d'éléments sur des cas simples (chapitre 3) s'avère finalement un inconvénient pour la description précise du délaminage. Cet inconvénient est d'autant plus accentué que le nombre d'interfaces étudiées simultanément est important. Une des solutions évidente pour réduire ce phénomène est d'augmenter la raideur initiale K . Mais cette solution est inenvisageable avec le modèle continu comme cela a déjà été montré dans le paragraphe 2.3. Une des perspectives de ce travail réside donc dans la reformulation du modèle pour permettre de conserver une forme continue tout en permettant l'utilisation d'une raideur initiale K plus élevée.

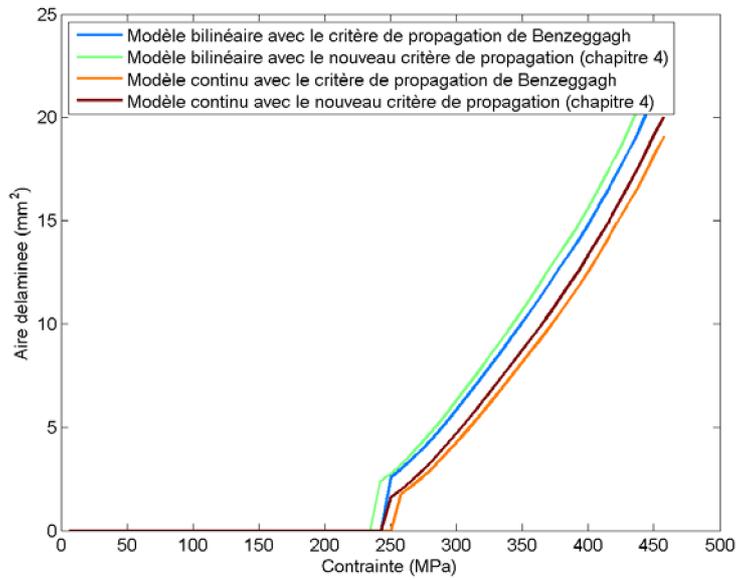


Figure 120. Comparaison de l'aire délaminée en fonction du critère de propagation utilisé pour différents modèles de zone cohésive (modèle bilinéaire et modèle continu proposé dans le chapitre 3)

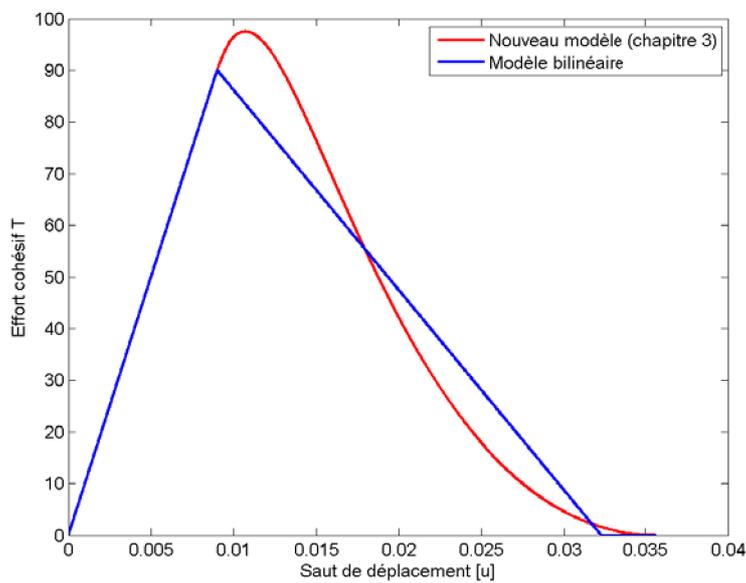


Figure 121. Comparaison du modèle bilinéaire et du nouveau modèle de zone cohésive pour une raideur initiale K égale à 10^4 N.mm^{-3}

3.2.2 Mise en évidence de l'apport et des limites de la stratégie de calcul

La modélisation de l'essai de matage sur assemblage boulonné avec les modèles de zone cohésive est coûteuse en temps de calcul du fait du nombre important de degrés de liberté augmenté par l'insertion des éléments d'interface entre chaque pli du stratifié. Pour réduire ce coût de calcul, la stratégie de calcul présentée au paragraphe 3.1 a été appliquée sur ce cas structural. La comparaison entre les modélisations avec et sans stratégie de calcul démontre l'intérêt de cette stratégie. En effet, cette dernière permet de conserver une bonne description du champ de contraintes tout en réduisant les temps de calcul de 20% (passage de 20673 à 17064 ddl). Toutefois, la stratégie de calcul ne doit pas être utilisée sans un minimum d'attention. Ainsi, si le délaminage atteint les interfaces de liaison alors la description physique du problème devient erronée. En effet, comme le montre l'exemple de la Figure 122, la propagation du délaminage suit la frontière des deux types d'interface lorsque la fissure atteint l'interface de liaison. Notons que ce problème numérique n'a pas été observé dans les résultats obtenus dans l'étude précédente. De même, pour les études suivantes, une attention particulière a été apportée pour ne pas être confronté à ce type de problème.

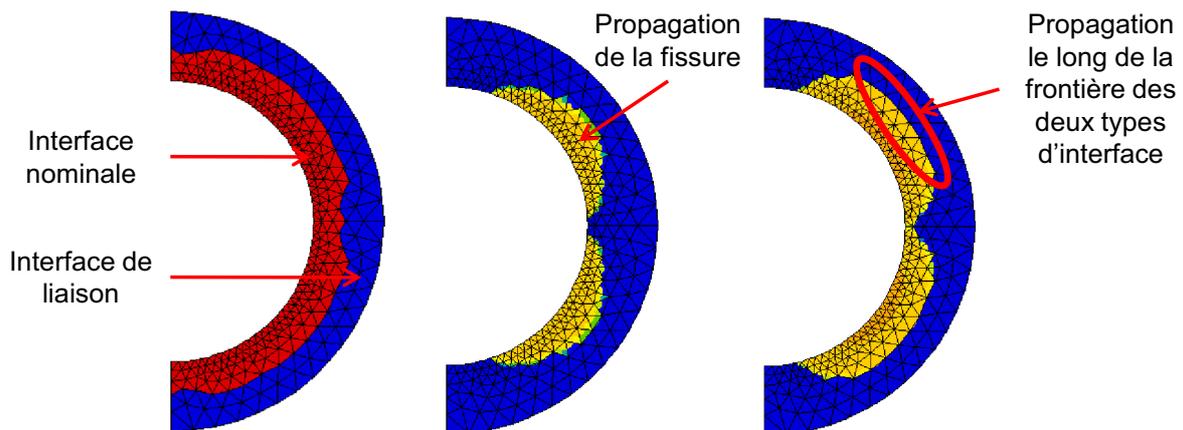


Figure 122. Mise en évidence d'un problème de description du délaminage lorsque la fissure atteint l'interface de liaison

3.3 Cas de matage avec pré-serrage

Comme l'étude précédente a permis de le montrer, l'amorçage du délaminage est engendré par un champ de contrainte en cisaillement. Dans le but de mettre en évidence l'intérêt du critère d'amorçage avec un renforcement en compression/cisaillement hors-plan, l'essai de matage avec un pré-serrage du boulon sur le stratifié semble un cas structural adapté. Seul l'amorçage a été étudié dans ce cas structural afin d'évaluer l'apport du critère d'amorçage. Notons que cette étude a été effectuée en utilisant le modèle de zone cohésive

bilinéaire, qui permet d'utiliser une raideur initiale K élevée. Ce dernier a été implanté dans le code de calcul ZéBuLoN avec (i) le critère d'amorçage avec renforcement en compression/cisaillement hors-plan, (ii) le critère de propagation proposé dans le chapitre 4 et (iii) la prise en compte du couplage inter/intralaminaire.

Afin de déterminer l'apport du critère d'amorçage, plusieurs niveaux de pression, appliquée pour serrer la plaque au bord du trou, ont été étudiés avec le critère d'amorçage classique et le critère d'amorçage avec renforcement en compression/cisaillement hors-plan. Rappelons que l'amorçage de la fissure du délaminage est vérifié lorsque la variable d'endommagement λ est égale à 1 dans au moins un élément. La ténacité G_{IIC} étant la même en cisaillement hors-plan et en compression/cisaillement hors-plan, le nombre d'éléments rompus est similaire quel que soit le critère d'amorçage utilisé. En revanche, l'aire délaminée (définie par la zone où $\lambda > 0$) est influencée par ce choix. Ainsi, comme l'indique la Figure 123, en présence de pré-serrage, l'aire délaminée normée est plus faible lorsque le critère d'amorçage avec renforcement est utilisé. De plus, ce phénomène est d'autant plus vrai que le niveau de pré-serrage est important.

Remarque : l'aire délaminée a été normée dans cette étude afin de pouvoir comparer les différents cas de pression de serrage. En effet, ce niveau a une influence notable sur le champ de contraintes. Aussi, même avec le critère d'amorçage classique, l'aire délaminée est différente en fonction du niveau de pré-serrage.

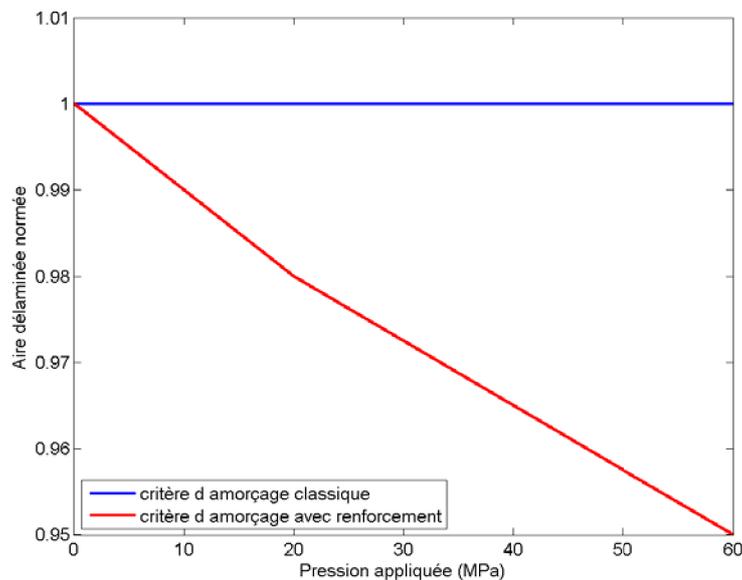


Figure 123. Évolution de l'aire délaminée normée à l'amorçage en fonction du niveau du pré-serrage du boulon avec différents critères d'amorçage

Toutefois, il est intéressant de noter que l'apport d'un tel critère est fortement corrélé à la taille du maillage. En effet, plus la contrainte d'amorçage est élevée, plus la taille de maille doit être faible ce qui devient déraisonnable lors d'un calcul de structure. La stratégie de calcul mise en place précédemment est alors avantageuse mais reste encore insuffisante pour exploiter pleinement le critère d'amorçage avec le renforcement en compression/cisaillement hors-plan.

4 Étude de traction sur une plaque doublement entaillée

L'essai de traction sur une plaque doublement entaillée est un cas structural des plus intéressants pour mettre en avant les apports et les limites de la stratégie de modélisation. En effet, ce dernier permet d'étudier la propagation du délaminage en présence d'endommagements intralaminaires comme le montrent notamment les études de Kortschot *et al.* [Kortschot, M. T., 1990a], [Kortschot, M. T., 1990b], [Kortschot, M. T., 1991]. Dans la suite de ce paragraphe, l'empilement $[0/90]_S$ a été étudié avec les dimensions présentées sur la Figure 124. Compte-tenu de la symétrie de la géométrie et de celle de l'empilement, la modélisation de l'essai de traction sur la plaque entaillée peut se simplifier à un essai de traction sur $1/8^{\text{ème}}$ de la plaque avec les conditions aux limites illustrées sur la Figure 125.

