



HAL
open science

Détermination expérimentale et numérique de l'endommagement induit par un impact basse vitesse sur un stratifié CMO à préformes textiles dans un contexte industriel

Sylvain Treutenaere, Franck Lauro, Bruno Bennani, Wei-Jiang Xu, Ernesto Mottola, Tsukatada Matsumoto

► To cite this version:

Sylvain Treutenaere, Franck Lauro, Bruno Bennani, Wei-Jiang Xu, Ernesto Mottola, et al.. Détermination expérimentale et numérique de l'endommagement induit par un impact basse vitesse sur un stratifié CMO à préformes textiles dans un contexte industriel. Journées Nationales sur les Composites 2017, École des Ponts ParisTech (ENPC), Jun 2017, Champs-sur-Marne, France. hal-01621591

HAL Id: hal-01621591

<https://hal.science/hal-01621591>

Submitted on 23 Oct 2017

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.

Détermination expérimentale et numérique de l'endommagement induit par un impact basse vitesse sur un stratifié CMO à préformes textiles dans un contexte industriel

Experimental and numerical evaluation of low-Speed impact behaviour of a fabric layered composite plate in an industrial context

S. Treutenaere¹, F. Lauro¹, B. Bennani¹, W. Xu², E. Mottola³, T. Matsumoto³

1 : LAMIH, UMR CNRS 8201
Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis
CISIT, Mont Houy, F59313 Valenciennes CEDEX 9, France
e-mail : sylvain.treutenaere@univ-valenciennes.fr

2 : IEMN, UMR CNRS 8520
Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis
CISIT, Mont Houy, F59313 Valenciennes CEDEX 9, France

3 : Toyota Motor Europe
Hoge Wei 33-Technical Center, Zaventem 1930, Belgium

Résumé

Les composites à matrice organique et à préformes textiles (CMOTex) sont de plus en plus utilisés dans le secteur automobile. Un nouveau modèle matériau pour la simulation des CMOTex a été développé afin d'augmenter la prédictibilité des simulations d'impact par la Méthode des Éléments Finis (MEF).

Le calcul du délaminage est inclus à dans le modèle matériau. Cela permet de décrire le comportement d'un stratifié en utilisant seulement un élément coque dans l'épaisseur et de prendre en compte l'effet du délaminage. En assurant l'équilibre énergétique entre la formulation de l'élément et du modèle matériau, un champ de déformation réaliste est fourni au modèle matériau intralaminare.

Le modèle de comportement intralaminare est basé sur un modèle d'endommagement pré-existant (Onera Damage Model). Pour améliorer l'efficacité et la précision de ce modèle, des mécanismes de friction, un modèle viscoélastique rhéologique et une rupture progressive des fibres ont été introduits.

La validation est effectuée au travers de tests d'impact contrôlé. Le CMOTex pris comme référence est constitué de 3 préformes différentes et les paramètres du modèle sont déterminés sur chaque préforme individuellement. Une cartographie 3D de l'endommagement est réalisée par contrôle ultrasonique et est comparée avec celle prédite par simulation.

Abstract

The use of Layered Fabric Reinforced Polymers (LFabRP) in the automotive industry is growing significantly. A new material model was developed for the LFabRP to improve the predictability of low-speed impact simulations by means of Finite Element Analysis (FEA).

The delamination evaluation is included within the material model. It allows to describe the behaviour of a layered material by using only one shell element through-the-thickness and takes into account the delamination effects. By ensuring the internal energy equivalence between both element and material model theories, a realistic strain field for layered material is provided to the intralaminar material model.

The intralaminar material model is based on a pre-existing continuum damage model (Onera Damage Model). To improve the efficiency and the precision for the modelling of LFabRP, friction mechanisms, a rheological viscoelastic model and a smeared crack approach for the fibre failure were introduced.

The validation of the present model was carried out by means of controlled impact tests. The LFabRP taken as reference is made up with three different fabric preforms and the material parameters are exclusively determined on the preforms taken individually. 3D damage mapping with ultrasonic inspection is compared to simulation predictions.

Mots Clés : Endommagement ; Délaminage ; Modélisation

Keywords : Damage ; Delamination ; Modelling

1. Introduction

Les composites à préformes textiles sont de plus en plus utilisés dans le secteur automobile. Dans le but de répondre aux impératifs de conception et de sécurité, un nouveau modèle matériau pour la simulation de stratifiés à préformes textiles a été développé afin d'augmenter la prédictibilité des simulations d'impact par la Méthode des Éléments Finis (MEF).

