



HAL
open science

Proposition d'une approche hybride d'endommagement et de rupture pour la prévision de la tenue de structures composites

Frédéric Laurin, Nicolas Carrere, C. Huchette, J.-F. Maire

► To cite this version:

Frédéric Laurin, Nicolas Carrere, C. Huchette, J.-F. Maire. Proposition d'une approche hybride d'endommagement et de rupture pour la prévision de la tenue de structures composites. 17èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC17), Jun 2011, Poitiers-Futuroscope, France. pp.120. hal-00598107

HAL Id: hal-00598107

<https://hal.science/hal-00598107>

Submitted on 4 Jun 2011

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.

Proposition d'une approche hybride d'endommagement et de rupture pour la prévision de la tenue de structures composites

A multiscale hybrid damage and failure approach for strength predictions of composite structures

F. Laurin¹, N. Carrère¹, C. Huchette¹, J.-F. Maire¹

¹ : ONERA

29 avenue de la Division Leclerc, 92320 Châtillon, France

e-mail : laurin@onera.fr, carrere@onera.fr, huchette@onera.fr, mair@onera.fr

Résumé

Bien que l'utilisation des matériaux composites ne cesse de croître pour la conception de structures primaires, la prévision de l'endommagement et de la ruine de structures sous sollicitations multiaxiales complexes reste un problème majeur dans le dimensionnement des pièces composites. Une approche hybride multiéchelle de l'endommagement et de la rupture permettant de prévoir finement l'endommagement et la ruine de structures composites sous sollicitations multiaxiales 3D complexes a été proposée. Une des idées majeures de cette approche consiste à introduire à l'échelle mésoscopique les effets des ruptures intervenant à l'échelle micromécanique sur le comportement non-linéaire et la rupture du pli. La modélisation fine de l'évolution de la densité de fissures et de son couplage avec les micro-délaminages associés jusqu'à la ruine finale de l'éprouvette constitue également une des améliorations majeures du modèle. Cette approche a été comparée avec succès à différents essais sur stratifiés sous sollicitations planes ou triaxiales complexes issus de la littérature ou réalisés à l'Onera. Après implantation dans un code éléments finis, le modèle proposé a également été appliqué à la prévision de l'endommagement et de la tenue de plaques perforées sous sollicitations de traction ou de compression afin de vérifier sa pertinence sur des cas structuraux.

Abstract

Although the use of fibre-reinforced composites has spread increasingly in the design of primary structures, the prediction of the behaviour and damage until the final failure of structure subjected to complex multiaxial loadings still remains a major problem in the design of composite parts. A multiscale hybrid damage and failure approach which permits to predict the damage and failure of composite structures subjected to complex multiaxial 3D loadings has been proposed. One of the main ideas of this model consists in introducing, at the mesoscopic scale, the effects of the failures occurring at the microscopic scale on the non-linear behaviour and on the strengths of the UD ply. Another main improvement of the present model concerns the description of the evolution and effect of the matrix cracking and its coupling with the associated local delaminations until the final failure of the structure. This approach has been compared successfully with test results on laminates subjected to multiaxial in-plane or triaxial loadings extracted from the literature or performed at Onera. After implementation in a finite element code, simulations on open-hole plates subjected to tensile or compressive loadings have also been performed in order to ensure the relevance of the proposed modelling.

Mots Clés : Multiéchelle, Endommagement, Rupture, Simulations par éléments finis

Keywords : Multiscale, Damage, Failure, Finite elements simulations

1. Introduction

En raison de leurs propriétés spécifiques élevées, les matériaux composites sont de plus en plus utilisés pour la conception de structures hautes performances et ce pour un large spectre d'applications industrielles. Néanmoins, de par la nature de ces matériaux et la complexité des mécanismes de ruine en jeu, le manque de confiance dans les outils existants d'analyse de la tenue de structures composites a conduit à l'utilisation de marges de sécurité importantes induisant un manque de compétitivité des solutions composites. Les successifs World Wide Failure Exercises (WWFE) ont eu pour objectif d'effectuer un état de l'art sur les capacités prédictives des modèles existants pour prévoir (i) la rupture de structures composites sous sollicitations planes multiaxiales (WWFE-I [1]), (ii) la rupture de structures composites sous sollicitations tridimensionnelles

multiaxiales (WWFE-II [2]) et (iii) plus récemment de prévoir finement l'endommagement (évolution de la densité de fissuration transverse) jusqu'à la rupture de structures composites (WWFE-III [3]).

Dans le cadre de ces exercices, nous avons proposé une approche hybride multiéchelle de l'endommagement et de la rupture [4,5] permettant de prévoir finement l'endommagement et la rupture de structures composites sous sollicitations 3D complexes. Ce type d'approche permet de prévoir l'endommagement et la ruine d'un stratifié à partir de la connaissance des propriétés thermomécaniques de ses plis unidirectionnels et prend également en compte finement l'effet des plis endommagés sur le comportement macroscopique et sur la prévision de la ruine finale. Enfin, ce type d'approche a été implanté dans un code éléments finis afin de prévoir la rupture de structures composites et notamment de plaques trouées sous sollicitations de traction ou de compression.

La section 2 de cet article rappelle brièvement les grandes lignes du modèle pour la prévision fine de l'endommagement et de la rupture de stratifiés sous sollicitations 3D complexes. La section 3 est dédiée à la comparaison entre les prévisions du modèle, en termes d'évolution de la densité de fissures et de la ruine du stratifié, et les résultats d'essais issus de la littérature [6] ou effectués à l'Onera. Enfin, les résultats de simulations éléments finis sur plaques stratifiées perforées sont également présentés et discutés dans cet article.

2. Approche hybride multiéchelle de l'endommagement et de la rupture

L'approche hybride multiéchelle de l'endommagement et de la rupture proposée peut être décomposée en cinq étapes principales, à savoir : (i) une méthode de passage méso/macro permettant de déterminer, à partir du chargement 3D appliqué au stratifié, le chargement imposé aux plis le constituant (basée sur les travaux de Dvorak [7]), (ii) la détermination des micro-dommages et de leurs effets sur le comportement et les résistances du pli UD, (iii) la loi de comportement mésoscopique pour déterminer les champs de contraintes et de déformations, (iv) un multi-critère de rupture mésoscopique permettant de prévoir la ruine des plis et (v) le modèle d'endommagement permettant de prévoir l'évolution des densités de fissuration et des micro-dé laminages associés au sein du stratifié jusqu'à la rupture finale.