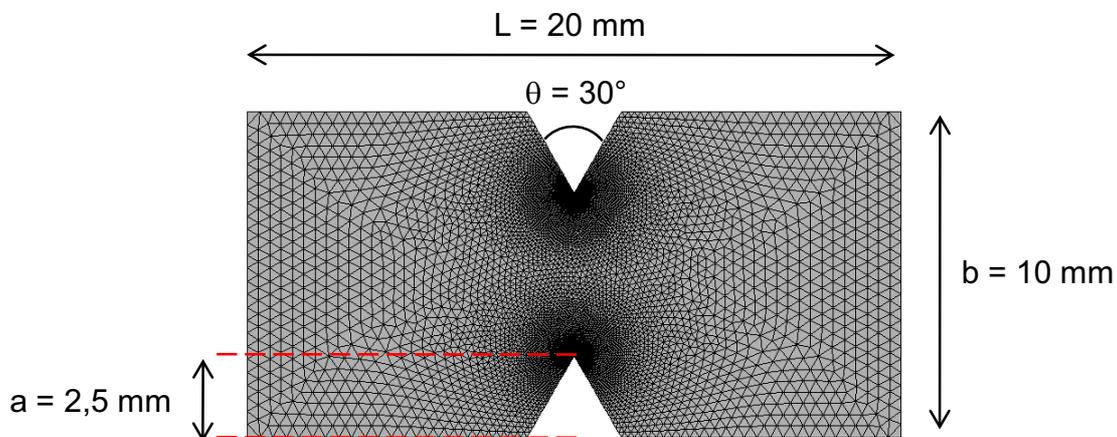


Figure 124. Dimensions de la plaque entaillée

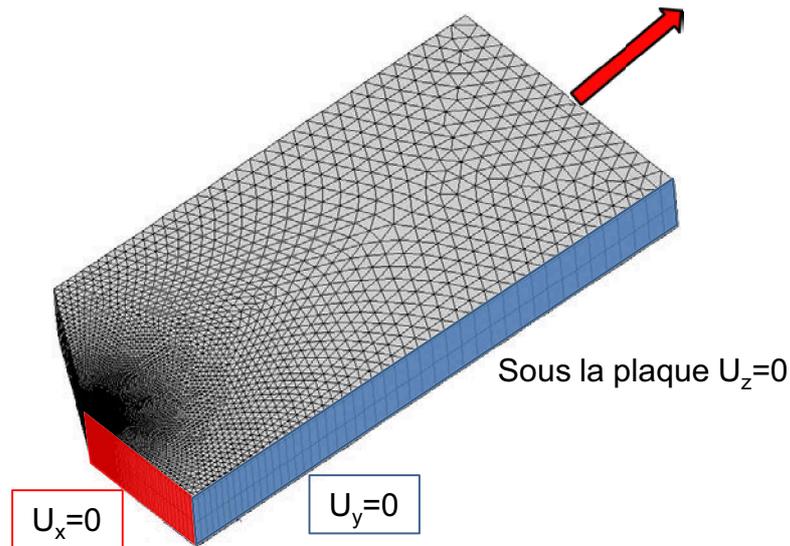


Figure 125. Conditions aux limites de l'essai de traction sur plaque entaillée

Une première étude comparant l'influence de la loi de propagation sur la description du délaminage a été effectuée en imposant un comportement élastique linéaire aux plis. Cette étude a permis de montrer l'importance du choix du critère de propagation. En effet, même si l'évolution de l'aire délaminée est, sur ce cas structural, quasiment similaire entre les différentes modélisations (Figure 126), la forme du délaminage est dépendante du choix du critère de propagation (Figure 127). On peut donc en conclure que l'identification du critère de propagation peut avoir une importance capitale. Un enjeu évident réside donc dans la réduction de l'incertitude dans l'identification de l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode.

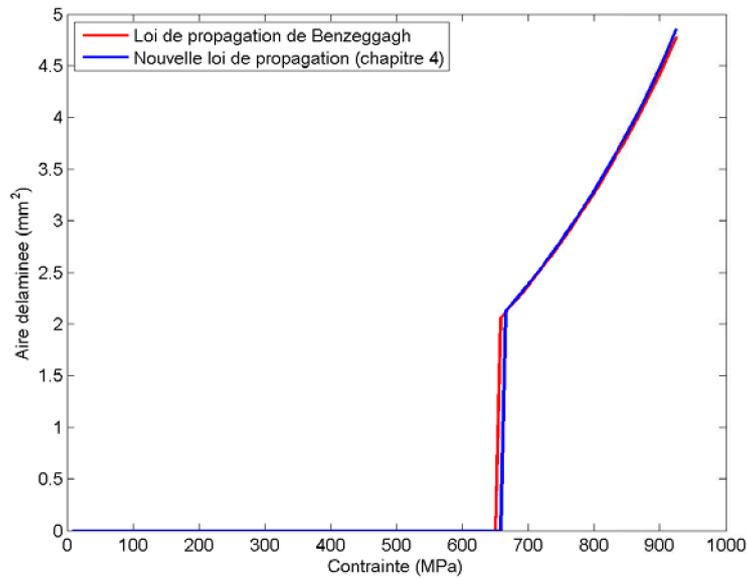


Figure 126. Influence du choix de la loi de propagation sur l'évolution de l'aire délaminee en fonction de la contrainte appliquée

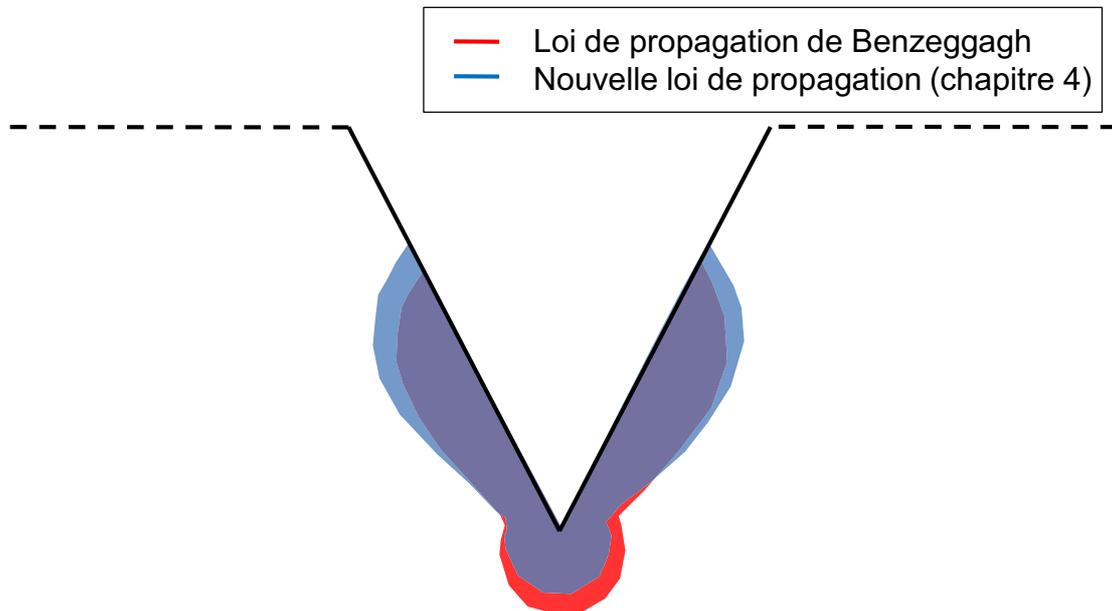


Figure 127. Comparaison de l'enveloppe de l'aire délaminee en fonction de la loi de propagation utilisée

L'essai de traction sur plaque entaillée engendre la propagation du délaminage mais également le développement d'un endommagement intralaminare le long du stratifié. La prise en compte du couplage inter/intralaminare dans la modélisation de cet essai est donc

primordiale. Aussi, une seconde étude, avec le modèle de zone cohésive prenant en compte le couplage inter/intralaminaire, a été effectuée en imposant aux plis un comportement élastique non-linéaire endommageable. Les résultats obtenus démontrent que la propagation de la fissure est fortement influencée par l'endommagement intralaminaire, c'est-à-dire la fissuration matricielle présente dans les plis à 90° et la fissure de splitting se développant dans le pli à 0° (Figure 129). Ce phénomène se retrouve expérimentalement, notamment dans [Kortschot, M. T., 1990a], [Kortschot, M. T., 1990b], [Kortschot, M. T., 1991] où la fissure du délaminage forme un triangle entre les fissures transverses et la fissure du splitting (Figure 128). Ce triangle n'apparaît pas nettement lors de la modélisation (Figure 129).

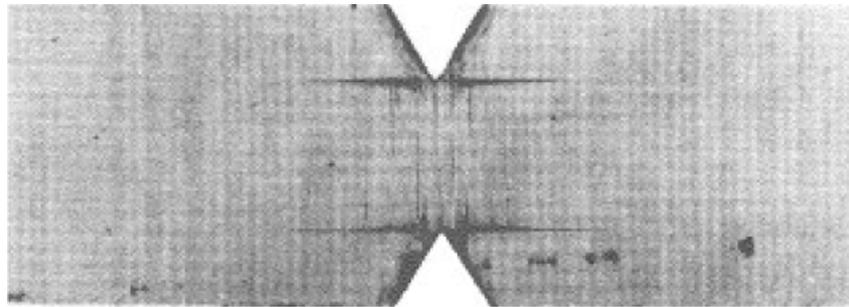


Figure 128. Visualisation de l'influence de l'endommagement intralaminaire sur la propagation du délaminage lors d'un essai de traction sur plaque entaillée [0/90]_S [Kortschot, M. T., 1991]

Toutefois, le matériau étudié dans ce travail (T700GC/M21) et celui utilisé dans la littérature n'ont pas les mêmes propriétés. Il serait donc intéressant, en perspective, d'établir cette étude en utilisant le même matériau. De même, l'identification du couplage inter/intralaminaire pourrait représenter une source d'amélioration pour atteindre une meilleure description du scénario de rupture d'une structure complexe.

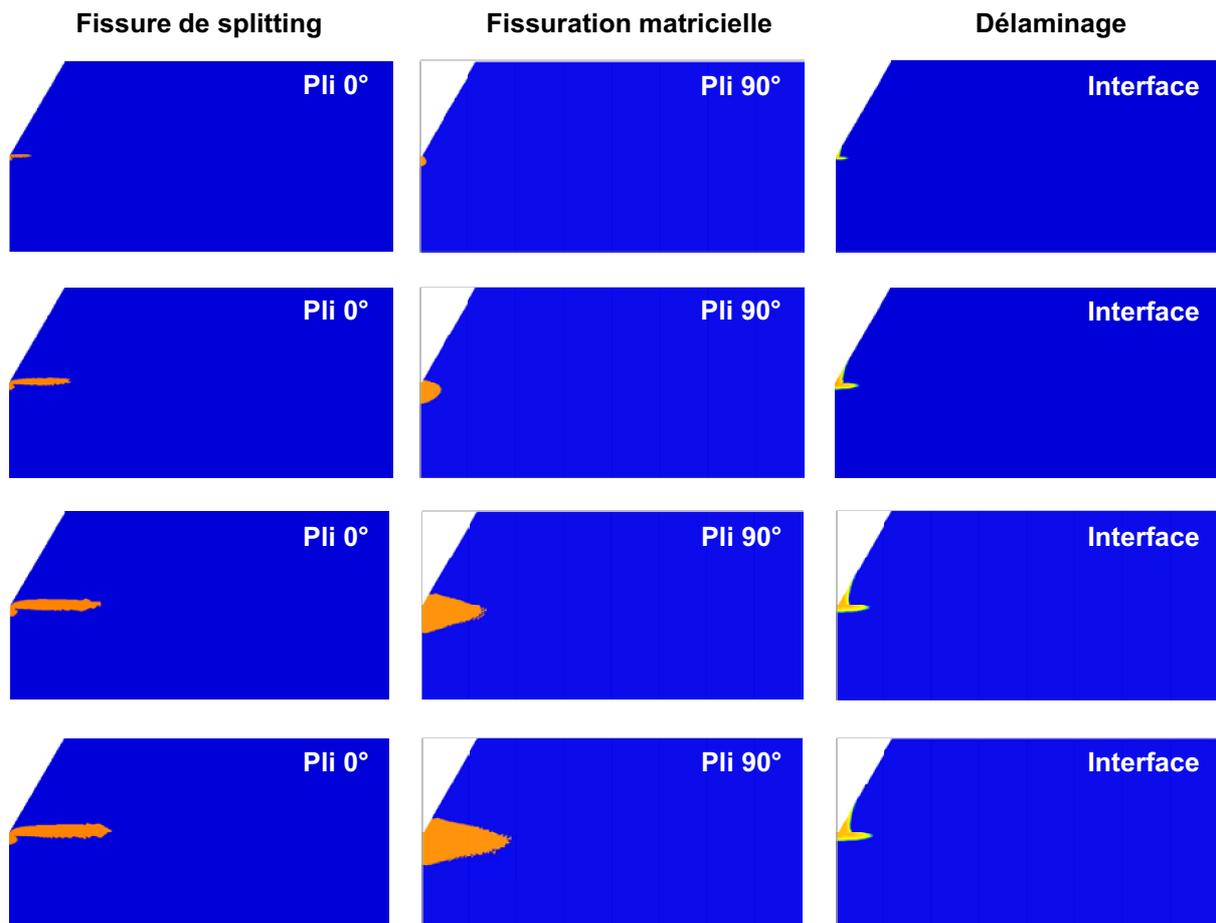


Figure 129. Évolution de l'endommagement intralaminare et du délaminage au cours de l'essai de traction sur plaque entaillée sur un empilement $[0/90]_s$

Pour finir, la stratégie de calcul a été appliquée sur l'essai de traction sur plaque entaillée. Tout comme dans le cas précédent, la description de la physique du problème est respectée. Mais de la même manière que pour la description du délaminage, l'évolution de l'endommagement intralaminare et du couplage inter/intralaminare est perturbée par l'interface de liaison. Aussi, l'application de la stratégie de calcul repose sur une expertise précise de la zone d'intérêt.

