



**Développement d'une stratégie de modélisation du
délaminage dans les structures composites =
Development of computational strategy to model
delamination in composite structures**

Thomas Vandellos, Nicolas Carrère, Cédric Huchette

► **To cite this version:**

Thomas Vandellos, Nicolas Carrère, Cédric Huchette. Développement d'une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites = Development of computational strategy to model delamination in composite structures. JNC 16, Jun 2009, Toulouse, France. 10 p. hal-00387376

HAL Id: hal-00387376

<https://hal.science/hal-00387376>

Submitted on 11 Jun 2009

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

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

Développement d'une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites

Development of computational strategy to model delamination in composite structures

Thomas Vandellos¹, Nicolas Carrère¹ et Cédric Huchette¹

1 : ONERA, Département des Matériaux et Structures Composites
29 avenue de la Division Leclerc – 92320 Châtillon CEDEX
e-mail : thomas.vandellos@onera.fr, huchette@onera.fr, carrere@onera.fr

Résumé

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés dans l'industrie aéronautique. Cependant, de nombreux surdimensionnements pénalisent les solutions composites de par le manque de confiance accordé aux modèles utilisés décrivant les mécanismes d'endommagement, dont le délaminage (*i.e.* la décohérence de deux plis d'un stratifié).

Parmi les différentes approches permettant d'étudier le délaminage, seuls les modèles de zone cohésive (MZC) ont la capacité de modéliser son amorçage et sa propagation. Néanmoins, certains inconvénients existent comme les coûts de calcul rapidement prohibitifs pour une utilisation industrielle. Une stratégie de modélisation doit donc être mise en place afin (*i*) de réduire les coûts de calcul et (*ii*) de proposer une démarche d'identification robuste.

Pour répondre à ces objectifs, une approche d'identification des paramètres des MZC sur la loi de Crisfield sera tout d'abord présentée. De plus, une stratégie d'identification du délaminage en mode mixte sera abordée. Enfin, afin de réduire les coûts de calcul, la mise en place d'une stratégie à différents niveaux de complexité (en termes de taille de maille et de modèle matériau) sera développée et illustrée par des cas de traction sur plaques trouées.

Abstract

Composite materials are increasingly used in aeronautical industry. However, composite solutions are penalised by the lack of trust on the used models which describe damage mechanisms whose delamination (*i.e.* the decohesion between two plies of laminate).

Among the different approaches allowing the study of delamination, only the cohesive zone models (CZM) are able to predict the onset and the growth of the delamination. Nevertheless, few limitations exist like computational costs which are quickly stronger for an industrial use. A strategy of modelisation has to be developed in order (*i*) to decrease computational costs and (*ii*) to propose a robust mean for the identification of CZM.

In order to answer to these purposes, an identification approach of parameters of CZM on the Crisfield law will be presented. Moreover, a strategy of identification of delamination under mix mode will be reached. Finally, in order to decrease computational costs, the development of a strategy which use multi-levels with different complexities (in term of size of the mesh and of material model) will be presented and illustrated by examples of tensile tests on hole laminate plates.

Mots Clés : délaminage, stratégie, interface, modèle de zone cohésive, identification

Keywords : delamination, strategy, interface, cohesive zone model, identification

1 Introduction

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés dans l'industrie aéronautique, notamment pour la réalisation de structures primaires. Néanmoins, de par le manque de confiance associé aux modélisations d'endommagement et de rupture, les industriels ont recours à des campagnes de validation expérimentale longues et coûteuses, ainsi qu'à des facteurs de sécurité induisant parfois des surdimensionnements importants. C'est pourquoi il semble indispensable de proposer des approches robustes pour le dimensionnement des structures composites.

Parmi les différents mécanismes d'endommagement, le délaminage (*i.e.* la décohérence de deux plis

d'un stratifié) est un mode de ruine souvent catastrophique en terme de tenue mécanique pour les matériaux composites puisqu'il diminue la rigidité du stratifié. De plus, les délaminages peuvent être (i) présents sous forme de porosités localisées à l'interface dès la phase de fabrication, (ii) amorcés lors des chocs accidentels ou (iii) amorcés lors de la sollicitation de la structure considérée. Aussi, le délaminage apparaît comme un axe important de recherche pour lequel il est nécessaire de proposer des modélisations et des stratégies de calcul *ad.hoc* dans un contexte industriel.

Différentes approches permettant d'étudier le délaminage sont actuellement disponibles dans les bureaux d'études, et en cours de développement dans le monde académique. Des critères de rupture (en contrainte ou en déformation) sont souvent utilisés pour modéliser l'amorçage, tandis que des approches basées sur la mécanique élastique linéaire de la rupture (MELR) sont retenues pour l'étude de la propagation du délaminage. Enfin, des approches basées sur la mécanique de l'endommagement, notamment les modèles de zone cohésive (MZC) [1-2], sont de plus en plus utilisés car ils présentent plusieurs avantages comme la capacité de décrire l'amorçage et la propagation du délaminage dans les structures composites complexes en présence de non-linéarités (géométriques ou matériaux). La description de l'endommagement progressif de l'interface s'effectue via une loi adoucissante [3] associée au MZC.

Le bilan des différentes approches disponibles pour décrire le délaminage semble donc favoriser l'utilisation des MZC. Néanmoins, malgré les avantages de cette dernière approche, l'utilisation des MZC n'est pas encore systématique car certaines difficultés rendent leur utilisation délicate. Il s'agit principalement (i) de difficultés numériques, (ii) de limitations pour le traitement du délaminage en présence de mode mixte et (iii) des coûts de calcul associés. Cet article est articulé autour de ces trois points qui feront chacun l'objet d'une partie de ce travail.