La prévision de l'évolution de la fissuration transverse des plis jusqu'à la ruine de l'éprouvette, principale amélioration en regard de la version précédente est détaillée dans la section 2.4. Les autres étapes de l'approche, déjà présentées aux JNC16 [8] seront brièvement rappelées dans les sections suivantes.

2.1 Modélisation des micro-dommages au sein du pli UD

Une des idées majeures de l'approche hybride multiéchelle de l'endommagement et de la rupture consiste à introduire à l'échelle mésoscopique les effets des ruptures intervenant à l'échelle micromécanique (décohésion fibre/matrice, fissuration au sein de la matrice) sur le comportement non-linéaire et les résistances du pli UD.

Afin de modéliser les micro-dommages (δ_2 , δ_3) observés au sein des plis, la loi d'endommagement scalaire proposée dépend de la déformation élastique de la matrice (ε_m^e), obtenue par une méthode de localisation [9], et suppose que l'orientation des fissures est fixée par l'architecture du matériau. La force thermodynamique associée à cet endommagement ne dépend que de la partie positive de la déformation élastique de la matrice, induisant une augmentation du seuil apparent des micro-dommages pour des chargements combinés de cisaillement et de compression (ou de pression hydrostatique). La loi d'endommagement proposée est thermo-dynamiquement admissible, et prend en compte l'aspect unilatéral du dommage et distingue les effets des micro-fissures ouvertes ou fermées. Les micro-dommages (δ_f) sont induits par des ruptures prématurées de fibres dues à un effet statistique sur les résistances et induisent des décohésions fibre/matrice facilitant ainsi l'apparition des premières méso-fissures dans le pli UD.

2.2 Comportement non-linéaire du pli UD

Afin de prévoir la rupture des différents plis au sein du stratifié, il est essentiel de décrire de façon satisfaisante le comportement non-linéaire des plis. La loi de comportement non-linéaire thermo-viscoélastique utilisée à l'échelle du pli est reportée dans l'Eq. 1.

$$\sigma = \tilde{C} : (\varepsilon - \varepsilon^{th} - \varepsilon^{ve} - \varepsilon^p) \text{ avec } \tilde{C} = \tilde{S}^{-1} \quad (\text{Eq. 1})$$

où \tilde{C} représente le tenseur de rigidité efficace dépendant des endommagements au sein du pli, σ le tenseur des contraintes, ε la déformation totale, ε^{th} la déformation thermique, ε^{ve} la déformation visqueuse et ε^p la déformation permanente.

La prise en compte des contraintes résiduelles de cuisson est absolument nécessaire pour prévoir de manière satisfaisante l'apparition de la première fissure transverse au sein du stratifié. L'introduction de la viscosité de la matrice dans le modèle [4] permet de prévoir de façon satisfaisante la non-linéarité du pli UD sous sollicitation de cisaillement (plan ou hors-plan). Deux sources de non-linéarité ont été introduites dans le modèle viscoélastique : (i) une non-linéarité inhérente à la viscosité de la matrice, décrite par une fonction non-linéaire dépendant d'une contrainte équivalente distinguant une partie déviatorique et une partie hydrostatique (afin de rendre compte des effets de la pression hydrostatique sur le comportement du pli UD) et (ii) une autre source de non-linéarité due aux effets des micro-dommages (δ_2 , δ_3) sur la souplesse visqueuse. De plus, une déformation permanente, décrivant la déformation résiduelle après décharge, a été introduite [5] afin d'améliorer la description des chargements cycliques. Cette déformation permanente est fonction de l'évolution des micro-dommages au sein du pli UD.

2.3 Critère de rupture mésoscopique

La prévision de la rupture du pli au sein du stratifié est effectuée à partir d'un multi-critère de rupture, basé sur les hypothèses de Hashin [10], distinguant la rupture en mode fibre (f_1^\pm), en mode interfibre plan (f_2^\pm) et en mode interfibre hors-plan (f_3^\pm).

2.3.1 Critère de rupture fibre

Pour le mode de rupture fibre, il est indispensable de distinguer, de par la nature différente des mécanismes mis en jeu, les mécanismes de ruine en traction et en compression.

Le critère de *rupture fibre en traction* (f_1^+) est un critère en déformation maximale présenté dans l'Eq. 2, dépendant de la déformation apparente longitudinale à rupture du pli UD (\tilde{X}_{ε}), qui est fonction des micro-dommages au sein de la matrice (δ_2 , δ_3). En effet, il a été démontré expérimentalement et numériquement [11] que la déformation à rupture effective en traction longitudinale est dépendante de l'état de dégradation de la matrice. Ce couplage permet d'obtenir une prévision conservative de la rupture finale, notamment pour les matériaux verre/epoxy.

$$f_1^+ = \eta_1 \frac{\varepsilon_{11}}{\tilde{X}_{\varepsilon}(\delta_2, \delta_3)} = 1 \text{ avec } \eta_1 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{11} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{11} < 0 \end{cases} \quad (\text{Eq. 2})$$

La rupture en compression longitudinale d'un pli UD est due à la création d'une bande de cisaillement dans la matrice et les fibres [12]. Le critère de *rupture fibre en compression* (f_1^-) est un critère formulé en énergie (Eq. 3), exprimé dans les plans de rupture (1,2) et (1,3). \tilde{Y}_{1-}^0 est le seuil du critère fibre en compression (initialement égal à 1) et dépend des micro-dommages au sein du pli (δ_1 , δ_2 , δ_3) présentés dans la section 2.1. A nouveau, l'état de dégradation de la matrice a une forte influence sur la résistance apparente en compression sens fibre du pli unidirectionnel.

$$f_1^- = \frac{\text{Max}_{i=\{2,3\}} \left(\sqrt{g_n^{1-} (\sigma_{11} - \sigma_{ii})^2 + g_t^{1-} \tau_{li}^2} \right) \cdot \varepsilon_{11}^-}{\tilde{Y}_{1-}^0(\delta_f, \delta_2, \delta_3)} = 1 \quad (\text{Eq. 3})$$

Les paramètres g_n^{1-} , g_t^{1-} sont des coefficients matériaux à identifier. Il est important de noter que les couplages entre les différents mécanismes de ruine résultent essentiellement de l'influence des micro-dommages sur les différentes résistances des critères de rupture fibre.