5 Conclusions

Dans ce chapitre, différents cas structuraux ont été étudiés afin de mettre en évidence les apports mais également les premières limites de la stratégie de modélisation proposée dans ce travail. Tout d'abord, un essai de matage a été étudié à partir de deux configurations : un assemblage boulonné et un assemblage boulonné pré-serré. Le premier cas a permis de mettre en évidence l'intérêt d'utiliser une stratégie de maillage afin de réduire les coûts de calcul

associés à l'utilisation des modèles de zone cohésive tandis que le second cas a prouvé l'intérêt du critère d'amorçage avec un renforcement en compression/cisaillement pour décrire l'amorçage du délaminage. Toutefois, les premières limites de la stratégie de modélisation ont également été mises en évidence. En effet, la modélisation du premier essai est pénalisée par la souplesse artificielle ajoutée à la structure lorsque la raideur initiale K de l'interface est trop faible. Or cette raideur ne peut pas être imposée infiniment grande si l'on souhaite respecter la contrainte imposée par le rapport δ_0/δ_f (voir chapitre 3). En ce sens, le modèle proposé dans le chapitre 3 n'est pas totalement satisfaisant et nécessitera en perspective d'être amélioré pour permettre d'augmenter la raideur K tout en respectant cette contrainte.

Dans une deuxième partie, l'essai de traction sur plaque entaillée a été étudié, dans un premier temps avec un comportement élastique linéaire, puis dans un second temps avec un comportement élastique non-linéaire endommageable. Ces études ont permis de mettre en avant (i) l'importance du choix du critère de propagation sur la description du délaminage et (ii) la nécessité de la prise en compte du couplage inter/intralaminare pour améliorer la prédiction du scénario de rupture de la structure. Néanmoins, l'étude avec la prise en compte de l'influence de l'endommagement intralaminare sur la propagation du délaminage a également montré les limites du modèle. En effet, si l'expérience permet d'observer une forme triangulaire du délaminage du fait de la présence de splitting dans les plis à 0° et de fissures transverses dans les plis à 90° , la modélisation ne permet pas de retrouver ce phénomène. Le complément du modèle et la procédure d'identification semblent incomplets en l'état et nécessiteront en perspective des améliorations pour obtenir une meilleure description du couplage inter/intralaminare.

Conclusions et perspectives

Une solution naturelle à l'allégement des structures aéronautiques réside dans l'utilisation des matériaux composites. Cependant les avantages de cette solution matériau sont encore peu exploités du fait du manque de confiance dans la modélisation des endommagements complexes des structures composites. Parmi ces endommagements, le délaminage et ses interactions avec les endommagements intralaminaires représentent un axe de recherche primordial pour accéder à un meilleur dimensionnement des structures complexes. L'état de l'art proposé dans le chapitre 1 a permis de démontrer les lacunes actuelles sur la caractérisation et la modélisation des différents aspects du délaminage. Aussi, l'objectif de cette thèse a été de développer une stratégie robuste et efficace de modélisation du délaminage dans les structures composites stratifiées (appliquée ici sur les stratifiés carbone/époxy T700GC/M21).

Le délaminage est composé de deux phases : l'amorçage et la propagation. Dans le but de proposer un modèle adapté à la description du délaminage dans un calcul de structures, les paramètres matériaux caractérisant ce mécanisme d'endommagement ont été déterminés (chapitre 1). Ainsi, un critère d'amorçage permet de prédire l'apparition de la fissure tandis qu'un critère de propagation décrit la propagation de la fissure du délaminage. Ces deux critères sont identifiés via de nombreux essais à mixité de mode fixée, répétés plusieurs fois, pour tenir compte de la dispersion liée au matériau composite. Dans le but de réduire la procédure d'identification du critère de propagation, un essai de traction sur plaque rainurée a été exploité. Ce dernier présente l'avantage de caractériser simplement la propagation de la fissure du délaminage à une interface $0^\circ/\theta^\circ$ sous une mixité de mode évoluant au cours de l'essai. L'application de cet essai sur différents empilements a démontré son apport pour identifier efficacement l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode, qui s'avère indépendante de l'orientation des plis adjacents à l'interface et de la stratification étudiée. Pour finir, afin de décrire cette évolution, les critères de propagation existants dans la littérature se sont avérés insatisfaisants. C'est pourquoi une nouvelle loi de propagation a été proposée. Son efficacité à décrire l'évolution de la ténacité a été prouvée pour plusieurs types de matériaux carbone/époxy.

Compte-tenu des avantages et des limitations des différents modèles permettant l'étude du délaminage (chapitre 1), les modèles de zone cohésive sont apparus comme étant les plus aptes à décrire l'amorçage et la propagation du délaminage dans une structure complexe, même en présence de comportements non-linéaires géométriques ou matériaux. Pour décrire le délaminage dans les stratifiés carbone/époxy, un nouveau modèle de zone cohésive a été développé et implanté dans le code de calcul implicite ZéBuLoN en tenant compte des problèmes numériques rappelés dans le chapitre 2. Ainsi, ce modèle propose (i) un critère d'amorçage avec un renforcement en compression/cisaillement hors-plan [Charrier, J. S., 2011], (ii) un critère de propagation adapté à la description de la propagation de la fissure en mode mixte et (iii) une forme continue afin de réduire les instabilités numériques. L'application de ce nouveau modèle sur des essais classiques de propagation (DCB, MMB) a

permis de prouver sa qualité mais également ses premières limites. Notons également que le chapitre 3 a permis de mettre en évidence un problème numérique lié au rapport δ_0/δ_f . L'exploitation de ce problème permet de déterminer une valeur maximale admissible de la raideur K . Pour finir, l'utilisation du modèle de zone cohésive sur un assemblage boulonné (non pré-serré et pré-serré) a permis de montrer l'apport des ingrédients du modèle sur la description du délaminage et les limites de la forme proposée. Notons également que la stratégie de calcul proposée dans le chapitre 6 a permis de réduire les temps de calcul associés à l'utilisation des modèles de zone cohésive mais souffre de quelques limitations pour son extension à des cas de sollicitations dynamiques.

Dans le but de décrire l'interaction entre le délaminage et les endommagements intralaminaires, un complément au modèle de zone cohésive permettant de réduire les propriétés intralaminaires en fonction du taux de microdélaminage a été proposé dans le chapitre 5. L'identification de ce couplage inter/intralaminaire sur la ténacité a été abordée par l'essai de traction sur plaque rainurée. Les essais effectués sur différents empilements n'ont pas permis de caractériser de façon précise ce couplage du fait d'une trop forte dispersion des résultats. Toutefois, ils ont mis en évidence l'influence de l'endommagement intralaminaire sur la propagation de la fissure du délaminage. L'application du modèle de zone cohésive avec la prise en compte du couplage inter/intralaminaire sur un essai de type Beaumont (essai sur plaque entaillée) a démontré dans le chapitre 6 la nécessité de prendre en compte ce couplage pour décrire précisément le scénario de rupture de la structure, mais montre également les limites de l'identification du couplage inter/intralaminaire.

L'identification du critère d'amorçage, du critère de propagation et du couplage inter/intralaminaire est une étape essentielle pour atteindre une parfaite description de la rupture des structures composites en présence de délaminage. Les travaux les moins aboutis de cette thèse résident dans la prise en compte du couplage inter/intralaminaire et dans sa caractérisation. En effet, si les compléments au modèle de zone cohésive semblent suffisants dans une première approximation, il est évident que les travaux sont encore à développer pour améliorer la modélisation de ce phénomène. De même, l'identification de l'influence de l'endommagement intralaminaire sur l'amorçage et la propagation du délaminage reste un point délicat qu'il semble essentiel d'explorer. Les derniers résultats obtenus sur des éprouvettes $[0_2/90_{1/2}]_S$ restent toutefois encourageants. Mais la réduction des dispersions des résultats semble primordiale pour atteindre une identification efficace.

Il en est de même pour l'identification du critère de propagation qui pourrait également être complétée par la caractérisation de la ténacité sur d'autres types d'interface ($0^\circ/60^\circ$, $0^\circ/0^\circ$, ...) permettant ainsi (i) de confirmer l'indépendance de la ténacité à l'orientation des plis adjacents à l'interface et (ii) d'atteindre des mixités de mode plus proche du mode II, ce qui compléterait la procédure d'identification. Une perspective à long terme d'une normalisation semble envisageable à condition (i) de proposer une procédure plus simple pour déterminer la longueur de la fissure et (ii) d'exploiter plus efficacement les

résultats expérimentaux par le biais d'une formule analytique par exemple. Enfin, le développement d'un essai pour la caractérisation de la propagation en compression/cisaillement hors-plan finirait de compléter la procédure d'identification de la ténacité pour des interfaces saines. Ces développements pourraient également s'appliquer à d'autres types de composites que les matériaux carbone/époxy afin de quantifier la valeur ajoutée de la stratégie de modélisation.

Comme le chapitre 6 a permis de le montrer, des stratégies de calcul représentent un enjeu essentiel pour l'utilisation plus systématique des modèles de zone cohésive. Bien qu'une stratégie de calcul ait été proposée dans le chapitre 6, cette dernière est limitée à des cas quasi-statiques. Des recherches sont actuellement en cours à l'Onera dans le cadre du PRF statique/dynamique pour développer des outils de maillages permettant de réduire le coût des modèles de zone cohésive (insertion d'éléments d'interface au cours du calcul, remaillage en pointe de front de fissure,...). D'autres axes de recherche sont également possibles par l'amélioration du modèle de zone cohésive ou encore par son utilisation explicite, notamment pour répondre à des cas structuraux tels que les impacts [Troussset, E., 2012] ou encore au cadre de la fatigue. Le modèle de zone cohésive développé dans le chapitre 3 nécessiterait alors des améliorations supplémentaires qui pourraient s'appuyer notamment sur les travaux de Turon [Turon, A., 2006]. La forme du modèle nécessiterait certainement un travail supplémentaire car si l'influence de la forme du modèle est négligeable pour une propagation stable et rectiligne [Monerie, Y., 2001], il reste encore délicat de l'affirmer dans le cadre d'une sollicitation dynamique. De même, les effets de l'environnement sur l'interface (humidité, température, ...) pourraient être un problème intéressant à explorer. L'influence du choix entre une interphase (prenant en compte les comportements physiques de la liaison entre deux plis) et une interface (vision idéale d'une interphase) devrait alors être intéressante. Cette discussion pourrait également s'étendre dans le cadre du PRC collage pour la modélisation et la caractérisation du collage composite/composite ou composite/métallique [Moradi, A., 2013]. Pour finir, dans une vision plus structurale, l'extrapolation de la stratégie de modélisation à des structures hybrides (association de composites et de métalliques) semble être une perspective porteuse. De même, l'application de la stratégie de modélisation sur des stratifiés de tissus 2D ou 3D pourrait représenter un axe de recherche supplémentaire.

Annexe A

Formulation de la loi

bilinéaire avec différentes

lois de propagation

L'implantation dans le code de calcul ZéBuLoN de la loi bilinéaire, avec les lois de propagation utilisées classiquement dans la littérature pour les stratifiés carbone/époxy (Power law et Benzeggagh), a été effectuée à partir de la formulation proposée par Camanho dans [Camanho, P. P., 2002]. Le principe utilisé dans cette référence est la recherche des paramètres δ_m^0 et δ_m^f correspondant respectivement, pour une mixité donnée, aux sauts de déplacement pour lesquels le critère d'amorçage et le critère de propagation sont vérifiés. À partir de ces deux paramètres, la variable d'endommagement λ peut être déterminée. Cette variable permet par la suite de décrire l'état d'endommagement de l'interface.