2 Etude de certains problèmes numériques associés aux modèles de zones cohésives

Comme toutes lois au comportement adoucissant, les modèles de zones cohésives peuvent engendrer des problèmes numériques (sauts de solutions ou dépendance au maillage) conduisant à la divergence du calcul ou à des résultats erronés. Des solutions ont été proposées par certains auteurs pour pallier ces problèmes [4-6]. Le but de cette section concerne plutôt la robustesse numérique du calcul en fonction des paramètres utilisés dans le modèle de zone cohésive (ici le modèle de Crisfield).

2.1 Présentation de la loi de Crisfield

L'endommagement progressif de l'interface entre deux plis d'un stratifié peut être modélisé par de nombreuses lois locales adoucissantes qui ne se différencient que par leur forme (forme en cloche pour Tvergaard-Needleman [7] ou forme bilinéaire pour Crisfield [8]). De manière générale, ces lois sont pilotées par deux paramètres indépendants pour chaque mode de rupture: la contrainte maximale $\sigma_{\max}$ et la ténacité G_C (correspondant au taux de restitution d'énergie critique nécessaire pour rompre l'interface).

Néanmoins, la loi de Crisfield possède l'avantage de pouvoir piloter un paramètre indépendant supplémentaire: la rigidité initiale K de l'interface (*i.e.* sa rigidité avant l'amorçage du délaminage) via le paramètre δ_0 correspondant au déplacement relatif pour lequel la contrainte maximale $\sigma_{\max}$ est atteinte. Les paramètres précédents sont liés par l'équation (eq. 1).

$$G_C = \frac{\sigma_{\max} \delta_n}{2} = \frac{K \delta_0 \delta_n}{2} \quad (\text{eq. 1})$$

Cette relation permet de définir le paramètre δ_n correspondant au déplacement relatif pour lequel la contrainte est nulle et l'interface rompue. La (Fig. 1) présente le comportement interfacial décrit par le modèle de Crisfield.

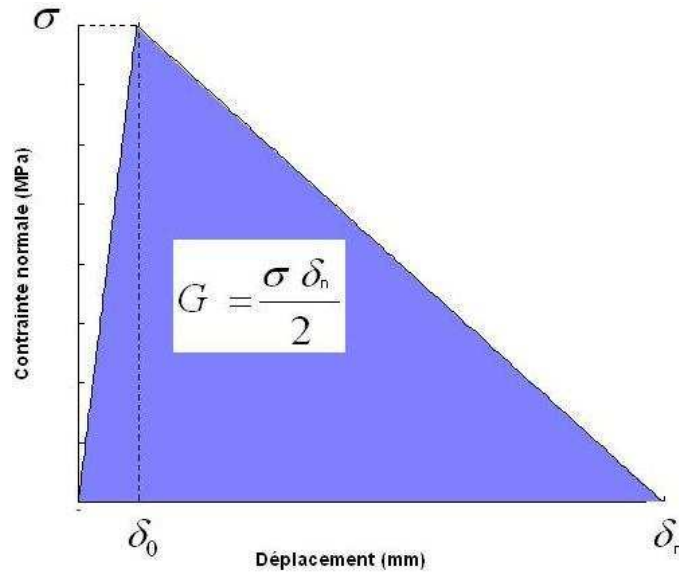


Fig. 1. Description de la loi bilinéaire de Crisfield

Le comportement mécanique de l'interface est décrit par des relations entre les déplacements normaux et tangentiels $[u_n, u_t]$ entre deux nœuds initialement superposés et les efforts normaux et tangentiels associés $[T_n, T_t]$ comme le montre la figure ci-dessous (Fig. 2). Le couplage des différents comportements (normal et tangentiels) s'effectue via une variable d'endommagement λ .

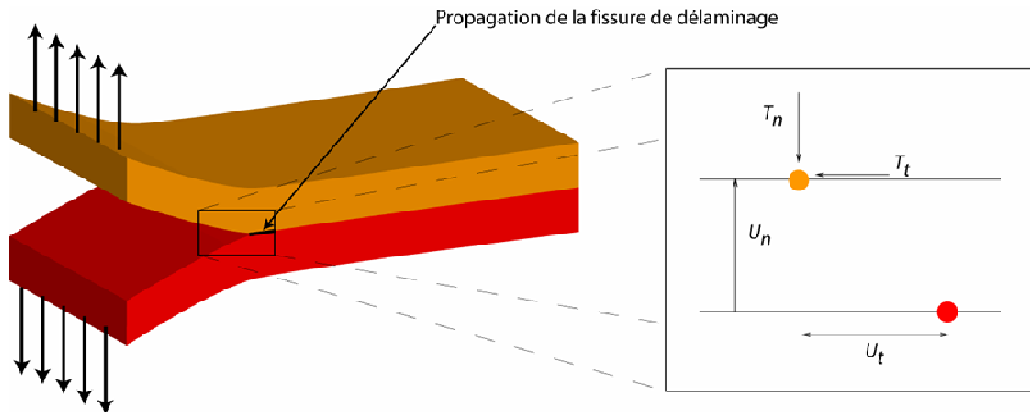


Fig. 2. Propagation d'une fissure lors d'un essai DCB et sa représentation locale par une loi d'interface