2.3.2 Critère de rupture interfibre

Les mécanismes de rupture en traction et en compression sont également distingués au sein des modes de ruine interfibre plan et hors-plan.

Les critères de *rupture interfibre en traction plan* (f_2^+) et *hors-plan* (f_3^+) sont des critères exprimés en contrainte et présentés dans l'Eq. 4 :

$$f_i^+ = \frac{Y_{i+}^{eq}}{Y_{i+}^0} = 1 \quad \text{avec} \quad \begin{cases} Y_{i+}^{eq} = \sigma : F^{i+} : \sigma \\ \tilde{Y}_{i+}^0 = Y_{i+}^0 (1 - \delta_f) \end{cases} \quad \text{pour } i = (2,3) \quad (\text{Eq. 4})$$

$$\begin{cases} F_{22}^{2+} = \eta_2 / \tilde{Y}_t(\delta_2)^2, F_{23}^{2+} = 1 / \tilde{S}_{23}(\delta_2)^2 \text{ et } F_{12}^{2+} = 1 / \tilde{S}_{12}(\delta_2)^2 \\ F_{33}^{3+} = \eta_3 / \tilde{Z}_t(\delta_3)^2, F_{23}^{3+} = 1 / \tilde{S}_{23}(\delta_3)^2 \text{ et } F_{13}^{3+} = 1 / \tilde{S}_{13}(\delta_3)^2 \\ \text{Les autres composantes des tenseurs } F^{2+} \text{ et } F^{3+} \text{ sont nulles} \end{cases} \quad (\text{Eq. 5})$$

$$\text{avec } \eta_2 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{22} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{22} < 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \eta_3 = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_{33} \geq 0 \\ 0 & \text{si } \sigma_{33} < 0 \end{cases} \quad (\text{Eq. 6})$$

où F^{i+} sont les tenseurs de rupture associés (Eq. 5) et dépendent des résistances effectives en traction plan (\tilde{Y}_t), hors-plan (\tilde{Z}_t), cisaillement plan (\tilde{S}_{12}) et hors-plan ($\tilde{S}_{23}, \tilde{S}_{13}$). La présence des micro-dommages (δ_2, δ_3) au sein de la matrice tend à diminuer les résistances effectives. Les seuils des critères de rupture interfibre notés \tilde{Y}_{i+}^0 pour $i=\{2,3\}$ sont également fonction des ruptures prématurées de fibres (δ_f). Les indices d'activation η_i avec $i=\{1,2,3\}$ permettent de distinguer les ruptures en traction et en compression.

Les critères de *rupture interfibre en compression plan* (f_2^-) et *hors-plan* (f_3^-) sont des critères en énergie exprimés respectivement dans les plans de rupture (3,2) et (2,3) suivant un angle $\pm\alpha$ par rapport à l'axe 2 ou 3 et sont présentés respectivement dans les Eq. 7 et 8 :

$$f_2^- = \frac{\text{Max}_{\theta=\{-\alpha,+\alpha\}} \left(g_n^{2-} |\tau_n^{(3,2)\theta} \gamma_n^{(3,2)\theta}| + g_t^{2-} |\tau_t^{(3,2)\theta} \gamma_t^{(3,2)\theta}| \right)}{\tilde{Y}_{2-}(\delta_f, \delta_2, \delta_3)} = 1 \quad \text{if } \sigma_2 < 0 \quad (\text{Eq. 7})$$

$$f_3^- = \frac{\text{Max}_{\theta=\{-\alpha,+\alpha\}} \left(g_n^{3-} |\tau_n^{(2,3)\theta} \gamma_n^{(2,3)\theta}| + g_t^{3-} |\tau_t^{(2,3)\theta} \gamma_t^{(2,3)\theta}| \right)}{\tilde{Y}_{3-}(\delta_f, \delta_2, \delta_3)} = 1 \quad \text{if } \sigma_3 < 0 \quad (\text{Eq. 8})$$

où $\tau_n^{(2,3)\theta}$, $\tau_t^{(2,3)\theta}$, $\gamma_n^{(2,3)\theta}$, $\gamma_t^{(2,3)\theta}$ et $\tau_n^{(3,2)\theta}$, $\tau_t^{(3,2)\theta}$, $\gamma_n^{(3,2)\theta}$, $\gamma_t^{(3,2)\theta}$ sont respectivement les contraintes et déformations de cisaillement normales et tangentielles exprimées dans les plans (2,3) et (3,2) suivant un angle $\pm\alpha$ par rapport à l'axe 2 ou 3. Les seuils des critères interfibre en compression ($\tilde{Y}_{2-}, \tilde{Y}_{3-}$) dépendent des différents micro-dommages ($\delta_f, \delta_2, \delta_3$) dans le pli. Les coefficients ($g_n^{2-}, g_t^{2-}, g_n^{3-}, g_t^{3-}$) sont des paramètres matériau à identifier. Les angles des plans de rupture en compression interfibre plan et hors-plan sont supposés égaux et valent $\alpha=45^\circ$ [4,8].

2.4 Prédiction de la fissuration transverse

L'amélioration majeure de l'approche présentée en regard du modèle proposé dans le cadre du WWFE-II réside dans une description fine de l'évolution de la fissuration transverse et des micro-délaminages apparaissant en pointe de fissure aux interfaces entre les plis. Ce micro-délaminage a une forte influence sur la saturation de la fissuration matricielle au sein des plis.

Deux variables d'endommagement ont donc été introduites dans le modèle : (i) la densité de fissure normalisée notée $\bar{\rho}$ (densité de fissures multipliée par l'épaisseur du pli considéré) et (ii) le taux de micro-délaminages noté $\bar{\mu}$ (longueur de la zone délaminée normée par la longueur totale de l'interface).

Afin de développer une loi d'endommagement, il est d'abord nécessaire de définir les effets de la fissuration sur la souplesse du pli endommagé. L'identification des effets de l'endommagement (fissuration transverse et micro-délaminage associé) est usuellement réalisée par calculs éléments finis sur une cellule élémentaire [13-14]. Les effets de l'endommagement sur le comportement du pli fissuré sont définis dans le modèle comme montré dans l'Eq. 9 :

$$\Delta\tilde{S}(\bar{\rho}, \bar{\mu}) = \bar{\rho}.H^a + \frac{\bar{\mu}}{1-\bar{\mu}}.H^b + \bar{\rho}^2.H^c + \bar{\rho}.\frac{\bar{\mu}}{1-\bar{\mu}}.H^d + \frac{\bar{\mu}}{(1+\bar{\rho}-\bar{\mu})^2}.H^e \quad (\text{Eq. 9})$$

où les tenseurs des effets (H^a, H^b, H^c, H^d et H^e) identifiés par calculs éléments finis sont diagonaux et définis positifs.