La détermination de δ_m^0 s'effectue par la résolution du critère d'amorçage (ici un critère quadratique en contrainte) :

$$\left(\frac{\langle \sigma_{33} \rangle}{Z_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}} \right)^2 = 1 \quad \text{Eq. A. 1.1}$$

avec σ_{33} , τ_{13} et τ_{23} les contraintes interlaminaires et Z_t , S_{13} et S_{23} les résistances de l'interface en mode d'ouverture hors-plan et de cisaillement hors-plan. Pour un modèle bilinéaire, la relation entre le saut de déplacement et l'effort cohésif est linéaire croissant tant que le critère d'amorçage n'est pas vérifié. On obtient alors :

$$\begin{aligned} \sigma_{33} &= K\delta_3 & ; & & \tau_{13} &= K\delta_1 & ; & & \tau_{23} &= K\delta_2 \\ Z_t &= K\delta_3^0 & ; & & S_{13} &= K\delta_1^0 & ; & & S_{23} &= K\delta_2^0 \end{aligned} \quad \text{Eq. A. 1.2}$$

où δ_3 (resp. δ_1 et δ_2) est le saut de déplacement en mode I (resp. mode II et mode III), δ_3^0 (resp. δ_1^0 et δ_2^0) est le saut de déplacement pour lequel la résistance est atteinte en mode I pur (resp. mode II pur et mode III pur) et K est la raideur initiale de l'interface (identique à tous les modes). Le saut de déplacement en mode mixte δ_m est défini par :

$$\delta_m = \sqrt{\delta_1^2 + \delta_2^2 + \langle \delta_3 \rangle^2} \quad \text{Eq. A. 1.3}$$

En utilisant l'Eq. A. 1.2 et l'Eq. A. 1.3 dans l'Eq. A. 1.1 et en imposant que le mode II et le mode III soient équivalents ($S_{13}=S_{23}$ et $\delta_1^0=\delta_2^0$), on définit alors le paramètre δ_m^0 par :

$$\delta_m^0 = \begin{cases} \delta_3^0 \delta_1^0 \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{(\delta_1^0)^2 + (\beta \delta_3^0)^2}} & \text{si } \delta_3 > 0 \\ \delta_1^0 & \text{si } \delta_3 < 0 \end{cases} \quad \text{Eq. A. 1.4}$$

$$\beta = \frac{\sqrt{\delta_1^2 + \delta_2^2}}{\delta_3}$$

Le paramètre β représente ici le rapport de mixité de mode.

De la même manière, le paramètre δ_m^f est défini en utilisant la formule analytique de l'aire sous la courbe *effort cohésif/saut de déplacement* (formule d'un triangle pour la loi bilinéaire) et les formules analytiques de l'évolution de la ténacité (donnée par la loi Power law ou la loi de Benzeggagh). On obtient alors les expressions suivantes :

$$\delta_{m_powerlaw}^f = \begin{cases} \frac{2}{K\delta_m^0} \left(G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{\beta^2}{1 + \beta^2} \right)^\alpha \right) & \text{si } \delta_3 > 0 \\ \sqrt{(\delta_1^f)^2 + (\delta_2^f)^2} & \text{si } \delta_3 < 0 \end{cases} \quad \text{Eq. A. 1.5}$$

$$\delta_{m_benzeggagh}^f = \begin{cases} \frac{2(1 + \beta^2)}{K\delta_m^0} \left[\left(\frac{1}{G_{IC}} \right)^\alpha + \left(\frac{\beta^2}{G_{IIC}} \right)^\alpha \right]^{-\frac{1}{\alpha}} & \text{si } \delta_3 > 0 \\ \sqrt{(\delta_1^f)^2 + (\delta_2^f)^2} & \text{si } \delta_3 < 0 \end{cases}$$

À partir de ces deux paramètres, il est possible de définir la variable d'endommagement λ et l'expression de l'effort cohésif τ_m pour une mixité de mode donnée.

$$\tau_m = D\delta_m$$

$$D = \begin{cases} K & \text{si } \delta_m^{\max} \leq \delta_m^0 \\ \left[(1 - \lambda)K + K\lambda \frac{\langle -\delta_3 \rangle}{-\delta_3} \right] & \text{si } \delta_m^0 \leq \delta_m^{\max} \leq \delta_m^f \\ \frac{\langle -\delta_3 \rangle}{-\delta_3} K & \text{si } \delta_m^f \leq \delta_m^{\max} \end{cases} \quad \text{Eq. A. 1.6}$$

$$\lambda = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{\max} - \delta_m^0)}{\delta_m^{\max} (\delta_m^f - \delta_m^0)} ; \quad \lambda \in [0,1]$$

Notons que dans l'Eq. A. 1.6 la valeur maximum du saut de déplacement δ_m^{\max} est définie par :

$$\delta_m^{\max} = \max \{ \delta_m, \delta_m^{\max} \} \quad \text{Eq. A. 1.7}$$

Cette procédure pour calculer l'effort cohésif a été utilisée pour implanter la loi bilinéaire dans le code de calcul ZéBuLoN. Ainsi, les lois de propagation Power law et Benzeggagh ont pu être comparées afin de comprendre leur influence sur la propagation du délaminage (chapitre 2). Notons également que le modèle de zone cohésive développé dans le chapitre 3 est également basé, comme ici, sur la recherche des paramètres δ_m^0 et δ_m^f .

Annexe B

Description de la matrice tangente du modèle de zone cohésive continu

L'utilisation d'un algorithme de Newton-Raphson pour résoudre les problèmes non-linéaires par éléments finis nécessite de déterminer la matrice tangente associée au modèle de zone cohésive. Cette dernière est définie par :

$$M = \begin{pmatrix} \frac{\partial \tau_1}{\partial \delta_1} & \frac{\partial \tau_1}{\partial \delta_2} & \frac{\partial \tau_1}{\partial \delta_3} \\ \frac{\partial \tau_2}{\partial \delta_1} & \frac{\partial \tau_2}{\partial \delta_2} & \frac{\partial \tau_2}{\partial \delta_3} \\ \frac{\partial \tau_3}{\partial \delta_1} & \frac{\partial \tau_3}{\partial \delta_2} & \frac{\partial \tau_3}{\partial \delta_3} \end{pmatrix} \quad \text{Eq. B. 1.1}$$

où δ_1 , δ_2 et δ_3 sont respectivement les sauts de déplacement des modes de cisaillement (mode II et mode III) et du mode d'ouverture (mode I) et τ_1 , τ_2 et τ_3 sont respectivement les efforts cohésifs des mode II, mode III et mode I.

Le modèle de zone cohésive proposé dans le chapitre 3 s'écrit :

$$\begin{cases} \tau_i = K\delta_i(1-\lambda)^2 & i = 1,2,3 & \text{si } \delta_3 > 0 \\ \tau_i = K\delta_i(1-\lambda)^2 & i = 1,2 & \text{si } \delta_3 < 0 \\ \tau_3 = \alpha_c K\delta_3 & & \end{cases} \quad \text{Eq. B. 1.2}$$

$$\lambda = \left(\frac{\delta_f(\delta - \delta_0)}{\delta(\delta_f - \delta_0)} \right)^2$$

$$\delta = \sqrt{(\delta_1)^2 + (\delta_2)^2 + \langle \delta_3 \rangle^2}$$

À partir de l'Eq. B. 1.2, on peut donc exprimer les membres de la matrice tangente M par :

$$\begin{cases} \frac{\partial \tau_i}{\partial \delta_i} = K(1-\lambda)^2 - 4 \frac{K\delta_0\delta_i^2}{\delta^2(\delta - \delta_0)} \lambda(1-\lambda) & i = 1,2,3 & \text{si } \delta_3 \geq 0 \\ \frac{\partial \tau_i}{\partial \delta_j} = -4 \frac{K\delta_0\delta_i\delta_j}{\delta^2(\delta - \delta_0)} \lambda(1-\lambda) & i = 1,2,3 ; j = 1,2,3 ; i \neq j & \end{cases} \quad \text{Eq. B. 1.3}$$

$$\begin{cases} \frac{\partial \tau_i}{\partial \delta_i} = K(1-\lambda)^2 - 4 \frac{K\delta_0\delta_i^2}{\delta^2(\delta - \delta_0)} \lambda(1-\lambda) & i = 1,2 \\ \frac{\partial \tau_i}{\partial \delta_j} = -4 \frac{K\delta_0\delta_i\delta_j}{\delta^2(\delta - \delta_0)} \lambda(1-\lambda) & i = 1,2,3 ; j = 1,2 ; i \neq j \\ \frac{\partial \tau_3}{\partial \delta_3} = \alpha_c K \\ \frac{\partial \tau_3}{\partial \delta_j} = 0 & j = 1,2 \end{cases} \quad \text{si } \delta_3 < 0$$

Annexe C

Description des modèles du pli unidirectionnel et du lien entre le pli et l'interface

Le comportement du pli unidirectionnel, dans les études du chapitre 6, est considéré comme élastique linéaire isotrope transverse ou élastique non-linéaire isotrope transverse endommageable. Ces deux modèles et l'identification de ces derniers pour le matériau carbone/époxy T700GC/M21 sont présentés dans les paragraphes suivants. De même, afin de modéliser le couplage inter/intralaminaire, un lien entre le pli et l'interface a été proposé dans le chapitre 6. L'identification des paramètres utilisés pour créer ce lien est également présentée dans cette annexe.

Propriétés du pli unidirectionnel pour le modèle élastique linéaire isotrope transverse

Pour le comportement élastique linéaire, le pli unidirectionnel est classiquement considéré comme isotrope transverse. Le comportement du pli est alors régi par :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}} : \underline{\underline{\varepsilon}} \quad \text{avec} \quad \underline{\underline{C}} = \underline{\underline{S}}^{-1}$$

$$\underline{\underline{S}} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_l} & -\frac{\nu_{tl}}{E_t} & -\frac{\nu_{tl}}{E_t} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{lt}}{E_l} & \frac{1}{E_t} & -\frac{\nu_{lt}}{E_t} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{lt}}{E_l} & -\frac{\nu_{lt}}{E_t} & \frac{1}{E_t} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{tt}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{lt}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{lt}} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. C. 1.1}$$

Les propriétés mécaniques du matériau sont présentées dans le Tableau 19.

Module longitudinal	Module transverse	Module de cisaillement	Coefficient de Poisson	Coefficient de Poisson
E_l (MPa)	E_t (MPa)	G_{lt} (MPa)	ν_{lt}	ν_{tl}
130000	8400	7400	0.32	0.4

Tableau 19. Valeurs des propriétés mécaniques du pli unidirectionnel associées au modèle élastique linéaire isotrope transverse

Description du modèle élastique non-linéaire isotrope transverse endommageable

Pour le comportement non linéaire, nous avons retenu un modèle élastique non-linéaire isotrope transverse endommageable présenté dans [Laurin, F., 2007] et qui permet de décrire l'évolution du comportement du pli unidirectionnel en tenant compte des différents comportements non-linéaires et des mécanismes de dégradation des propriétés mécaniques.

Tout d'abord, contrairement au comportement élastique linéaire, le module longitudinal (*i*) évolue différemment en fonction de la nature de la sollicitation (traction ou compression) et (*ii*) dépend du niveau de sollicitation afin de prendre en compte le réalignement des fibres dans la matrice sous l'effet du chargement dans la direction longitudinale. Ainsi, l'évolution du module longitudinal est régie par :

$$\tilde{E}_{11} = \eta_1 E_{11}^t + (1 - \eta_1) E_{11}^C \quad \text{avec} \quad \eta_1 = \begin{cases} 0 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \\ 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \end{cases} \quad \text{Eq. C. 1.2}$$

avec E_{11}^t et E_{11}^C définis comme :

$$\begin{aligned} E_{11}^t &= E_1^t \frac{\sigma_{11} + E^t \varepsilon_0^t}{\sigma_{11} + (E^t + E_1^t) \varepsilon_0^t} \quad \text{avec} \quad E^t = \frac{E_1^t E_0}{E_1^t - E_0} \\ E_{11}^C &= E_1^C \frac{\sigma_{11} + E^C \varepsilon_0^C}{\sigma_{11} + (E^C + E_1^C) \varepsilon_0^C} \quad \text{avec} \quad E^C = \frac{E_1^C E_0}{E_1^C - E_0} \end{aligned} \quad \text{Eq. C. 1.3}$$

où E_{11}^t et E_{11}^C sont respectivement les modules d'Young tangents en traction et en compression évoluant entre le module E_0 défini à $\sigma_{11}=0$ et les modules asymptotiques E_1^t en traction et E_1^C en compression. Les déformations ε_0^t et ε_0^C sont respectivement obtenues à $\sigma_{11}=0$ avec les comportements asymptotiques en traction et en compression.