Le comportement de l'interface pour la loi de Crisfield est décrit par les équations (eq. 2) [8], tandis que la variable d'endommagement permettant le couplage du comportement normal et tangential est exprimée par l'équation (eq. 3).

$$T_n = \sigma_{\max} \frac{U_n}{\delta_0^n} (1 - \lambda) \quad \text{si } u_n > 0$$

$$T_n = \alpha_c \sigma_{\max} \frac{U_n}{\delta_0^n} \quad \text{si } u_n < 0$$

$$T_t = \alpha \sigma_{\max} \frac{U_t}{\delta_0^t} (1 - \lambda)$$

(eq. 2)

$$\lambda = \frac{\delta_n}{\delta_n - \delta_0^n} \frac{\sqrt{\left(\frac{u_n}{\delta_0^n}\right)^2 + \left(\frac{u_t}{\delta_0^t}\right)^2} - 1}{\sqrt{\left(\frac{u_n}{\delta_0^n}\right)^2 + \left(\frac{u_t}{\delta_0^t}\right)^2}} \quad \text{avec} \quad \dot{\lambda} > 0 \quad (\text{eq. 3})$$

La présentation de la loi de Crisfield permet de mettre en évidence que l'endommagement de l'interface dépend fortement des paramètres G_C , δ_0 , δ_n et $\sigma_{\max}$ (en comportement normal). Il semble donc important de comprendre l'influence de ces paramètres sur le comportement global.

2.2 Études paramétriques de la loi de Crisfield

Cette partie présente plusieurs études paramétriques réalisées par le biais de la modélisation en 2D d'un essai DCB. Afin de pouvoir étudier l'influence des paramètres des MZC sur le comportement global de la structure lors de l'essai DCB, une comparaison des courbes force/déplacement obtenues grâce à un MZC et la MELR sera effectuée. Le comportement prévu par la MELR est donné par deux équations [9]:

- l'eq 4 est utilisée pour la partie « élastique » (AB dans la Fig. 3),
- l'eq 5 est utilisée pour la partie décrivant la rupture de l'interface (BC sur la Fig. 3)

$$F(w) = \frac{Ebh^3}{8a_0^3} w \quad (\text{eq. 4})$$

$$F(w) = \sqrt{\frac{2b^2}{3w}} \sqrt{\frac{G_{IC}^3 Eh^3}{12}} \quad (\text{eq. 5})$$

où F est la force appliquée, w le saut de déplacement des deux bras de la plaque, b la largeur de la plaque, E le module d'Young, h l'épaisseur d'un bras, a_0 la longueur initiale de la fissure et G_{IC} le taux de restitution d'énergie en mode I:

2.2.1 Etude de la variation des paramètres δ_n et δ_0

Le but est ici d'étudier l'influence des déplacements relatifs δ_n et δ_0 sur le comportement global d'un essai DCB. L'influence de ces paramètres est étudiée de façon découplée et dans les deux cas, G_C reste constant.

La comparaison des résultats obtenus par les MZC avec la courbe analytique donnée par la MELR (illustrée par la Fig. 3) montre que plus la valeur du paramètre δ_n grandit, plus le comportement prévu par les MZC s'éloigne de celui de la MELR dans la partie AB. Cette évolution non-linéaire est due à un endommagement précoce des premiers éléments de l'interface (sans pour autant qu'ils soient rompus). De même, plus la valeur de δ_n diminue, plus la partie AB de la courbe tend vers une réponse linéaire (en effet lorsque δ_n diminue à G_C constant, $\sigma_{\max}$ et K augmentent). Cependant, on notera qu'une valeur de δ_n trop faible, i.e. la valeur de la rigidité initiale K trop forte, conduit à une divergence du calcul.

La Fig. 4 montre que pour des valeurs de δ_0 allant de 10^{-6} à 10^{-9} , la propagation s'effectue à une énergie apparente plus faible que celle initialement introduite dans le MZC. Ce phénomène s'accroît avec la diminution du paramètre δ_0 .

Dans un premier temps, cette étude nous a permis de vérifier la bonne adéquation des résultats obtenus par la MELR et les MZC, mais surtout semble indiquer que la rigidité initiale de l'interface K est un facteur influençant beaucoup la partie élastique de la courbe force/déplacement. En effet, plus K est grand, plus la partie AB de la courbe se rapproche d'un comportement élastique. On peut donc penser qu'il est préférable de déterminer les paramètres des MZC de tels sorte que K soit « proche de l'infini », tout en évitant la divergence du calcul. De plus, nous avons mis en évidence l'existence d'un problème numérique entraînant la propagation du délaminage pour une énergie apparente plus faible que celle imposée par le calcul. Ce problème apparaît à partir d'une certaine valeur de δ_0 , et s'accroît avec la diminution de ce paramètre.