Les cinétiques de fissuration au sein des différents plis sont données par l'Eq. 10 :

$$\begin{cases} \bar{\rho} = h(1-\bar{\mu}) \left[\alpha_I \langle y_I - y_I^0 \rangle_+^n + \alpha_{II} \langle y_{II} - y_{II}^0 \rangle_+^n + \alpha_{III} \langle y_{III} - y_{III}^0 \rangle_+^n \right] \\ \bar{\mu} = \langle a_h \bar{\rho}^2 + b_h \bar{\rho} \rangle_+ \end{cases} \quad (\text{Eq. 10})$$

avec h l'épaisseur du pli, (y_I, y_{II}, y_{III}) les forces thermodynamiques dépendant de la souplesse effective $\tilde{S}(\bar{\rho}, \bar{\mu})$ et de la contrainte, ($y_I^0, y_{II}^0, y_{III}^0$) les seuils d'endommagement et ($\alpha_I, \alpha_{II}, \alpha_{III}, n$) et (a_h, b_h) les coefficients matériaux à identifier et $\langle \rangle_+$ les crochets de Macaulay. L'évolution du taux de micro-délaminages est une fonction explicite de la densité de fissuration normalisée. De plus, le micro-délaminage tend à ralentir la cinétique de fissuration transverse jusqu'à saturation, conformément aux résultats expérimentaux disponibles, notamment pour les matériaux verre/epoxy. Il a été démontré expérimentalement [15-16] que les seuils d'endommagement du pli UD au sein du stratifié dépendent de l'épaisseur du pli. Afin de prévoir correctement les seuils de fissuration, un critère mixte basé sur [14,17], issu de la compétition entre un critère « énergétique » et un critère en « contrainte », a été proposé dans l'Eq. 11 :

$$y_I^o = \max \left[\frac{y_I^{oE}}{h}, y_I^{o\sigma} \right], y_{II}^o = \max \left[\frac{y_{II}^{oE}}{h}, y_{II}^{o\sigma} \right] \quad \text{et} \quad y_{III}^o = \max \left[\frac{y_{III}^{oE}}{h}, y_{III}^{o\sigma} \right] \quad (\text{Eq. 11})$$

où ($y_I^{oE}, y_{II}^{oE}, y_{III}^{oE}$) sont les seuils de fissuration liés au critère énergétique et sont des paramètres matériau à identifier (en lien avec les ténacités du matériau) et ($y_I^{o\sigma}, y_{II}^{o\sigma}, y_{III}^{o\sigma}$) correspondent aux forces thermodynamiques lorsque le critère de rupture plan interfibre du pli (noté f_2^+ dans la section 2.3) est atteint pour la première fois. On notera enfin que les cinétiques de fissuration transverse et des micro-délaminages associés dépendent également de l'épaisseur du pli considéré.

Enfin, les lois de dégradation des propriétés mécaniques associées aux modes de rupture considérés comme « catastrophiques » (mode fibre, mode interfibre en compression plan et hors-plan) sont formulées en dépassement de critère de rupture (voir section 2.3) et induisent une chute violente et soudaine des propriétés mécaniques du pli rompu (loi adoucissante).

2.5 Prévision de la ruine de structures composites

Cette approche a été implantée dans le code éléments finis implicite ZeBuLoN, afin de prévoir la rupture de structures composites sous sollicitations de flexion ou la ruine de plaques perforées sous sollicitations de traction ou de compression uniaxiale pour différents diamètres de trous ou différentes épaisseurs de plis.

Entre les différents plis, des éléments de zones cohésives ont été introduits aux interfaces pour décrire le délaminage entre plis. Ces modèles, bas es sur [18], sont définis par deux critères : une résistance (σ_{\max}) et une ténacité (G_c). Une originalité du modèle réside dans l'introduction du couplage entre le seuil d'endommagement $\tilde{\sigma}_{\max}$ de la loi de zone cohésive et le taux de micro-délaminages $\bar{\mu}$ intervenant en pointe de fissuration transverse. Le coefficient h_{μ} est un paramètre matériel à identifier.

$$\tilde{\sigma}_{\max} = (1 - h_{\mu} \bar{\mu}) \sigma_{\max} \quad (\text{Eq. 12})$$

Il convient de noter également qu'afin d'éviter les problèmes de localisation (dépendance au maillage), l'approche hybride de l'endommagement et de la rupture a été r ecrite dans un formalisme non-local [19] associ e à un effet retard.

3. Comparaisons essais / calculs

L'objectif de cette étude consiste à proposer une approche permettant de prévoir l'endommagement et la rupture des structures stratifiées d'unidirectionnels pour l'ensemble des 39 cas tests propos es dans le cadre des trois « World Wide Failure Exercises » pour les 10 matérielles composites considères (verre/epoxy et carbone/epoxy). L'approche hybride multiéchelle de la rupture proposée nécessite la détermination d'un grand nombre de paramètres. Toutefois, le nombre de paramètres à identifier est drastiquement réduit par des considérations mécaniques. Une procédure d'identification des paramètres de l'approche hybride de l'endommagement et de la rupture, utilisant des essais simples à mettre en œuvre aux différentes échelles du problème, a donc été établie. Les résultats pr esent es par la suite ont pour objectif de valider l'approche proposée ainsi que la procédure d'identification associée.

Le premier exercice WWFE-I [1] était d edi e à la prévision de la ruine de pli unidirectionnel ou de stratifi es d'UD sous sollicitations multiaxiales dans le plan. La Fig.1.a présente la comparaison entre la prévision de l'enveloppe de rupture d'un pli UD en Eglass/MY750 dans le plan (σ_{11} , σ_{22}) et les résultats d'essais issus de la littérature [20]. Les couplages entre les différents modes de ruine plan, permettant de décrire de façon satisfaisante les essais, sont essentiellement dues aux effets des micro-dommages sur les résistances du pli UD. La Fig.1.b présente la comparaison entre la prévision de l'enveloppe de rupture d'un stratifié quasi-isotrope $[90^\circ/\pm 45^\circ/0^\circ]_s$ en AS4/3501-6 dans le plan (Σ_{xx} , Σ_{yy}) et les résultats d'essais issus de la littérature [20]. Les prévisions sont en bon accord pour les chargements en bi-traction ou traction/compression, mais surestiment la ruine de l'éprouvette en bi-compression car la rupture est due au flambement des tubes test es. Il est donc nécessaire pour les chargements de compression, de prendre en compte la compétition entre les modes de ruine structuraux (flambement) et les modes de ruine matériel (rupture de plis) comme propos e dans [21].