Afin de prendre en compte l'effet de l'endommagement sur les propriétés mécaniques du pli, le modèle s'appuie sur un critère de rupture décrivant deux modes de rupture : la rupture fibre (FF) et la rupture inter-fibre (IFF). Pour chacun de ces modes, une distinction est faite entre la rupture en traction (f_i^+) et celle en compression (f_i^-) :

$$\begin{aligned}
 FF : \begin{cases} f_1^+ = \left(\frac{\sigma_{11}}{\tilde{X}_t(d_2)} \right)^2 = 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \\ f_1^- = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_C} \right)^2 = 1 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \end{cases} \\
 IFF : \begin{cases} f_2^+ = \left(\frac{\sigma_{22}}{\tilde{Y}_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{\tilde{S}_C(1-p\sigma_{22})} \right)^2 = 1 & \text{si } \sigma_{22} \geq 0 \\ f_2^- = \left(\frac{\sigma_{22}}{\tilde{Y}_C} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{\tilde{S}_C(1-p\sigma_{22})} \right)^2 = 1 & \text{si } \sigma_{22} < 0 \end{cases}
 \end{aligned} \tag{Eq. C. 1.4}$$

avec X_C la résistance en compression et \tilde{X}_t , \tilde{Y}_t , \tilde{Y}_C , \tilde{S}_C respectivement les résistances effectives de traction longitudinale, transverse en compression, transverse en traction et de cisaillement plan, définies par :

$$\tilde{Y}_t = (1 - d_f)Y_t \quad ; \quad \tilde{Y}_C = (1 - d_f)Y_C \quad ; \quad \tilde{S}_C = (1 - d_f)S_C \tag{Eq. C. 1.5}$$

Y_t , Y_C sont respectivement les résistances transverses en compression et en traction et S_C est la résistance de cisaillement plan. p est un coefficient de forme permettant de décrire les résistances du pli unidirectionnel obtenues expérimentalement sous chargements transverses et de cisaillement. Pour finir, la variable d_f permet de décrire la dégradation de la résistance inter-fibre due à une rupture fibre prématurée. Cette rupture engendre des décollements interfaciaux et forment des microfissures dans la matrice. Puisque ce mécanisme a un effet important sur les résistances transverses et celles de cisaillement, ces dernières sont recalculées par le biais de la variable d_f définie par :

$$d_f = \alpha_f \left\langle \sup[f_1^+] - f_0 \right\rangle^+ \tag{Eq. C. 1.6}$$

où $\langle \rangle^+$ sont les crochets de Macaulay, la fonction sup permet de conserver la valeur maximale de f_1^+ au cours de l'histoire du chargement, f_0 est un seuil d'endommagement et le paramètre α_f décrit la cinétique de dégradation de la rupture inter-fibre.

Afin de prédire correctement la rupture du pli, il est nécessaire d'avoir une bonne estimation des contraintes mésoscopiques. Pour cela, un comportement thermo-élastique est utilisé :

$$\sigma = C^0 : (\varepsilon^T - \varepsilon^{th}) \quad \text{avec} \quad \varepsilon^{th} = \alpha_{th}(T - T_0) \tag{Eq. C. 1.7}$$

où σ est la contrainte, C^0 la rigidité élastique initiale, ε^T la déformation totale et ε^{th} la déformation thermique exprimées dans les axes matériau.

Pour finir, le modèle endommageable s'appuie sur la détermination du tenseur de souplesse élastique effective ($\underline{\underline{\tilde{S}}}$) du pli après rupture :

$$\underline{\underline{\tilde{S}}} = \underline{\underline{S}}^0 + d_1 \underline{\underline{H}}_1 + d_2 \underline{\underline{H}}_2 \quad \text{Eq. C. 1.8}$$

où $\underline{\underline{S}}^0$ est le tenseur de souplesse élastique initiale et $d_1 \underline{\underline{H}}_1$ et $d_2 \underline{\underline{H}}_2$ sont des tenseurs d'effets représentant respectivement les effets de la rupture fibre et de la rupture inter-fibre sur la souplesse du pli unidirectionnel. En effet, bien que le pli serait effectivement rompu s'il n'était pas dans un stratifié, la présence de plis adjacents assure une reprise du chargement et permet au pli de conserver une certaine raideur et de présenter alors une cinétique de fissuration. Cette cinétique de dégradation représente l'évolution de la densité de fissuration dans chaque pli au cours du chargement. Ainsi, les variables d_1 (rupture fibre) et d_2 (rupture inter-fibre) sont données par :

$$\begin{aligned} FF : d_1 &= \alpha \left\langle \sqrt{f_1^\pm} - 1 \right\rangle^+ \quad \text{et} \quad \dot{d}_1 \geq 0 \\ IFF : d_2 &= \beta \left\langle \sqrt{f_2^\pm} - 1 \right\rangle^+ \quad \text{et} \quad \dot{d}_2 \geq 0 \end{aligned} \quad \text{Eq. C. 1.9}$$

Lorsque la valeur du critère de rupture (f_i^\pm) est supérieure à 1, la variable de dégradation associée d_i devient non nulle et les propriétés mécaniques du pli considéré sont progressivement dégradées.

Les tenseurs d'effets $\underline{\underline{H}}_i$ représentent les effets des endommagements d_i sur le comportement mésoscopique du pli. Ces effets sont différents si la rupture est une rupture fibre (qui est ici considérée comme catastrophique) ou une rupture inter-fibre. De même, les tenseurs d'effets dépendent de la nature du chargement (traction ou compression). Pour prendre en compte ces différents aspects, les tenseurs d'effets $\underline{\underline{H}}_1$ et $\underline{\underline{H}}_2$ sont de la forme :

$$\begin{aligned} FF : \underline{\underline{H}}_1 &= \begin{bmatrix} (\eta_1 h_{11}^+ + (1 - \eta_1) h_{11}^-) S_{11}^0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{FF} S_{66}^0 \end{bmatrix} \\ IFF : \underline{\underline{H}}_2 &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & (\eta_2 h_{22}^+ + (1 - \eta_2) h_{22}^-) S_{22}^0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{IFF} S_{66}^0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad \text{Eq. C. 1.10}$$

avec h_{ii} les composantes des tenseurs d'effets et η_i définies par :

$$\eta_1 = \begin{cases} 0 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \\ 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \end{cases} \quad \eta_2 = \begin{cases} 0 & \text{si } \sigma_{22} < 0 \\ 1 & \text{si } \sigma_{22} \geq 0 \end{cases} \quad \text{Eq. C. 1.11}$$

Les valeurs des différents paramètres, identifiés pour le carbone/époxy T700GC/M21, sont présentées dans les tableaux suivants (Tableau 20 à Tableau 24).

Module longitudinal	Module transverse	Module de cisaillement	Coefficient de Poisson	Coefficient de Poisson
E_l (MPa)	E_t (MPa)	G_{lt} (MPa)	ν_{lt}	ν_{tt}
115000	8400	7400	0.32	0.4

Tableau 20. Valeurs des propriétés mécaniques du pli unidirectionnel associées au modèle élastique non-linéaire isotrope transverse endommageable

Module d'Young en traction	Module d'Young en traction	Déformation en traction	Déformation en compression
E_1^t (MPa)	E_1^c (MPa)	ϵ_0^t	ϵ_0^c
308000	41000	0.0404	0.2447

Tableau 21. Valeurs des propriétés permettant de calculer le module longitudinal non-linéaire

Résistance en compression	Résistance en traction	Résistance transverse en compression	Résistance transverse en traction	Résistance en cisaillement
X_C (MPa)	X_t (MPa)	Y_C (MPa)	Y_t (MPa)	S_C (MPa)
-1300	2000	-260.0	76.0	81

Tableau 22. Valeurs des résistances dans le plan

Coefficient de cinétique de dégradation α_f	Seuil de dégradation f_0	Coefficient α	Coefficient β
0.66	1.0	100.0	10.0

Tableau 23. Valeurs des paramètres de dégradation

Composante h_{11} du tenseur d'effet H_1	Composante h_{66}^{FF} du tenseur d'effet H_1	Composante h_{22} du tenseur d'effet H_2	Composante h_{66}^{IFF} du tenseur d'effet H_2
1.0	0.143	1.0	0.70

Tableau 24. Valeurs des paramètres de dégradation

Lien entre le pli et l'interface

Dans le but de décrire le couplage inter/intralaminaire, les propriétés interfaciales du modèle d'interface sont dégradées par le biais du taux de microdélaminage $\bar{\mu}$. Cette variable n'étant pas présente dans le modèle d'endommagement présenté précédemment, un lien entre la variable d'endommagement d_2 et le taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ a été proposé dans le chapitre 6. Ce lien s'appuie sur l'utilisation de l'évolution de la souplesse effective $\underline{\underline{\tilde{S}}}$:

$$\underline{\underline{\tilde{S}}} = \underline{\underline{S}}^0 + \bar{\rho} \underline{\underline{H}}_1^{\bar{\rho}} + \bar{\rho}^2 \underline{\underline{H}}_2^{\bar{\rho}} + \bar{\mu} \underline{\underline{H}}^{\bar{\mu}} \quad \text{Eq. C. 1.12}$$

Les tenseurs des effets de l'endommagement $\underline{\underline{H}}_1^{\bar{\rho}}$, $\underline{\underline{H}}_2^{\bar{\rho}}$ et $\underline{\underline{H}}^{\bar{\mu}}$ s'expriment par :

$$\begin{aligned}
 \underline{\underline{H_1^{\bar{\rho}}}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & h_{22}^{\bar{\rho}1} S_{22}^0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{\bar{\rho}1} S_{66}^0 \end{bmatrix} \\
 \underline{\underline{H_2^{\bar{\rho}}}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & h_{22}^{\bar{\rho}2} S_{22}^0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{\bar{\rho}2} S_{66}^0 \end{bmatrix} \\
 \underline{\underline{H^{\bar{\mu}}}} &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & h_{22}^{\bar{\mu}} S_{22}^0 & 0 \\ 0 & 0 & h_{66}^{\bar{\mu}} S_{66}^0 \end{bmatrix}
 \end{aligned}
 \tag{Eq. C. 1.13}$$

avec les valeurs des différentes composantes présentées dans le Tableau 25.

Composante	Composante	Composante	Composante	Composante	Composante
$h_{22}^{\bar{\rho}1}$	$h_{66}^{\bar{\rho}1}$	$h_{22}^{\bar{\rho}2}$	$h_{66}^{\bar{\rho}2}$	$h_{22}^{\bar{\mu}}$	$h_{66}^{\bar{\mu}}$
0.86	0.86	2.65	0.64	1.7	4.25

Tableau 25. Valeurs des composantes des tenseurs des effets de l'endommagement

Comme l'ont proposé Laurin *et al.* [Laurin, F., 2011], le taux de microdélaminage $\bar{\mu}$ peut s'exprimer comme une fonction du taux de fissuration réduit :

$$\bar{\mu} = a_h \bar{\rho}^2 + b_h h \bar{\rho}
 \tag{Eq. C. 1.14}$$

où a_h et b_h sont des paramètres matériaux (dont les valeurs sont présentées dans le Tableau 26) et h l'épaisseur du pli.

a_h	b_h (mm ⁻¹)
0.37	0.04

Tableau 26. Valeurs des paramètres matériaux a_h et b_h identifiés pour des matériaux carbone/époxy dans [Laurin, F., 2011]

Références bibliographiques

- [Abisset,E., 2011] Abisset E., Daghia F., Ladevèze P., "*On the validation of a damage mesomodel for laminated composites by means of open-hole tensile tests on quasi-isotropic laminates*". Composites: Part A, vol. 42, p. 1515-1524, 2011.
- [Adams,D.O., 2007] Adams D. O., Moriarty J. M., Gallegos A. M., "*The V-Notched Rail Shear Test*". Journal of composite materials, vol. 41, p. 281-297, 2007.
- [Alfano,G., 2001] 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, p. 1701-1736, 2001.
- [Allix,O., 1996] Allix O., Corigliano A., "*Modeling and simulation of crack propagation in mixed-modes interlaminar fracture specimens*". Journal of Fracture, vol. 77, p. 111-140, 1996.
- [Allix,O., 1992] Allix O., Ladevèze P., "*Interlaminar interface modeling for the prediction of laminate delamination*". Composite Structures, vol. 22, p. 235-242, 1992.
- [Allix,O., 1995] Allix O., Ladevèze P., Corigliano A., "*Damage analysis of interlaminar fracture specimens*". Composite Structures, vol. 31, p. 61-74, 1995.
- [Allix,O., 1998] Allix O., Lévêque D., Perret L., "*Identification and forecast of delamination in composite laminates by an interlaminar interface model*". Composites Science and Technology, vol. 58, p. 671-678, 1998.
- [Andersons,J., 2004] Andersons J., König M., "*Dependence of fracture toughness of composite laminates on interface ply orientations and delamination growth direction*". Composites Science and Technology, vol. 64, p. 2139-2152, 2004.
- [Arcan,L., 1987] Arcan L., Arcan M., Daniel I., "*SEM fractography of pure and mixed mode interlaminar fracture in graphite/epoxy composites*". ASTM Tech Publ, vol. 948, p. 41-67, 1987.
- [Arrese,A., 2008] Arrese A., Mujika F., "*Influence of bending rotations on three and four-point bend end notched flexure tests*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 75, p. 4234-4246, 2008.
- [ASTM, 1983] ASTM, "*Standard Guide for Testing In-Plane Properties of Composite Laminates*". American Society for Testing and Materials, D4255-83, 1983.