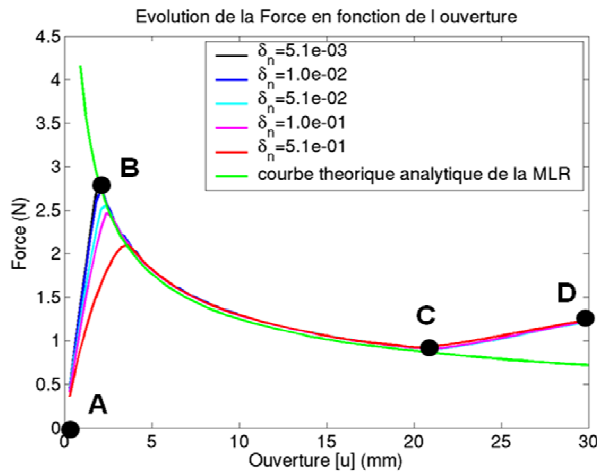


Fig. 3. Courbe force/saut de déplacement pour un essai DCB, pour plusieurs valeurs de δ_n de la loi de Crisfield, à G_C et δ_0 constant

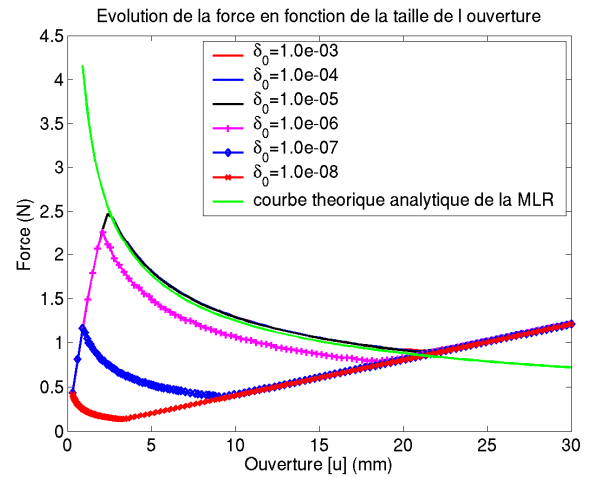


Fig. 4. Courbe force/saut de déplacement lors d'un essai DCB pour plusieurs valeurs de δ_0 , les autres paramètres étant fixés

2.2.2 Etude de la variation du paramètre δ_0/δ_n

Les résultats de la section précédente ont permis de mettre en évidence l'existence d'un domaine de validité des paramètres pour une bonne utilisation de la loi de Crisfield. Il a donc semblé intéressant de coupler la variation des paramètres et d'étudier le rapport δ_0/δ_n . Pour cela, G_C est maintenu constant tandis que δ_0 et δ_n sont variables dans cette partie de l'étude.

Les résultats illustrés sur la (Fig. 5) indiquent que pour un rapport δ_0/δ_n supérieur à 10^{-4} , la courbe force/déplacement obtenue est équivalente à la forme analytique de référence donnée par la MELR. En revanche, pour un rapport inférieur à cette valeur, la propagation du délaminage s'effectue à une énergie apparente plus faible que celle introduite dans le MZC.

L'ensemble des résultats présentés dans les paragraphes précédents permet de mettre en évidence (i) l'influence des paramètres de la loi de Crisfield sur la simulation de la propagation du délaminage lors d'un essai DCB et (ii) l'existence d'un problème numérique important induisant une propagation de la fissure pour une énergie apparente plus faible que celle imposée au calcul.

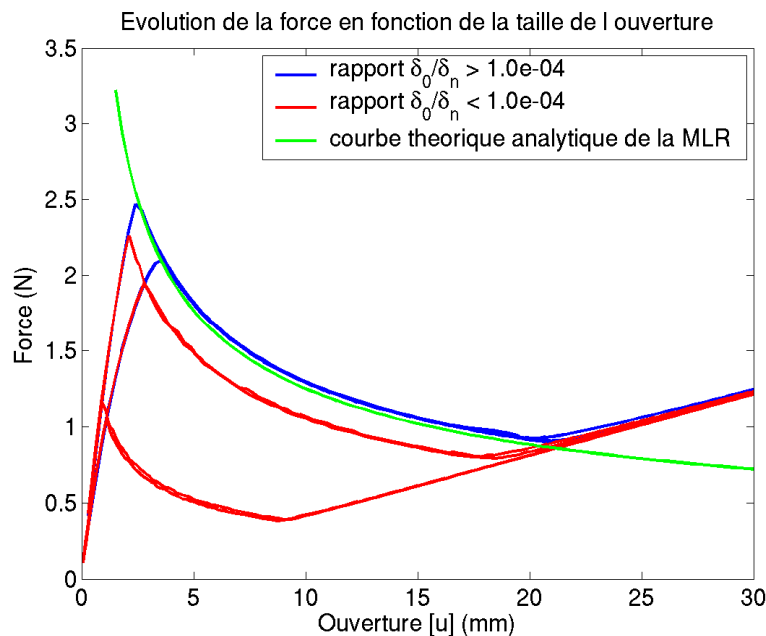


Fig. 5. Courbe force/saut de déplacement pour un essai DCB pour plusieurs valeurs du ratio δ_0/δ_n , à G_C constant

2.3 Mise en place d'un cas test permettant de valider les paramètres utilisés

Grâce aux résultats précédents, on a observé que la propagation du délaminage peut s'effectuer à une énergie apparente plus faible que celle imposée si les paramètres de la loi de Crisfield ne suivent pas certaines règles. Afin de vérifier l'indépendance de ce problème à sa géométrie, un cas test simple de traction sur deux cubes de rigidité infinie reliés par une interface est proposé dans ce paragraphe. Ce cas test permet de représenter facilement le comportement local de l'interface via la courbe force/déplacement.

L'objectif est double (i) proposer un cas test simple permettant de valider les paramètres des MZC utilisés et (ii) s'assurer que le problème mis en évidence par l'essai DCB n'est pas dû à une erreur de résolution du code de calcul utilisé. Pour cela, une étude comparative a été mise en place sur le code de calcul samcef.