Le second exercice WWFE-II [2] était d edi e à la prévision de la ruine de pli unidirectionnel ou de stratifi es d'UD (*i*) sous chargement plans combin es à de la pression hydrostatique et (*ii*) sous chargements 3D multiaxiaux.

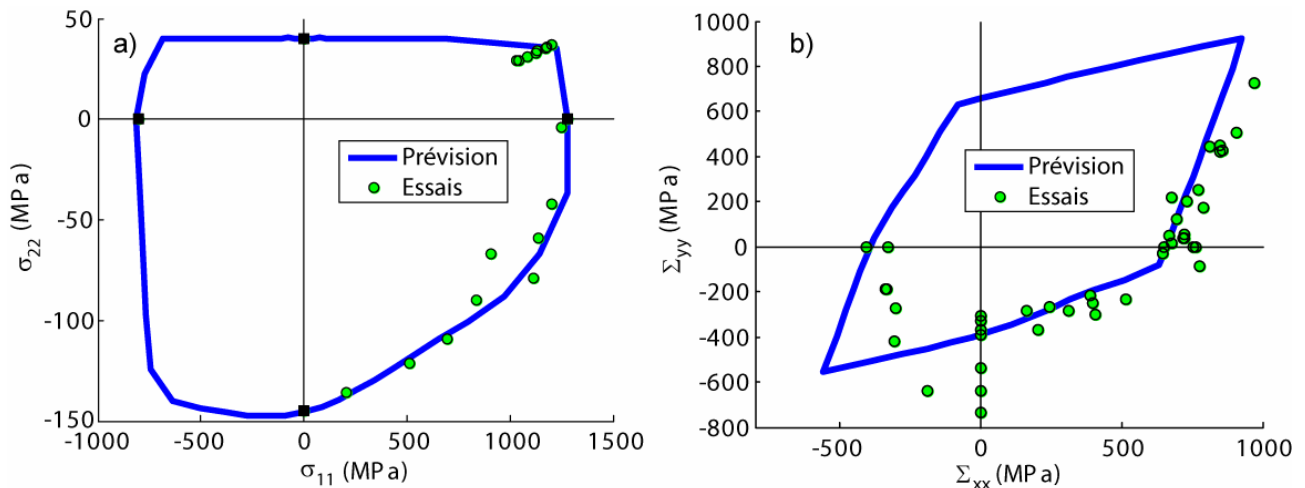


Fig. 1 a) Enveloppe de rupture d'un pli UD en Eglass/MY750 dans le plan des contraintes $(\sigma_{11}, \sigma_{22})$. b) Enveloppe de rupture d'un stratifié quasi-isotrope $[90^\circ/\pm 45^\circ/0^\circ]_s$ en AS4/3501-6 dans le plan des contraintes $(\Sigma_{xx}, \Sigma_{yy})$.

La Fig.2.a présente la comparaison entre la prévision du comportement à rupture d'un pli UD en T300/PR319 sous chargement de cisaillement plan combiné (ou non) avec une pression hydrostatique $\sigma_{11}=\sigma_{22}=\sigma_{33}=-600$ MPa et les résultats d'essais [22]. La Fig.2.b présente l'évolution théorique et mesurée de la résistance de cisaillement plan en fonction de la pression hydrostatique appliquée. L'ajout de pression hydrostatique tend à retarder l'apparition des micro-dommages au sein du pli UD induisant (i) la diminution de la non-linéarité (uniquement due à la viscosité) avec l'ajout de la pression hydrostatique et (ii) l'augmentation de la résistance apparente de cisaillement plan en fonction du niveau de pression appliquée. L'ensemble des effets de la pression hydrostatique sur le comportement et la rupture est bien reproduit par le modèle proposé.

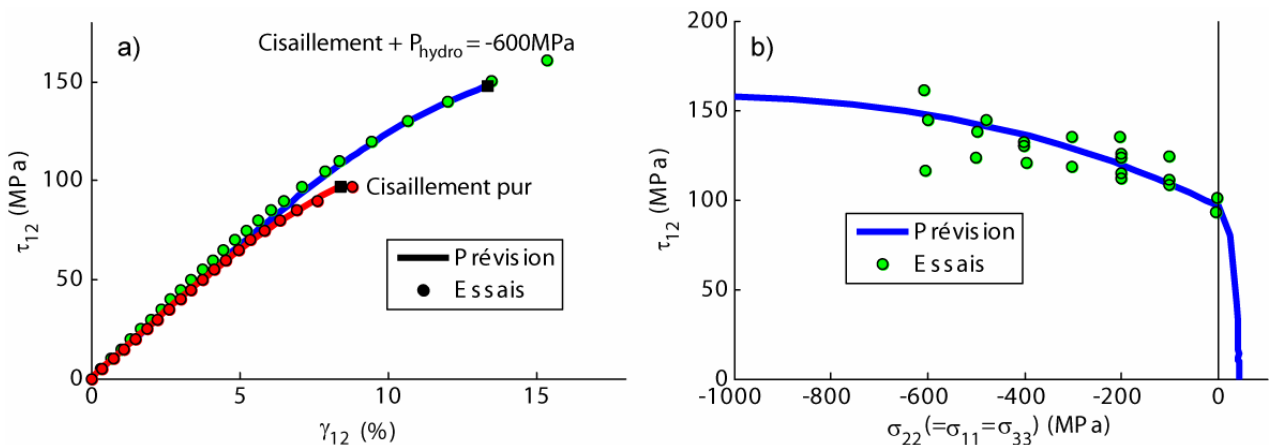


Fig. 2. a) Evolution du comportement à rupture d'un pli UD en T300/PR319 sous sollicitation de cisaillement plan en fonction de la pression hydrostatique appliquée. b) Evolution de la résistance de cisaillement plan d'un pli UD en T300/PR319 en fonction de la pression hydrostatique appliquée.