- [ASTM, 1993] ASTM, "*Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*". American Society for Testing and Materials, D5379-93, 1993.
- [ASTM, 1994] ASTM, "*ASTM standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional continuous fiber reinforced composite materials*". American Society for Testing and Materials, D5528-94A, Philadelphia, PA, 1994.
- [ASTM, 2001] ASTM, "*Standard test method for mixed mode I-mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites*". American Society for Testing and Materials, D6671-01, 2001.
- [ASTM, 2006a] ASTM, "*Standard Test Method for Measuring the Curved Beam Strength of a Fiber-Reinforced Polymer-Matrix Composite*". American Society for Testing and Materials, D6415/D6415M-06ae1, 2006a.
- [ASTM, 2006b] ASTM, "*Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates*". American Society for Testing and Materials, D2344/D2344M-00, 2006b.
- [Ayache,S.A., 1991] Ayache S. A., "*The Measurement of Through-Thickness Properties of Woven Glass/Polyester Materials*". Thèse de doctorat, Centre for Composite Materials, Imperial College (London, U.K.), 1991.
- [Barenblatt,G.I., 1962] Barenblatt G. I., "*Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle failure*". Advances in Applied Mechanics, vol. 7, p. 55-129, 1962.
- [Becht,G., 1988] Becht G., Gillepsie J. W., "*Design and analysis of the Crack Rail Shear specimen for mode III interlaminar fracture*". Composites Science and Technology, vol. 31, p. 143-157, 1988.
- [Benzeggagh,M.L., 1996] Benzeggagh M. L., Kenane M., "*Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus*". Composites Science and Technology, vol. 56, p. 439-449, 1996.
- [Blackman,B.R.K., 2001] Blackman B. R. K., Kinloch A. J., "*Protocol for the Determination of the Mode I Adhesive Fracture Energy, G_{IC} , of Structural Adhesives using the Double Cantilever Beam (DCB) and the Tapered Double Cantilever Beam (TDCB) Specimens*". Fracture mechanics testing methods for polymers, adhesives and composites 2001.
- [Blázquez,A., 2009] Blázquez A., Mantic V., París F., McCartney N. L., "*BEM analysis of damage progress in 0/90 laminates*". Engineering Analysis with Boundary Elements, vol. 33, p. 762-769, 2009.
- [Borg,R., 2002] Borg R., Nilsson L., Simonsson K., "*Modeling of delamination using a discretized cohesive zone and damage formulation*". Composites Science and Technology, vol. 62, p. 1299-1314, 2002.

- [Borg,R., 2004] Borg R., Nilsson L., Simonsson K., "*Simulating DCB, ENF and MMB Experiments Using Shell Elements and a Cohesive Zone Model*". Composites Science and Technology, vol. 64, p. 269-278, 2004.
- [Bouvet,C., 2009] Bouvet C., Castanié B., Bizeul M., Barrau J.-J., "*Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements*". International journal of Solids and Structures, vol. 46, p. 2809-2821, 2009.
- [Brewer,J.C., 1988] Brewer J. C., Lagace P. A., "*Quadratic stress criterion for initiation of delamination*". Journal of composite materials, vol. 22, p. 1141-1155, 1988.
- [Brunner,A.J., 2001] Brunner A. J., Blackman B. R. K., Davies P., "*Mode I delamination*". Fracture mechanics testing methods for polymers, adhesives and composites, vol. 28, p. 277-305, 2001.
- [Camanho,P.P., 2002] Camanho P. P., Dávila C. G., "*Mixed-mode decohesion finite elements for simulation of delamination in composite materials*". NASA/TM-2002-211737, 2002.
- [Camanho,P.P., 2003] Camanho P. P., Dávila C. G., de Moura M. F. S. F., "*Numerical simulation of mixed-mode progressive delamination in composite materials*". Journal of composite materials, vol. 37, p. 1415-1438, 2003.
- [Carlsson,L.A., 1986] Carlsson L. A., Gillepsie J. W., Pipes R. B., "*On the analysis and design of the end notched flexure (ENF) specimen for mode II testing*". Journal of composite materials, vol. 20, p. 594-604, 1986.
- [Carrère,N., 2000] Carrère N., Feyel F., Kruch S., "*Comparaison de loi de comportement interfacial - Application au cas du push-out sur un composite SiC/Ti*". 12^{èmes} Journées Nationales sur les Composites (JNC12), Cachan, du 15/11/2000 au 17/11/2000.
- [Carrère,N., 2005] Carrère N., Martin E., Leguillon D., Huchette C., "*Amorçage de la décohésion interfaciale : comparaison d'un critère mixte et d'un modèle de zone cohésive*". 14^{èmes} journées nationales sur les composites (JNC 14), Compiègne, du 22/03/2005 au 24/03/2005.
- [Chaboche,J.-L., 2001] Chaboche J.-L., Feyel F., Monerie Y., "*Interface debonding models: a viscous regularization with a limited rate dependency*". International journal of Solids and Structures, vol. 38, p. 3127-3160, 2001.
- [Chang,F.K., 1987] Chang F. K., Chang K. Y., "*A progressive damage model for laminate composites containing stress concentrations*". Journal of composite materials, vol. 21, p. 834-855, 1987.
- [Charrier,J.S., 2011] Charrier J. S., "*Développement de méthodologies dédiées à l'analyse robuste de la tenue de structures composites sous chargement complexes tridimensionnels*". Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech (Paris), 2011.
- [Charrier,J.S., 2010] Charrier J. S., Carrère N., Laurin F., Bretheau T., Goncalves-Novo E., Mahdi S., "*Proposition of 3D progressive failure approach and validation on*

- tests cases*". 14th European Conference on Composite Materials (ECCM 14), Budapest (Hungary), du 07/06/2010 au 10/06/2010.
- [Cognard,J.Y., 2006] Cognard J. Y., Davies P., Sohier L., Créac'hcadec R., "*A study of the non-linear behaviour of adhesively-bonded composite assemblies*". Composite Structures, vol. 76, p. 34-46, 2006.
- [Cox,B., 2005] Cox B., Yang Q., "*Cohesive models for damage evolution in laminated composites*". International Journal of Fracture, vol. 133, p. 107-137, 2005.
- [Crews,J.H., 1988] Crews J. H., Reeder J. R., "*A mixed-mode bending apparatus for delamination testing*". NASA-TM-100662, Virginia: Langley research center, 1988.
- [Cui,W., 1993] Cui W., Wisnom M. R., "*A combined stress-based and fracture-mechanics-based model for predicting delamination in composites*". Composites, vol. 24, p. 467-474, 1993.
- [Daghia,F., 2011] Daghia F., Abisset E., Ladevèze P., "*Modélisation des composites stratifiés jusqu'à rupture: rôle des mécanismes élémentaires et leurs interactions*". 17^{èmes} Journées Nationales sur les Composites (JNC 17), Poitiers, du 15/06/2011 au 17/06/2011.
- [Daudeville,L., 1993] Daudeville L., Ladevèze P., "*A damage mechanics tool for laminate delamination*". Composite Structures, vol. 25, p. 547-555, 1993.
- [Davidson,B.D., 2005] Davidson B. D., Sun X., "*Effects of friction, geometry and fixture compliance on the perceived toughness from three and four-point bend end-notched flexure tests*". Journal of Reinforced Plastics and Composites, vol. 24, p. 1611-1628, 2005.
- [Davies,P., 2005] Davies P., Casari P., Carlsson L. A., "*Influence of fibre volume fraction on mode II interlaminar fracture toughness of glass/epoxy using the 4ENF specimen*". Composites Science and Technology, vol. 65, p. 295-300, 2005.
- [Dávila,C.G., 2001] Dávila C. G., Camanho P. P., de Moura M. F. S. F., "*Mixed-mode decohesion elements for analyses of progressive delamination*". 42nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, Seattle, Washington, du 16/04/2001 au 19/04/2001.
- [Dávila,C.G., 2008] Dávila C. G., Camanho P. P., Turon A., "*Effective simulation of delamination in aeronautical structures using shells and cohesive elements*". Journal of Aircraft, vol. 45, 2008.
- [de Morais,A.B., 2006] de Morais A. B., Pereira A. B., "*Mixed-mode I + II interlaminar fracture of glass/epoxy multidirectional laminates - Part 1: Analysis*". Composites Science and Technology, vol. 66, p. 1889-1895, 2006.
- [de Morais,A.B., 2007] de Morais A. B., Pereira A. B., "*Application of the effective crack method to mode I and mode II interlaminar fracture of carbon/epoxy unidirectional laminates*". Composites: Part A, vol. 38, p. 785-794, 2007.

- [de Morais,A.B., 2008] de Morais A. B., Pereira A. B., "*Mixed mode II+III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates*". Composites Science and Technology, vol. 68, p. 2022-2027, 2008.
- [de Morais,A.B., 2009] de Morais A. B., Pereira A. B., de Moura M. F. S. F., Magalhães A. G., "*mode III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates using the edge crack torsion (ECT) test*". Composites Science and Technology, vol. 69, p. 670-676, 2009.
- [de Moura,M.F.S.F., 2008] de Moura M. F. S. F., de Morais A. B., "*Equivalent crack based analyses of ENF and ELS tests*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 75, p. 2584-2596, 2008.
- [Donaldson,S.L., 1988] Donaldson S. L., "*Mode III interlaminar fracture characterization of composite materials*". Composites Science and Technology, vol. 32, p. 225-249, 1988.
- [Dugdale,D.S., 1960] Dugdale D. S., "*Yielding of steel sheets containing slits*". Journal of Mechanics and Physics of Solids, vol. 8, p. 100-104, 1960.
- [Falk,M.L., 2001] Falk M. L., Needleman A., Rice J. R., "*A critical evaluation of cohesive zone models of dynamic fracture*". Journal de Physique IV, Proceedings p. 550, 2001.
- [Feyel,F., 1998] Feyel F., "*Application du calcul parallèle aux modèles à grand nombre de variables internes*". Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris (Paris), 1998.
- [Gong,X.J., 1995] Gong X. J., Benzeggagh M. L., "*Mixed mode interlaminar fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composite*". ASTM STP 1230 p. 100-123, 1995.
- [Gornet,L., 1996] Gornet L., "*Simulation des endommagements et de la rupture dans les composites stratifiés*". Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie (Paris), 1996.
- [Green,B.G., 2007] Green B. G., Wisnom M. R., Hallett S. R., "*An experimental investigation into the tensile strength scaling of notched composites*". Composites: Part A, vol. 38, p. 867-878, 2007.
- [Griffith,A.A., 1921] Griffith A. A., "*The phenomena of rupture and flow in solids*". Philosophical transactions of the royal society, vol. 221, p. 163-198, 1921.
- [Guinard,S., 2002] Guinard S., Allix O., Guédra-Degeorges D., Vinet A., "*A 3D damage analysis of low-velocity impacts on laminated composites*". Composites Science and Technology, vol. 62, p. 585-589, 2002.
- [Hallett,S.R., 2009] Hallett S. R., Green B. G., Jiang W. G., Wisnom M. R., "*An experimental and numerical investigation into the damage mechanisms in notched composites*". Composites: Part A, vol. 40, p. 613-624, 2009.