Les résultats obtenus par les deux codes de calcul différent comme le montre les figures (Figs. 6-7). Cependant, le problème numérique rencontré précédemment reste toutefois présent (bien que représenté de deux façons différentes). En effet, on retrouve que pour un rapport δ_0/δ_n inférieur à 10^{-4} sur ZeBuLoN (et à 10^{-2} sur samcef), la fissure se propage pour une énergie apparente différente de celle imposée durant le calcul, influençant ainsi la modélisation de la propagation du délaminage.

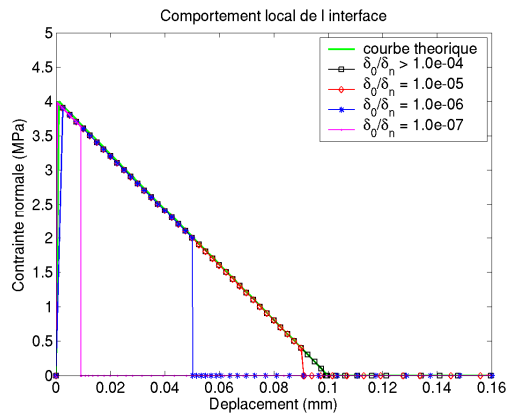


Fig. 6. Comportement local de l'interface sur un essai de traction sur deux cubes de rigidité infinie, pour différentes valeurs de δ_0 et δ_n , à G_C fixé, avec le code de calcul ZeBuLoN

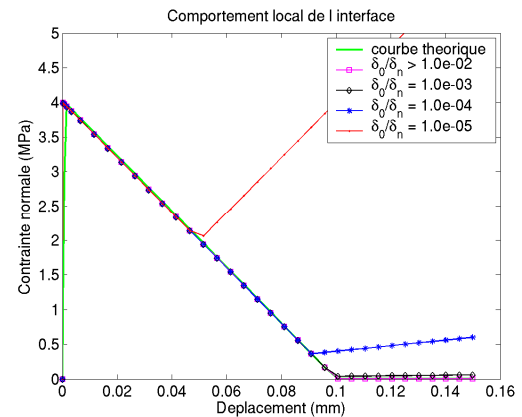


Fig. 7. Comportement local de l'interface sur un essai de traction sur deux cubes de rigidité infinie, pour différentes valeurs de δ_0 et δ_n , à G_C fixé, avec le code de calcul samcef

Il a été mis en évidence dans cette partie que des problèmes numériques observés lors de l'utilisation de la loi de Crisfield avec le code de calcul ZeBuLoN sont également présents avec le code samcef. Une limite inférieure du rapport δ_0/δ_n semble donc être un facteur pertinent pour la validation de la loi de Crisfield dans un MZC. De plus, la mise en place d'un cas test simple, et indépendant du code de calcul, permet de valider les paramètres utilisés dans la loi de Crisfield.

Enfin, une étude sur le paramètre δ_n à δ_0/δ_n constant permet d'optimiser la valeur de la rigidité initiale K de l'interface afin d'éviter un endommagement précoce de l'interface (pour une valeur de K trop faible) ou la divergence du calcul (pour une valeur de K trop forte). La loi de Crisfield peut donc être à présent utilisée en toute confiance pour des calculs de structures plus complexes.

3 Traitement du délaminage en mode mixte

3.1 Limitations des méthodes d'identification des critères de propagation en mode mixte

De multiples critères de propagation permettent la description de la rupture de l'interface par des MZC en fonction du matériau étudié. Parmi ces critères, on peut citer par exemple les critères « elliptiques » (eq. 6) ou encore celui proposé par Benzeggagh et Kenane [10, 11] (eq. 7).

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^\alpha = 1 \quad (\text{eq. 6})$$

$$G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II}}{G_T}\right)^\eta = G_C \quad \text{avec } G_T = G_I + G_{II} \quad (\text{eq. 7})$$

Notons que la plupart du temps, un critère de type elliptique avec $\alpha=1$ (donc supposant une évolution linéaire entre le mode I et le mode II) est utilisé. Au vue des résultats expérimentaux, les critères précédents

semblent plus adaptés. Toutefois, en pratique, le choix d'un critère de propagation n'est pas évident, comme l'illustre la figure ci-dessous (Fig. 8) [12].

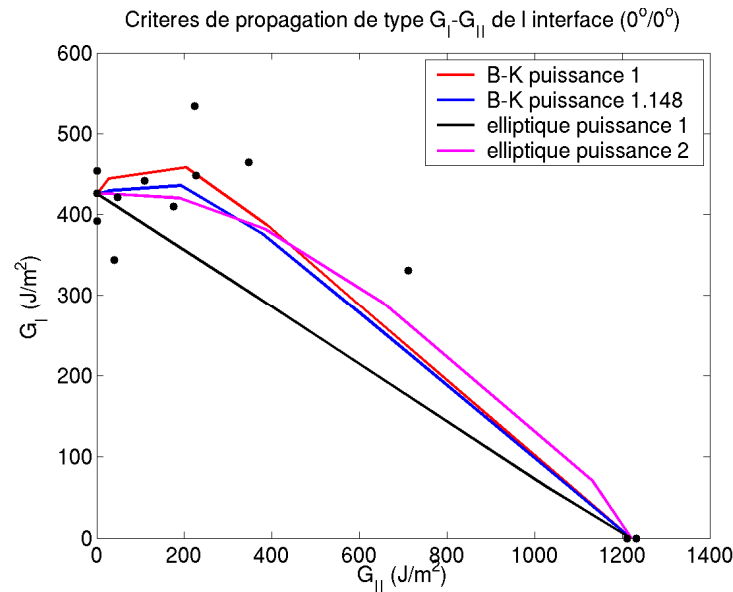


Fig. 8. Comparaison de différents critères de propagation du délaminage et des réponses des ruptures sous sollicitations de mode mixte (I+II) d'une interface (0°/0°) d'un T700/M21