La Fig.3.a présente la prévision de la résistance transverse d'un pli UD en Eglass/MY750 en fonction des autres contraintes normales $(\sigma_{11}=\sigma_{33})$ et les résultats d'essais [22]. Le renforcement de la résistance transverse de compression pour des chargements de compression triaxiale est due à la diminution des micro-dommages dans le matériau et tend vers une résistance infinie pour les chargements de pression hydrostatique pure. La Fig.3.b présente la prévision de l'enveloppe de rupture d'un stratifié quasi-isotrope $[45^\circ/-45^\circ/90^\circ/0^\circ]_s$ en IM7/8551-7 dans le plan $(\Sigma_{zz}, \Sigma_{zy})$ et les résultats d'essais [22]. Un important renforcement de la résistance apparente de cisaillement hors-plan est observé pour des chargements combinés de cisaillement et de compression hors-plan car la compression tend à retarder l'apparition des micro-dommages. A partir d'un certain niveau de contrainte de compression hors-plan, la rupture finale est due à la rupture de tous les plis en compression interfibre, l'ajout de cisaillement interlaminaire facilitant la ruine du stratifié.

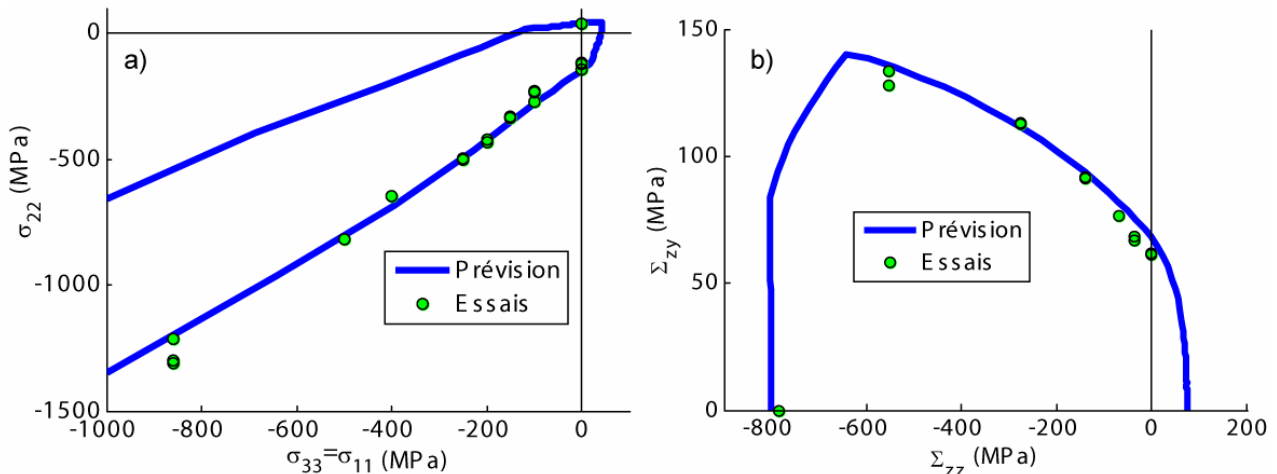


Fig. 3. a) Variation de la résistance de compression transverse σ_{22} en fonction des autres contraintes normales appliquées ($\sigma_{11} = \sigma_{33}$) pour un pli UD en Eglass/MY750. b) Variation de la résistance de cisaillement hors-plan (Σ_{zy}) en fonction de la contrainte normale hors-plan (Σ_{zz}) pour un stratifié $[45^\circ/-45^\circ/90^\circ/0^\circ]_s$ en IM7/8551-7.

Le troisième exercice WWFE-III [3] était dédié (i) à la prévision de l'évolution de la fissuration transverse et de leur effets au sein de stratifiés d'UD jusqu'à la rupture et (ii) à la prévision de la ruine de structures composites (plaques stratifiées sous sollicitations de flexion 4 points ou plaques trouées sous sollicitation de traction ou de compression uniaxiale).

La Fig.4 présente la prévision de a) l'évolution de la densité de fissuration normalisée en fonction de la charge appliquée et b) de la longueur des micro-délamination associées en fonction de la densité de fissure pour différents stratifiés $[0_2^\circ/90_n^\circ/0_2^\circ]$ avec $n=\{1,2,4,6\}$ en T700GC/M21 sous sollicitation de traction uniaxiale. Les résultats d'essais réalisés à l'Onera [14], reportés sur la Fig.4, sont en bon accord avec les prévisions du modèle. Pour cela, il est nécessaire de prendre en compte les contraintes résiduelles de cuisson, l'influence de l'épaisseur du pli sur le seuil de fissuration transverse et sur la cinétique d'endommagement.