- [Hashin,Z., 1980] Hashin Z., "*Failure criteria for unidirectional composites*". Journal of applied mechanics, vol. 47, p. 329-334, 1980.
- [Hautier,M., 2010] Hautier M., "*Analyse des réparations des matériaux composites: mise en oeuvre d'un procédé par infiltration et étude du comportement mécanique*". Thèse de doctorat, Université Toulouse 3 Paul Sabatier (Toulouse), 2010.
- [Henninger,C., 2007] Henninger C., Leguillon D., Martin E., "*Crack initiation at a V-notch - comparison between a brittle fracture criterion and the Dugdale cohesive model*". C R Mécanique, vol. 335, p. 388-393, 2007.
- [Hillerborg,A., 1976] Hillerborg A., Modéer M., Petersson P.-E., "*Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*". Cement and Concrete Research, vol. 6, p. 773-782, 1976.
- [Huchette,C., 2005] Huchette C., "*Sur la complémentarité des approches expérimentales et numériques pour la modélisation des mécanismes d'endommagement des composites stratifiés*". Thèse de doctorat, Université Paris VI - Pierre et Marie Curie (Paris VI), 2005.
- [Huchette,C., 2008] Huchette C., Guinot F., "*Experimental and numerical analysis on delamination growth in damaged composite material*". 13th European Conference on Composite Materials (ECCM 13), Stockholm (Sweden), du 02/07/2008 au 05/07/2008.
- [Huchette,C., 2009] Huchette C., Vandellos T., Carrère N., "*Modelling of delamination onset and growth in damaged layered composite material*". 3rd European Conference for Aero-Space Sciences, Versailles (France), du 06/07/2009 au 09/07/2009.
- [Hui,C.-Y., 2003] Hui C.-Y., Jagota A., Bennison S. J., Londono J. D., "*Crack blunting and the strength of soft elastic solids*". Proc R Soc Lond A, vol. 459, p. 1489-1516, 2003.
- [Irisarri,F.-X., 2009] Irisarri F.-X., Carrère N., Laurin F., Maire J.-F., "*Analyse multiéchelles et multiniveaux des structures composites boulonnées*". 16^{èmes} Journées Nationales sur les Composites (JNC16), Toulouse, France, du 10/06/2009 au 12/06/2009.
- [Irwin,G.R., 1958] Irwin G. R., "*Fracture I*". In: Handbuch der Physik VI, p. 558-590. Flügge, 1958.
- [Ishai,O., 1995] Ishai O., Gandelsman M., "*Strengthening of Composite Material in the Third Dimension*". internal report, Technion Research and Development Foundation Ltd., Haifa, Israel, 1995.
- [Jackson,W.J., 1996] Jackson W. J., Ifju P. G., "*Through-the-thickness tensile strength of textile composites*". Composite materials: testing and design, vol. 12, ASTM STP1274, p. 218-238, 1996.
- [Ju,J.W., 1989] Ju J. W., "*On Energy-Based Coupled Elastoplastic Damage Theories: Constitutive Modeling and Computational Aspects*". International journal of Solids and Structures, vol. 25, p. 803-833, 1989.
- [Kageyama,K., 1999] Kageyama K., Kimpara I., Suzuki T., Ohsawa I., Kanai M., Tsuno H., "*Effects of test conditions on mode II interlaminar fracture toughness of four-point ENF*".

- specimens*". International Conference on Composite Materials (ICCM12), Paris, du 05/07/1999 au 09/07/1999.
- [Kim,R.Y., 2006] Kim R. Y., Donaldson S. L., "*Experimental and analytical studies on the damage initiation in composite laminates at cryogenic temperatures*". Composite Structures, vol. 76, p. 62-66, 2006.
- [Kinloch,A.J., 1993] Kinloch A. J., Wang Y., Williams J. G., Yayla P., "*The mixed-mode delamination of fibre composite materials*". Composites Science and Technology, vol. 47, p. 225-237, 1993.
- [Kortschot,M.T., 1990a] Kortschot M. T., Beaumont P. W. R., "*Damage mechanics of composite materials. I: A damage based notched strength model*". Composites Science and Technology, vol. 39, p. 289-301, 1990a.
- [Kortschot,M.T., 1990b] Kortschot M. T., Beaumont P. W. R., "*Damage mechanics of composite materials. II: Measurements of damage and strength*". Composites Science and Technology, vol. 39, p. 303-326, 1990b.
- [Kortschot,M.T., 1991] Kortschot M. T., Beaumont P. W. R., Ashby M. F., "*Damage mechanics of composite materials. III: Prediction of damage growth and notched strength*". Composites Science and Technology, vol. 40, p. 147-165, 1991.
- [Krueger,R., 2002] Krueger R., "*The Virtual Crack Closure Technique: History, Approach and Applications*". NASA/CR-2002-21628, ICASE, Hampton, Virginia, 2002.
- [Krueger,R., 2009] Krueger R., Ratcliffe J. G., Minguet P. J., "*Panel Stiffener Debonding Analysis Using a Shell/3D Modeling Technique*". Composites Science and Technology, vol. 69, p. 2352-2362, 2009.
- [Ladevèze,P., 1986] Ladevèze P., "*About the damage mechanic of composites*". In: Comptes-rendus des JNC5, p. 667-683. Pluralis Publication, Paris, 1986.
- [Ladevèze,P., 1989] Ladevèze P., "*About a damage mechanics approach*". In: Mechanics and mechanisms of damage in composite and multimaterials. MEP, p. 119-142. 1989.
- [Ladevèze,P., 2000] Ladevèze P., Allix O., Deü J.-F., Lévêque D., "*A mesomodel for localisation and damage computation in laminates*". Computer methods in applied mechanics and engineering, vol. 183, p. 105-122, 2000.
- [Ladevèze,P., 1998] Ladevèze P., Allix O., Gornet L., Lévêque D., "*A computational damage mechanics approach for laminates: Identification and comparison with experimental results*". Damage Mechanics in Engineering Materials p. 500, 1998.
- [Ladevèze,P., 2003] Ladevèze P., Lubineau G., "*On a damage mesomodel for laminates: micromechanics basis and improvement*". Mechanics of Materials, vol. 35, p. 763-775, 2003.

- [Ladevèze,P., 2006] Ladevèze P., Lubineau G., Marsal D., "*Towards a bridge between the micro- and mesomechanics of delamination for laminated composites*". Composites Science and Technology, vol. 66, p. 698-712, 2006.
- [Lagace,P.A., 1986] Lagace P. A., "*Notch sensitivity and stacking sequence of laminated composites*". In: Composite materials: testing and design (seventh conference), ASTM STP 893., p. 161-1767. Philadelphia, 1986.
- [Lagace,P.A., 1989] Lagace P. A., Weems D. B., "*A Through-the-Thickness Strength Specimen for Composites*". Test Methods for Design Allowables for Fibrous Composites, vol. 2, p. 197-207, 1989.
- [Lagunegrand,L., 2004] Lagunegrand L., "*Mise en évidence expérimentale et prise en compte dans la formulation d'un critère d'amorçage du délaminage de l'influence des contraintes normales inter plis au sein d'un matériau composite*". Thèse de doctorat, Université Bordeaux1 (Bordeaux), 2004.
- [Laurin,F., 2011] Laurin F., Carrère N., Huchette C., Maire J.-F., "*A multiscale hybrid approach for damage and final failure predictions of composite structures*". Composites Science and Technology 2011.
- [Laurin,F., 2007] Laurin F., Carrère N., Maire J.-F., "*A multiscale progressive failure approach for composite laminates based on thermodynamical viscoelastic and damage models*". Composites: Part A, vol. 38, p. 198-209, 2007.
- [Lee,S.M., 1993] Lee S. M., "*An edge crack torsion method for mode III delamination fracture testing*". Journal of Composites Technology & research, vol. 15, p. 193-201, 1993.
- [Leguillon,D., 2002] Leguillon D., "*Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch*". European Journal of Mechanics A/Solids, vol. 21, p. 61-72, 2002.
- [Leguillon,D., 2000] Leguillon D., Lacroix C., Martin E., "*Interface debonding ahead of a primary crack*". Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 48, p. 2137-2161, 2000.
- [Leroy,F.-H., 2009] Leroy F.-H., Poirion F., Samuelides M., "*ARF "Stochastique"*". Rapport interne Onera, 2009.
- [Lévêque,D., 1998] Lévêque D., "*Analyse de la tenue au délaminage des composites stratifiés: identification d'un modèle d'interface interlaminaire*". Thèse de doctorat, Cachan - Ecole Normale Supérieur de Cachan, 1998.
- [Lorentz,E., 2008] Lorentz E., "*A mixed interface finite element for cohesive zone models*". Computer methods in applied mechanics and engineering, vol. 198, p. 302-317, 2008.
- [Mangalgiri,P.D., 1986] Mangalgiri P. D., Johnson W. S., Everett R. A., "*Effect of adherent thickness and mixed mode loading on debond growth in adhesively bonded composite joints*". NASA-TM-88992, 1986.

- [Marat-Mendes,R., 2009] Marat-Mendes R., de Freitas M., "*Characterization of the edge crack torsion (ECT) test for the measurement of the mode III interlaminar fracture toughness*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 76, p. 2799-2809, 2009.
- [Marsal,D., 2005] Marsal D., "*Modélisation multi-échelle de l'endommagement des stratifiés sous sollicitations hors-plan*". Thèse de doctorat, Ecole normale supérieure de Cachan - Université Paris 6 (Paris), 2005.
- [Martin,E., 2010] Martin E., Leguillon D., Carrère N., "*A twofold strength and toughness criterion for the onset of free-edge shear delamination in angle-ply laminates*". International journal of Solids and Structures, vol. 47, p. 1297-1305, 2010.
- [Martin,R.H., 1999] Martin R. H., Davidson B. D., "*Mode II fracture toughness evaluation using four point bend, end notched flexure test*". Plastics, Rubber and Composites, vol. 28, p. 401-406, 1999.
- [Masters,J.E., 1993] Masters J. E., "*Basic failure modes of continuous fiber composites*". In: Engineered materials handbook - Volume 1 : Composites, p. 781-785. Ohio, USA : ASM International, 1993.
- [Mespoulet,S., 1998] Mespoulet S., "*Through-thickness test methods for laminated composite materials*". Thèse de doctorat, University of London, 1998.
- [Moës,N., 2002] Moës N., Belytschko T., "*Extended finite element method for cohesive crack growth*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 69, p. 813-833, 2002.
- [Monerie,Y., 2000] Monerie Y., "*Fissuration des matériaux composites : rôle de l'interface fibre/matrice*". Thèse de doctorat, Université Aix-Marseille II (Marseille), 2000.
- [Monerie,Y., 2001] Monerie Y., Acary V., "*Formulation dynamique d'un modèle de zone cohésive tridimensionnel couplant endommagement et frottement*". Revue Européenne des Elements Finis, vol. 10, p. 489-503, 2001.
- [Moradi,A., 2013] Moradi A., "*Analyse de la tenue des joints collés dans les structures composites*". Thèse de doctorat, Université Paris VI - Pierre et Marie Curie (Paris VI), 2013.
- [Morton,J., 1992] Morton J., Ho H., Tsai M. Y., Farley G. L., "*An Evaluation of the Iosipescu Specimen for Composite Materials Shear Property Measurement*". Journal of composite materials, vol. 26, p. 708-750, 1992.
- [NASA, 1982] NASA, "*Standard Tests for Toughened Resin Composites*". reference publication 1092, Langley Research Center, 1982.
- [Needleman,A., 1987] Needleman A., "*A continuum model for void nucleation by inclusion debonding*". Journal of applied mechanics, vol. 54, p. 525-531, 1987.
- [Olsson,R., 2011] Olsson R., "*Review - A survey of test methods for multiaxial and out-of-plane strength of composite laminates*". Composites Science and Technology, vol. 71, p. 773-783, 2011.