De plus, de nombreux essais (notamment MMB, MMF, ELS et CLS) permettent d'étudier la propagation du délaminage sous des sollicitations en mode mixte [12-13], mais la plupart sont utilisés pour identifier le délaminage sous une mixité de mode fixée. Seul l'essai MMB permet (de manière simple via la variation de la longueur du bras de levier) d'observer la propagation du délaminage sous différents modes mixtes. Cependant, connaissant la sensibilité des composites à leur élaboration, il apparaît alors difficile même dans le cas d'un essai MMB de différencier la part due à l'évolution réelle de la mixité du mode et celle due à la variabilité matériaux. Le choix entre une approche de type critère elliptique ou critère B-K apparaît alors délicat.

3.2 Stratégie d'identification du délaminage en mode mixte

Face aux limites présentées ci-dessus, il paraît important d'apporter quelques solutions pour établir une stratégie d'identification du délaminage sous des sollicitations en mode mixte. Une première solution semble envisageable grâce au développement récent d'un essai de traction sur plaque entaillée [14] illustré sur la Fig. 9.

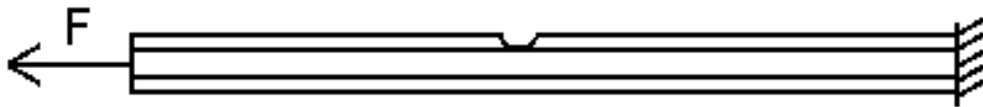


Fig. 9 Essai de traction sur plaque entaillée

Le principe de cet essai repose sur la particularité des matériaux composites à induire un couplage traction/flexion lorsque le stratifié perd sa symétrie d'empilement. A l'origine cet essai avait pour objectif de faire propager un délaminage en présence d'endommagement dans les plis. De ce fait, la première étape éventuelle de cet essai consiste à appliquer une traction sur un stratifié symétrique (par exemple $[0_2, 90_2]_s$) afin de pré-endommager l'éprouvette, puis d'entailler le stratifié afin de pouvoir dans une seconde étape, par un essai de traction, propager le délaminage grâce à la flexion du composite.

Cet essai présente plusieurs avantages :

- tout d'abord, il possède la capacité de décrire une mixité de mode évolutive. En un seul essai et avec une propagation stable de la fissure, la partition de mode évolue entre 60% et 48% de mode II comme le montre la Fig. 10 (pour un stratifié $[0_2, 90_2]_s$ de 100 mm de longueur, 2,08 mm d'épaisseur et entaillée en son centre de 10 mm).

- ensuite, la dispersion des résultats est réduite car l'essai permet de tester différentes mixités de mode sur le même matériau et avec la même interface.
- enfin, il permet de coupler les endommagements inter et intra-laminaires, prenant ainsi en compte l'influence des fissures transverses et des micro-délaminages sur la propagation des délaminages.

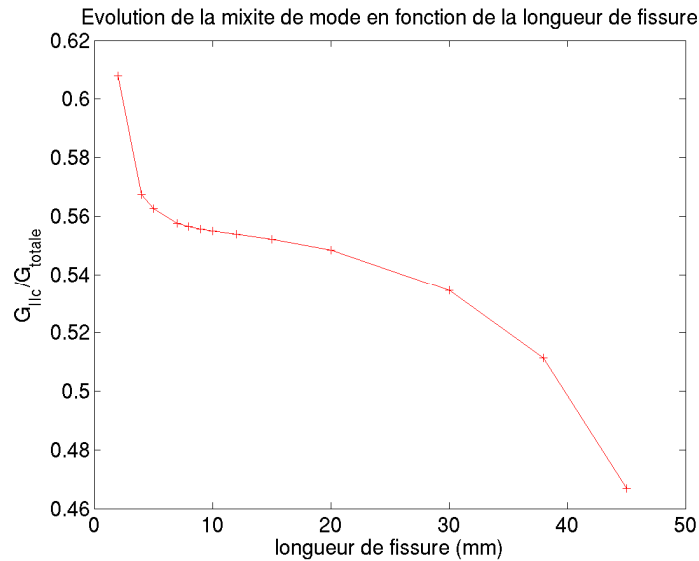


Fig. 10. Evolution de la mixité de mode en fonction de la longueur de fissure sur un essai de traction d'une plaque entaillée

Il a été mis en évidence dans ce paragraphe qu'il est possible d'utiliser un essai de traction sur plaque entaillée afin de réduire le nombre d'essais pour l'étude du délaminage, tout en étudiant une plage importante de mixité de mode. L'utilisation de ce type d'essai devrait nous permettre de proposer une méthodologie robuste afin de choisir et d'identifier un critère de propagation plus adéquat que ceux couramment utilisés.