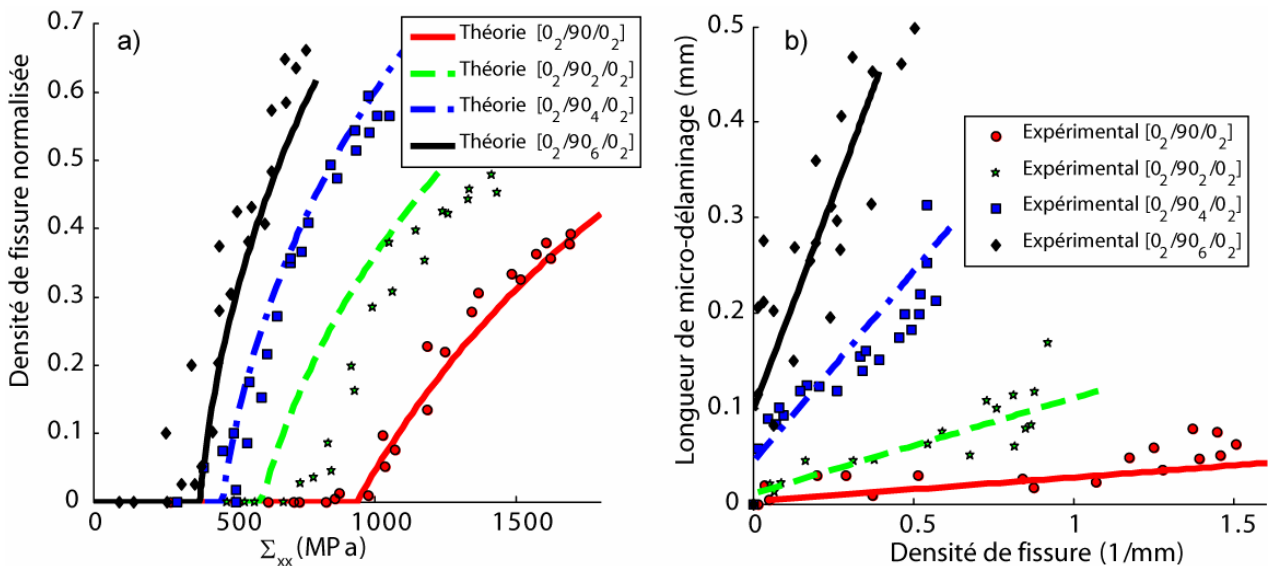


Fig. 4 a) Mesures et prévisions de l'évolution de la densité de fissure normalisée en fonction de la contrainte macroscopique appliquée et b) mesures et prévisions de la longueur de micro-délamination en fonction de la densité de fissure pour des stratifiés $[0_2^\circ/90_n^\circ/0_2^\circ]$ avec $n=\{1,2,4,6\}$ en T700GC/M21 sous sollicitation de traction uniaxiale.

La prévision de l'endommagement et de la ruine de plaques trouées quasi-isotropes $[45_4^\circ/90_4^\circ/-45_4^\circ/0_4^\circ]_s$ en IM7/8552 présentant différents de diamètres de perforation a également été étudiée dans le cadre du WWFE-III.

La Fig.5 présente les endommagements plans (fissuration transverse) prévus dans les plis ainsi que le délaminage aux interfaces juste avant la ruine d'une plaque trouée contenant une perforation de 3.15mm de diamètre sous sollicitation de traction uniaxiale. Le faciès d'endommagement obtenu semble être tout à fait satisfaisant. En effet, la fissuration transverse est clairement guidée par l'orientation des différents plis au sein de la structure et l'introduction du couplage entre la fissuration transverse et le délaminage permet de prévoir un faciès de délaminage (triangles joignant les fissures des plis adjacents) couramment observé dans la littérature [23].

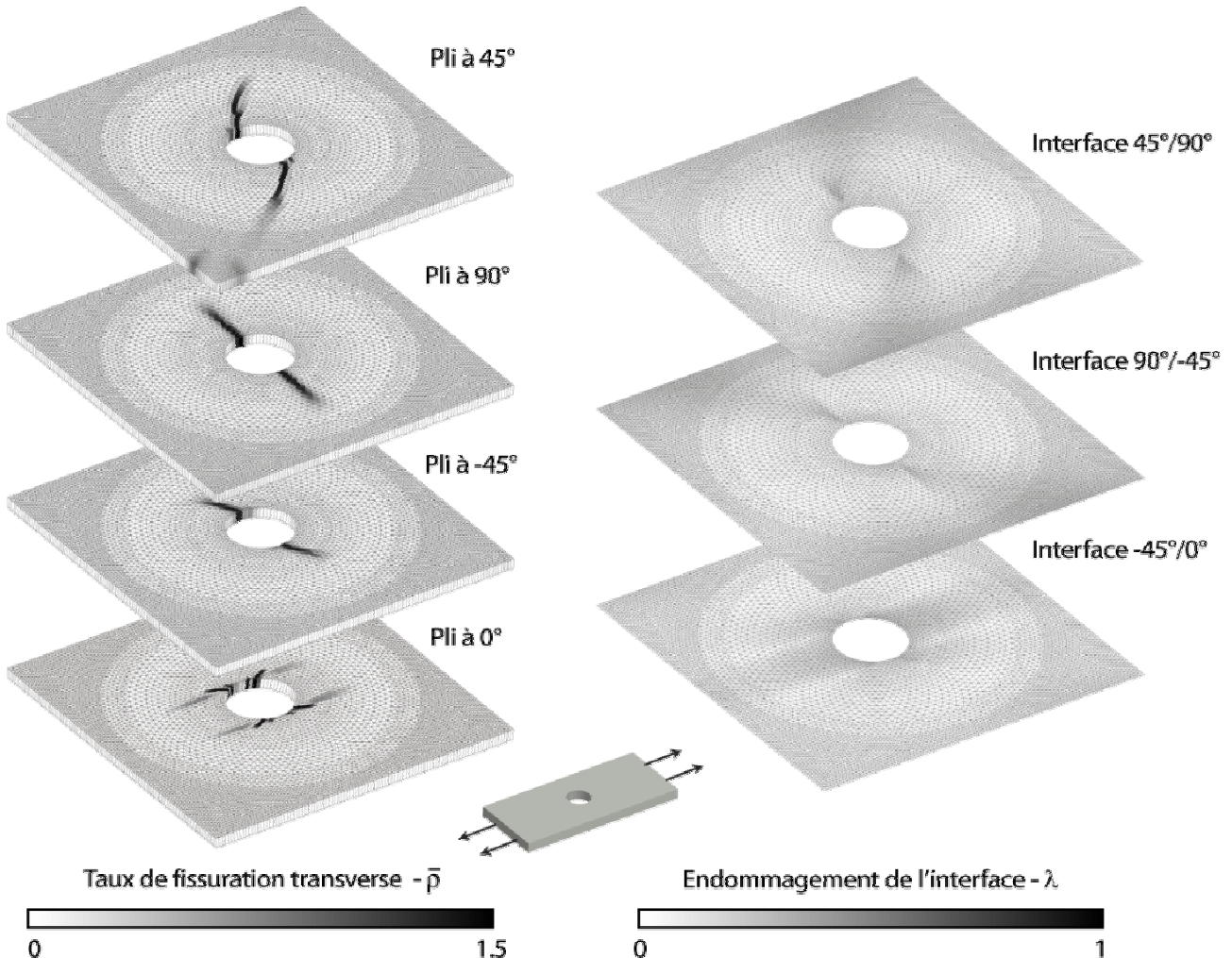


Fig. 5. Prédiction du faciès d'endommagement (fissuration transverse et délaminage) à rupture pour une plaque stratifiée trouée en IM7/8552 d'empilement $[45_4^{\circ}/90_4^{\circ}/-45_4^{\circ}/0_4^{\circ}]_s$ sous sollicitation de traction uniaxiale.

4. Conclusions / Perspectives

Une approche hybride multiéchelle de l'endommagement et de la rupture, permettant de prévoir finement la fissuration transverse et la ruine de structures composites sous sollicitations complexes tridimensionnelles, a été proposée.