- [Olympus, 2008] Olympus, "*Ultrasonic Transducers for Nondestructive Testing*". 2008.
- [Orifici,A.C., 2008] Orifici A. C., Herszberg I., Thomson R. S., "*Review of methodologies for composite material modelling incorporating failure*". Composite Structures, vol. 86, p. 194-210, 2008.
- [Pagano,N.J., 2003] Pagano N. J., Schoeppner G. A., "*Delamination of Polymer Matrix Composites: Problems and Assessment*". In: Comprehensive Composite Materials, p. 433-528. Elsevier Science, Oxford, 2003.
- [Perales,F., 2005] Perales F., "*Fissuration des matériaux à gradient de propriétés. Application au Zircaloy Hydrure*". Thèse de doctorat, Université Montpellier II (Montpellier), 2005.
- [Pereira,A.B., 2006] Pereira A. B., de Morais A. B., "*Mixed-mode I + II interlaminar fracture of glass/epoxy multidirectional laminates - Part 2: Experiments*". Composites Science and Technology, vol. 66, p. 1896-1902, 2006.
- [Pereira,A.B., 2008] Pereira A. B., de Morais A. B., "*Mixed-mode I + II interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates*". Composites: Part A, vol. 39, p. 322-333, 2008.
- [Pereira,A.B., 2009] Pereira A. B., de Morais A. B., "*Mixed-mode I+III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates*". Composites: Part A, vol. 40, p. 518-523, 2009.
- [Pinho,S.T., 2006] Pinho S. T., Iannucci L., Robinson P., "*Formulation and implementation of decohesion elements in an explicit finite element code*". Composites: Part A, vol. 37, p. 778-789, 2006.
- [Polaha,J.J., 1996] Polaha J. J., Davidson B. D., Hudson R. C., Pieracci A., "*Effects of mode ratio, ply orientation and precracking on the delamination toughness of a laminated composite*". Journal of Reinforced Plastics and Composites, vol. 15, p. 141-173, 1996.
- [Post,D., 1989] 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, p. 264-279, 1989.
- [Pradhan,B., 2006] Pradhan B., Panda S. K., "*Effect of material anisotropy and curing stresses on interface delamination propagation characteristics in multiply laminated FRP composites*". Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 128, p. 383-392, 2006.
- [Prombut,P., 2007] Prombut P., "*Caractérisation de la propagation de délaminage des stratifiés composites multidirectionnels*". Thèse de doctorat, Université Toulouse III - Paul Sabatier (Toulouse), 2007.
- [Prombut,P., 2006] Prombut P., Michel L., Lachaud F., Barrau J.-J., "*Delamination of multidirectional composite laminates at 0°/θ° ply interfaces*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 73, p. 2427-2442, 2006.

- [Rankumar,R.L., 1985] Rankumar R. L., Whitcomb J. D., "*Characterization of Mode I and Mixed-Mode Delamination Growth in T300/5208 Graphite/Epoxy*". In: *Delamination and Debonding of Materials*, ASTM STP 876, p. 315-335. Philadelphia, 1985.
- [Reeder,J.R., 1992] Reeder J. R., "*An evaluation of mixed-mode delamination failure criteria*". NASA Technical Memorandum 104210, 1992.
- [Reeder,J.R., 1990] Reeder J. R., Crews J. R., "*Mixed-Mode Bending Method for Delamination Testing*". *AIAA Journal*, vol. 28, p. 1270-1276, 1990.
- [Renault,M., 1994] Renault M., "*Compression après impact d'une plaque stratifiée: étude expérimentale et modélisation éléments finis associée*". Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 1994.
- [Rice,J.R., 1968] Rice J. R., "*A Path Independent Integral and the Approximative Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*". *Journal of applied mechanics*, vol. 35, p. 379-386, 1968.
- [Robinson,P., 1992] Robinson P., Song D. Q., "*A modified DCB specimen for mode I testing of multidirectional laminates*". *Journal of composite materials*, vol. 26, p. 1554-1577, 1992.
- [Roy,A.K., 1994] Roy A. K., Kim R. Y., "*Interlaminar normal stiffness and strength of thick orthotropic laminates: an experimental study*". *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 13, p. 880-894, 1994.
- [Russell,A.J., 1985] Russell A. J., Street K. N., "*Moisture and Temperature Effects on the Mixed-Mode Delamination Fracture of Unidirectional Graphite/Epoxy*". In: *Delamination and Debonding of Materials*, ASTM STP 876, p. 349-370. Philadelphia, 1985.
- [Rybicki,E.F., 1977] Rybicki E. F., Kanninen M. F., "*A Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors by Modified Crack Closure Integral*". *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 9, p. 931-938, 1977.
- [Salpekar,S.A., 1991] Salpekar S. A., O'Brien T. K., "*Combined effect of matrix cracking and free edge on delamination*". In: *Composite materials: fatigue and fracture*, Vol. 3, ASTM STP 1110, p. 287-311. 1991.
- [Saltelli,A., 2000] Saltelli A., Chan K., Scott M., "*Sensitivity Analysis*". In: *Wiley Series in Probability and Statistics*, 2000.
- [Saltelli,A., 2006] Saltelli A., Ratto M., Tarantola S., Campolongo F., European Commission, Joint Research centre of Ispra, "*Sensitivity analysis practices: Strategies for model based inference*". *Reliability Engineering and System Safety*, vol. 91, p. 1109-1125, 2006.
- [Schuecker,C., 2000] Schuecker C., Davidson B. D., "*Evaluation of the accuracy of the four-point bend end-notched flexure test for mode II delamination toughness determination*". *Composites Science and Technology*, vol. 60, p. 2137-2146, 2000.

- [Sobol,I.M., 1993] Sobol I. M., "*Sensitivity estimates for nonlinear mathematical models*". Mathematical modelling and computational experiments, vol. 1, p. 407-414, 1993.
- [Sun,X., 2006] Sun X., Davidson B. D., "*Numerical evaluation of the effects of friction and geometric nonlinearities on the energy release rate in three- and four- bend end-notched flexure tests*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 73, p. 1343-1361, 2006.
- [Tao,J., 1998] Tao J., Sun C. T., "*Influence of ply orientation on delamination in composite laminates*". Journal of composite materials, vol. 32, p. 1933-1947, 1998.
- [Trousset,E., 2012] Trousset E., "*Vers la prévision des dommages induits par un impact basse-vitesse sur des structures composites stratifiées*". Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech (Angers), 2012.
- [Turon,A., 2006] Turon A., "*Simulation of Delamination in Composites under Quasi-Static and Fatigue Loading using Cohesive Zone Models*". Thèse de doctorat, Dept. d'Enginyeria Mecànica i de la Construcció Industrial, Universitat de Girona (Girona, Spain), 2006.
- [Turon,A., 2010] Turon A., Camanho P. P., Costa J., Renart J., "*Accurate simulation of delamination growth under mixed-mode loading using cohesive elements: definition of intralaminar strengths and elastic stiffness*". Composite Structures, vol. 92, p. 1857-1864, 2010.
- [Turon,A., 2007] Turon A., Dávila C. G., Camanho P. P., Costa J., "*An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 74, p. 1665-1682, 2007.
- [Tvergaard,V., 1990] Tvergaard V., "*Effect of fiber debonding in a whisker-reinforced metal*". Material Science and Engineering A, vol. 125, p. 203-213, 1990.
- [Vaidya,R.S., 1998] Vaidya R. S., Klug J. C., Sun C. T., "*Effect of ply thickness on fracture of notched composite laminates*". AIAA Journal, vol. 36, p. 81-88, 1998.
- [Van der Meer,F.P., 2010] Van der Meer F. P., Sluys L. J., "*Mesh-independent modeling of both distributed and discrete matrix cracking in interaction with delamination in composites*". Engineering Fracture Mechanics, vol. 77, p. 719-735, 2010.
- [Violeau,D., 2007] Violeau D., "*Une stratégie de calcul pour l'analyse à l'échelle "micro" des endommagements jusqu'à rupture des composites stratifiés*". Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan (Cachan), 2007.
- [Whitcomb,J.D., 1984] Whitcomb J. D., "*Analysis of instability-related growth of a through-width delamination*". NASA TM-86301, 1984.
- [Whitney,J.M., 1989] Whitney J. M., "*Experimental characterization of delamination fracture, Interlaminar Response of Composite Materials*". In: Composite Material Series Vol. 5, p. 161-250. Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1989.

- [Whitney,J.M., 1974] Whitney J. M., Nuismer R. J., "*Stress failure criteria for laminated composites containing stress concentrations*". Journal of composite materials, vol. 8, p. 253-265, 1974.
- [Wisnom,M.R., 2010] Wisnom M. R., "*Modelling discrete failures in composites with interface elements*". Composites: Part A, vol. 41, p. 795-805, 2010.
- [Wisnom,M.R., 2009] Wisnom M. R., Hallett S. R., "*The role of delamination in strength, failure mechanism and hole size effect in open hole tensile tests on quasi-isotropic laminates*". Composites: Part A, vol. 40, p. 335-342, 2009.
- [Wisnom,M.R., 2008] Wisnom M. R., Khan B., Hallett S. R., "*Size effects in unnotched tensile strength of undirectional and quasi-isotropic carbon/epoxy composites*". Composite Structures, vol. 84, p. 21-28, 2008.
- [Wright,P., 2010] Wright P., Moffat A., Sinclair I., Spearing S. M., "*High resolution tomographic imaging and modelling of notch tip damage in a laminated composite*". Composites Science and Technology, vol. 70, p. 1444-1452, 2010.
- [Xu,X.P., 1993] Xu X. P., Needleman A., "*Void nucleation by inclusion debonding in a crystal matrix*". Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, vol. 1, p. 111-132, 1993.
- [Zou,Z., 2002] Zou Z., Reid Z. R., Li S., Soden P. D., "*Modelling interlaminar and intralaminar damage in filament wound pipes under quasi-static indentation*". Journal of composite materials, vol. 36, p. 477-499, 2002.

Développement d'une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites stratifiées

Les composites stratifiés de plis unidirectionnels en carbone/époxy sont fortement utilisés pour alléger les structures aéronautiques tout en conservant de bonnes propriétés structurales. Toutefois, les avantages de ce type de matériau ne sont pas encore pleinement exploités de par le manque de confiance accordée aux modèles de prévision de l'endommagement, dont notamment ceux concernant le délaminage. C'est pourquoi l'objectif de cette thèse était de développer une stratégie de modélisation du délaminage adaptée aux structures composites stratifiées. Cette stratégie s'est appuyée sur le développement d'un modèle de zone cohésive prenant en compte les ingrédients nécessaires à la bonne description de l'amorçage et de la propagation de la fissure : (i) un critère d'amorçage avec un renforcement en compression/cisaillement hors-plan, (ii) une loi de propagation décrivant l'évolution de la ténacité en fonction de la mixité de mode et (iii) la prise en compte du couplage inter/intralaminaire. Pour identifier ce nouveau modèle, une procédure d'identification efficace, s'appuyant sur un essai de traction sur plaque rainurée, a été mise en place. Cette procédure d'identification a permis de démontrer que la ténacité semble indépendante (i) de l'orientation des plis adjacents à l'interface et (ii) de l'empilement étudié. De même, pour décrire l'évolution de la ténacité, une nouvelle loi de propagation adaptée au matériau carbone/époxy a été proposée. Pour finir, la stratégie de modélisation, complétée par une stratégie de calcul, a été appliquée sur différents cas structuraux pour mettre en avant ses apports et ses premières limites.

Mots clés : Matériaux composites, délaminage, modèle de zone cohésive, couplage inter/intralaminaire, identification

Development of a strategy to model delamination in laminated composite structures

The carbon/epoxy laminated composites of unidirectional plies are strongly used in order to reduce the weight of aeronautical structures while at the same time proposing good structural properties. However, the advantages of this kind of material are not fully exploited due to the lack of confidence in damage models, like ones concerning delamination. Then, the purpose of this work was the development of a strategy to model delamination in laminated composite structures. This strategy was based on the development of a cohesive zone model taking into account the ingredients necessary to the well description of the onset of delamination and the crack growth: (i) an onset criterion with an out-of-plan compression/shearing reinforcement, (ii) a propagation law describing the evolution of the fracture toughness as a function of mixed mode ratio and (iii) the inter/intralaminar coupling. To identify this new model, an efficient identification procedure, basing on a tensile test on notched specimen, has been proposed. This identification procedure has demonstrated that the fracture toughness seems to be independent of (i) the orientation of plies closed to the interface and (ii) the stacking sequence. Furthermore, to describe the evolution of the fracture toughness, a new propagation law adapted to carbon/epoxy material has been proposed. Finally, the strategy to model delamination, completed by a calculation strategy, has been applied on several structural cases to prove its contributions and its first limitations.

Keywords: Composite Materials, delamination, cohesive zone model, inter/intralaminar coupling, identification

Office Nationale d'Études et de Recherches Aérospatiales
BP 72 – 29 Avenue de la Division Leclerc
92322 CHATILLON CEDEX
Tél. : + 33 (01) 46 73 40 40 – Fax : + 33 (01) 46 73 41 41
<http://www.onera.fr>