4 Mise en place d'une stratégie de modélisation

4.1 Présentation de la stratégie de modélisation mise en place

La stratégie de calcul mise en place repose sur une description multi-modèles de la structure étudiée (illustrée Fig. 11). Cette stratégie repose sur la définition d'une zone d'intérêt (c'est-à-dire le lieu d'amorçage du délaminage). Dans cette zone d'intérêt, afin de décrire au mieux les champs de contrainte hors plan responsable de l'amorçage et de la propagation du délaminage, les calculs sont réalisés via des éléments volumiques. Chaque pli du stratifié est maillé par au moins un pli dans l'épaisseur, et cela sur toute la surface de la plaque. De plus, une taille de maille inférieure à la longueur d'amorçage est nécessaire en bord de trou (*i.e.* au lieu de prédiction de l'amorçage du délaminage). Enfin, des éléments d'interface sont insérés entre chaque pli, sur toute la longueur de la plaque, afin de modéliser la propagation de la fissure.

Hors de cette zone d'intérêt, le délaminage n'a pas besoin d'être décrit. La stratégie mise en place propose alors d'utiliser des formulations d'éléments moins coûteuses en termes de degré de liberté.

Tout d'abord, des éléments volumiques multicouches sont insérés juste après la zone d'intérêt. Ces éléments sont quadratiques en surface et linéaire dans l'épaisseur, et ils possèdent autant de couches de points de gauss qu'il y a de plis dans l'épaisseur du stratifié. D'un point de vue formulation et nombre de degrés de liberté, ces éléments sont équivalents à des éléments coques respectant la théorie classique des stratifiées (Kirshoff-Love [15]), mais contrairement à ces derniers, ils possèdent également l'avantage d'assurer une bonne liaison avec les éléments volumiques présents dans la zone d'intérêt.

Au-delà de ces éléments volumiques multicouches, la stratégie mise en place utilise un élément volumique, afin de réduire encore le nombre de degrés de liberté. Ne permettant pas la modélisation de l'ensemble des plis du stratifié, une loi de comportement élastique homogène au stratifié est associée à cet élément, assurant ainsi la continuité du champ de déplacement.

L'ensemble de cette stratégie de modélisation est illustré ci-dessous (Fig. 11). On notera également que l'utilisation de plusieurs niveaux de complexité (que ce soit en taille de maille ou en comportement matériau) entre les différentes zones a pour conséquence la nécessité d'utiliser des conditions de raccord via des MPC (multi-point constraint) qui relient les degrés de liberté d'un nœud à une face et permettent à des maillages incompatibles d'être attachés à cette surface.

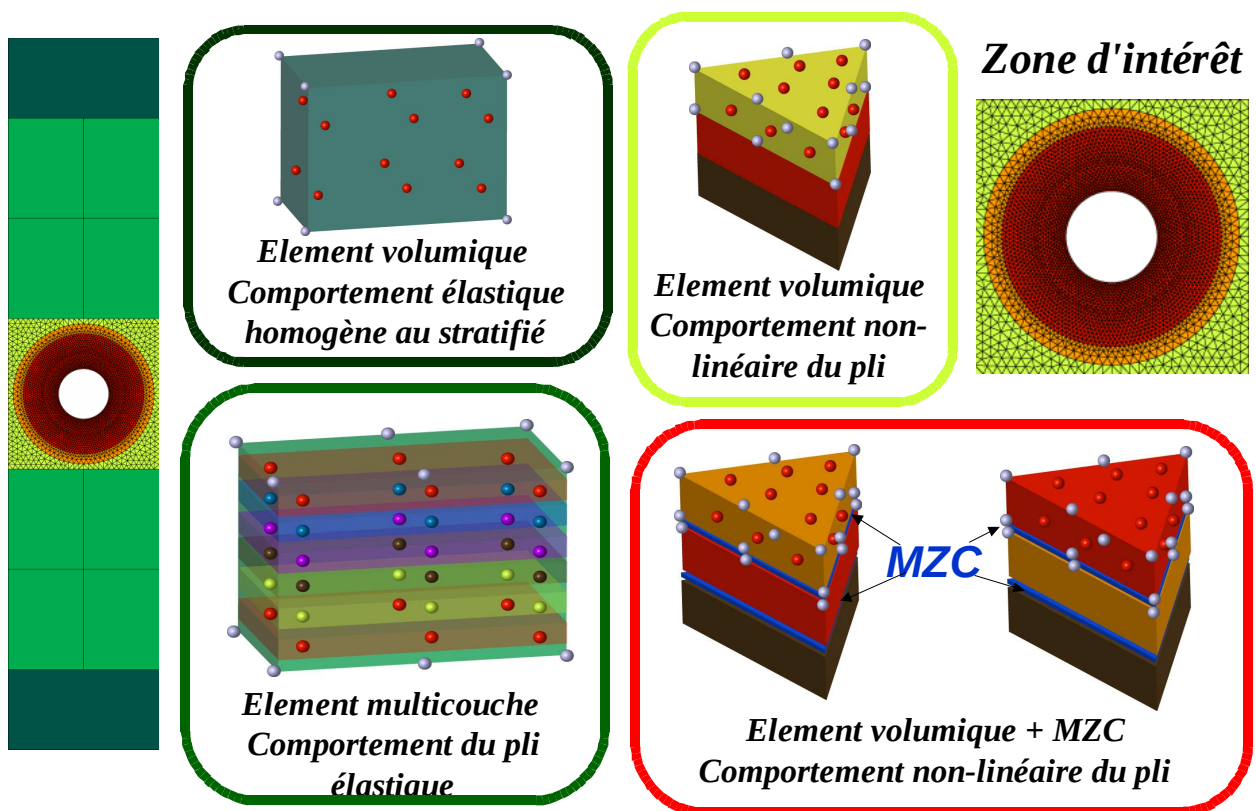
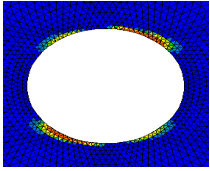
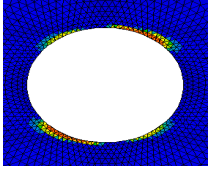