Une des originalités de ce modèle réside dans la modélisation à l'échelle mésoscopique des effets des ruptures intervenant à l'échelle des constituants sur le comportement et les résistances du pli UD. L'introduction de ces micro-dommages permet de rendre compte des couplages entre les différents mécanismes de ruine et des effets de la pression hydrostatique sur la réponse du matériau. La modélisation fine de l'évolution de la densité de fissures et de son couplage avec les micro-délaminages associés jusqu'à la ruine finale de l'éprouvette constitue l'amélioration majeure en regard de l'approche proposée précédemment [4]. Le modèle d'endommagement, thermodynamiquement admissible, introduit des variables physiques et mesurables qui sont la densité de fissure normalisée et le taux de micro-délaminages associés en pointe de fissuration.

L'approche hybride multiéchelle de l'endommagement et de la rupture a été proposée dans le cadre du WWFE-III et a été validée au travers de comparaisons avec les résultats expérimentaux disponibles dans les deux premiers exercices et ceux réalisés à l'Onera. La confrontation avec les résultats expérimentaux du WWFE-III, prochainement disponibles, permettra de déterminer les capacités prédictives du modèle.

Références

- [1] P.D. SODEN, M.J. HINTON, A.S. KADDOUR. « A comparison of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates ». *Composites Science and Technology*, Vol. 58, pp. 1225-1254, 1998.
- [2] A.S. KADDOUR, M.J. HINTON. « 3D properties of unidirectional composite laminae and test problems used in the WWFE-II ». *Composites Science and Technology*, en cours de publication.
- [3] A.S. KADDOUR, M.J. HINTON, J. LI, P. SMITH. « Instructions to contributors of the third world-wide failure exercise (WWFE-III): Part A ». *Composites Science and Technology*, en cours de publication.
- [4] N. CARRERE, F. LAURIN, J.-F. MAIRE. « Micromechanical based hybrid mesoscopic 3D approach for non linear progressive failure analysis of composite structures ». *Composites Science and Technology*, accepté dans le cadre du second « World Wide Failure Exercise ».
- [5] F. LAURIN, N. CARRERE, C. HUCHETTE, J.-F. MAIRE. « A multiscale hybrid damage and failure approach for strength predictions of composite structures ». *Composites Science and Technology*, accepté dans le cadre du troisième « World Wide Failure Exercise ».
- [6] N. CARRERE, F. LAURIN, J.-F. MAIRE. « Micromechanical based hybrid mesoscopic 3D approach for non-linear progressive failure analysis of composite structures – Part B: Comparison with experimental data ». *Composites Science and Technology*, accepté dans le cadre du second « World Wide Failure Exercise ».
- [7] G.J. DVORAK, Y. BENVENISTE. « On transformation strains and uniform fields multiscale elastic media ». *Proceedings of the Royal Society of London*, Vol. A437, pp. 291-310, 1992.
- [8] F. LAURIN, N. CARRERE, J.-F. MAIRE, « Approche hybride multiéchelle pour l'analyse de la tenue de structures composites sous sollicitations complexes 3D ». *Compte rendu des JNC16*, Toulouse, France, 2009.
- [9] T. MORI, K. TANAKA. « Average stress in matrix and average elastic energy of materials with mis-fitting inclusions ». *Acta Metallurgica*, Vol. 21, pp. 571-574, 1973.
- [10] Z. HASHIN. « Failure criteria for unidirectional fiber composites ». *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 47, pp. 329-334, 1980.
- [11] S. BLASSIAU, A. THIONNET, A.R. BUNSELL. « Micromechanisms of load transfer in a unidirectional carbon fibre-reinforced epoxy composite due to fibre failures. Part I ». *Composite Structures*, Vol. 74, pp. 303-318, 2006.
- [12] R. GUTKIN, S.T. PINHO, P. ROBINSON, P.T. CURTIS. « Micro-mechanical modelling of shear-driven fibre compressive failure and of fibre kinking for failure envelope generation in CFRP laminates ». *Composites Science and Technology*, Vol. 70, pp. 1214-1222, 2010.
- [13] P. LADEVEZE, G. LUBINEAU. « On a damage mesomodel for laminates: micro-meso relationships, possibilities and limits ». *Composite Science and Technology*, Vol. 61, pp. 2149-2158, 2001.
- [14] C. HUCHETTE. « Analyse multiéchelle des interactions entre fissurations intralaminaires et interlaminaires dans les matériaux composites stratifiés ». *Thèse de l'université de Paris VI*, 2005.
- [15] A. PARVIZI, K. GARRET, J. BAILEY. « Constrained cracking in glass fibre-reinforced epoxy cross-ply laminates ». *Journal of materials science*, Vol. 13, pp. 195-201, 1978.
- [16] F.-K. CHANG, M.-H. CHEN. « The in situ ply shear strength distributions in Graphite/Epoxy laminated composites ». *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, pp. 708-733, 1987.
- [17] E. MARTIN, D. LEGUILLON, N. CARRERE. « 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, pp. 1297-1305, 2010.
- [18] V. TVERGAARD, « Effect of fibre debonding in a whisker-reinforced metal ». *Mat. Sci. Eng. A-Struct.* Vol. 125, pp. 203-213, 1990.
- [19] N. GERMAIN, J. BESSON, F. FEYEL. « Composite layered materials: Anisotropic nonlocal damage models ». *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 196, pp. 4272-4282, 2007.
- [20] P.D. SODEN, M.J. HINTON, A.S. KADOUR. « Biaxial test results for strength and deformation of a range of E-glass and carbon fibre reinforced composite ». *Composites Science and Technology*, Vol. 62, pp. 1489-1514, 2002.
- [21] F. LAURIN, N. CARRERE, J.-F. MAIRE. « Laminated composite structures subjected to compressive loading: A material and structural buckling analysis ». *Composite Structures*, Vol. 80, pp. 172-182, 2007.
- [22] M.J. HINTON, A.S. KADDOUR. « Triaxial Test Results For Fibre Reinforced Composites: Second World-Wide Failure Exercise Benchmark Data », *Composites Science and Technology*, en cours de publication.
- [23] S.R. HALLET, B.G. GREEN, W.G. JIANG, M.R. WISNOM. « An experimental and numerical investigation into the damage mechanisms in notched composites ». *Composites: Part A*, Vol. 40, pp. 613-624, 2009.