Fig. 11. Présentation de la stratégie de calcul mise en place

4.2 Application de la stratégie de calcul

Afin de pouvoir conclure sur la capacité de la stratégie mise en place à modéliser le délaminage, une étude comparative a été établie avec une modélisation basée sur un maillage de référence dans lequel l'éprouvette est maillée dans son ensemble à l'aide d'une approche volumique pli à pli et des éléments de zone cohésive à chaque interface inter-plis. Ainsi, pour un même essai de traction sur plaque trouée, il a été démontré que l'endommagement de l'interface est décrit de la même manière quelque soit la méthode étudiée. On peut donc conclure que la stratégie de calcul respecte qualitativement les résultats obtenus avec le maillage de référence. De plus, la stratégie mise en place répond parfaitement aux attentes puisque le temps de calcul CPU diminue fortement avec son utilisation, comme le montre le tableau (Tab. 1) ci-dessous.

stratégie	Résultats	Temps CPU	Pourcentage
Stratégie de référence		43 h 46 min	100%
Stratégie développée		2 h 41 min	6.1%

Tab. 1. Présentation de la modélisation du délaminage pour une interface 0/45, du temps de calcul associé et du pourcentage respectif, pour les deux stratégies de modélisation comparées.

Ainsi, la stratégie de modélisation multi-niveaux à complexité évolutive (en termes de taille de maillage et de comportement matériau) a été développée et testée sur différents calculs de structures

complexes. Ces études ont permis de mettre en avant l'efficacité de cette stratégie, que ce soit sur le plan qualitatif que sur le plan du coût de calcul associé.

5 Conclusion

Le délaminage est un mécanisme d'endommagement très critique en termes de tenue mécanique pour les structures composites stratifiées. Aussi, il est nécessaire de pouvoir permettre l'étude du délaminage en développant des stratégies rapides et peu coûteuses.

Pour atteindre cet objectif, cet article a mis en avant (i) le développement d'une stratégie d'identification des paramètres d'un modèle de zone cohésive (loi de Crisfield) en passant par l'utilisation d'un cas test simple de traction sur deux cubes rigides, (ii) la mise en place d'un début de stratégie d'identification du délaminage en mode mixte via l'exploitation possible d'un essai de traction sur plaque entaillée, et (iii) le développement d'une stratégie de modélisation multi-niveaux à complexité évolutive (en termes de maillage et de comportement matériau).

Références

- [1] D. S. Dugdale, « Yielding of steel sheets containing slits ». *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 8, pp.100-104, 1960.
- [2] G. I. Barenblatt, « Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle failure ». *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 7, pp.55-129, 1962.
- [3] J.G. Williams et H. Hadavinia, « Analytical solutions for cohesive zone models ». *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 50, pp.809-825, 2002.
- [4] J.L. Chaboche, F. Feyel et Y. Monerie, « Interface debonding models : a viscous regularization with a limited rate dependency ». *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 38, pp.3127-3160, 2001.
- [5] N. Hu, Y. Zemba, H. Fukunaga, H.H. Wang et A.M. Elmarakbi, « Stable numerical simulations of propagations of complex damages in composite structures under transverse loads ». *Composites Science and Technology*, Vol. 67, pp.752-765, 2007.
- [6] N. Hu, Y. Zemba, T. Okabe, C. Yan, H. Fukunaga et A.M. Elmarakbi, « A new cohesive model for simulating delamination propagation in composite laminates under transvers loads ». *Mechanics of Materials*, 2008.
- [7] V. Tvergaard, « Effect of fiber debonding in a whisker-reinforced metal ». *Mater. Sci. and Engng. A*, 125%6(2), pp. 203-213, 1990.
- [8] G. Alfano et M.A. Crisfield, « Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites : mechanical and computational issues ». *International journal for numerical methods in engineering*. Vol. 50, pp. 1701-1736, 2001.
- [9] C. Balzani et W. Wagner, « An interface element for the simulation of the delamination in unidirectional fiber-reinforced composite laminates ». *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75, pp.2597-2615, 2008.
- [10] M.L. Benzeggagh et M. Kenane, « Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus ». *Composites Sciences and Technology*, Vol. 56, pp.439-449, 1996.
- [11] P.P. Camanho et C.G. Davila, « Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials ». *NASA/TM-2002-211737*, 2002.
- [12] P. Prombut, « Caractérisation de la propagation du délaminage des stratifiés composites multidirectionnels ». *Thèse de l'université de Toulouse III – Paul Sabatier*, 2007.
- [13] D. Lévêque, « Analyse de la tenue au délaminage des composites stratifiés : identification d'un modèle d'interface interlaminaire ». *Thèse de l'école normale supérieure de Cachan*, 1998.
- [14] C. Huchette et F. Guinot, « Experimental and numerical analysis on delamination growth in damaged composite material ». *ECCM13*, 2008.
- [15] C. Bacon et J. Pouyet, « Mécanique des solides déformables ». *Hermès Sciences Publications*, 2000.