La prédiction du délaminage par la MEF requiert des méthodes coûteuses en temps de calcul, comme par exemple l'utilisation d'éléments cohésifs aux interfaces. La méthode proposée intègre le délaminage au niveau du modèle matériau et fonctionne comme une extension à un modèle intralaminare. Cela permet de décrire précisément le comportement du stratifié en utilisant seulement un élément coque sur l'épaisseur.

La méthode est de recalculer les déformations dans le stratifié au moyen d'une formulation zigzag d'ordre supérieur. Cho and Kim [1] ont proposé une formulation à cinq degrés de liberté et qui prend en compte l'endommagement aux interfaces. En assurant l'équivalence énergétique entre cette formulation et la formulation utilisée par l'élément (Mindlin-Reissner), il devient possible de recalculer un champ de déplacement approprié aux stratifiés au travers de l'épaisseur [2]. Du fait de la continuité des contraintes de cisaillement transverse au travers de l'épaisseur, il est aussi possible de déterminer l'endommagement aux interfaces.

Le modèle de comportement intralaminare est basé sur la formulation explicite du modèle d'endommagement matriciel proposée par Marcin [3] (ODM_MS). Pour améliorer l'efficacité et la précision de la modélisation des préformes textiles soumises à des sollicitations d'impact, le blocage des torons en cisaillement, un modèle de friction des lèvres de fissures, un modèle viscoélastique rhéologique et la rupture des fibres par une approche smeared crack ont été ajoutés et couplés à l'ODM_MS.

La validation du modèle a été effectuée au moyen d'essais « bulge » sur une structure composite dont la stratification est composée de trois préformes textiles différentes. L'identification des paramètres a été effectuée au préalable sur chaque préforme de façon indépendante. Les paramètres du stratifié sont donc directement issus des paramètres des préformes le constituant, sans aucun recalage, ce qui permet de juger la capacité du modèle à prédire le comportement du stratifié. La corrélation simulation/expérience montre de bons résultats. De plus, une cartographie 3D de l'endommagement du matériau après essai a été réalisée au moyen de B-scans (contrôles échographiques non-destructifs) et a été comparée à celle prédite par le modèle matériau.

2. Matériau étudié

Le stratifié utilisé comme référence est tiré d'une pièce automobile non structurale. Il est constitué d'une préforme tissé 12K pour le pli inférieur, de deux préformes bi-directionnelles non tissées (NCF) pour les plis centraux et d'une préforme tissée 3K pour le pli supérieur (Fig. 1) : $[(0^\circ/90^\circ)^{12K}, (+45^\circ, -45^\circ)^{NCF}, (-45^\circ, +45^\circ)^{NCF}, (0^\circ/90^\circ)^{3K}]$. La matrice est une résine époxy tandis que les renforts sont constitués de fibres de carbone.

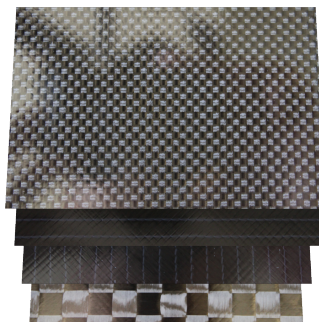


Fig. 1. Aperçu de la stratification de la structure composite étudiée.

Pour ces travaux, les différentes préformes composites (NCF, tissu 3K et tissu 12K) ont été étudiées indépendamment les unes des autres afin d'identifier leur comportement propre. Par conséquent des plaques stratifiées basées sur chaque préforme ont été fabriquées.

3. Modèle de comportement intralaminare

Dans ces travaux le modèle intralaminare viscoélastique endommageable pour les composites à matrice organique et à préformes textiles (CMOTex) est formulé dans le formalisme Lagrangien total afin d'assurer l'objectivité durant les analyses par la méthode des éléments finis (MEF). La relation constitutive est ainsi définie entre le tenseur des déformations de Green-Lagrange E et le second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff S .

3.1. Sensibilité à la vitesse de déformation

La sensibilité à la vitesse de déformation due au caractère viscoélastique de la matrice est introduite par l'utilisation d'un modèle de Maxwell généralisé. Ce modèle est efficace sur le plan des calculs du fait de sa formulation explicite directe entre les déformations données comme variable d'entrée et les contraintes requises par le code de calcul. La relation est donnée par l'équation suivante en utilisant les séries de Prony

$$S = S^\infty + \sum_{j=1}^N l_j \quad (\text{Eq. 1})$$

avec S^∞ le tenseur des contraintes à long terme. l_j est le tenseur des contraintes du j^{e} mécanisme visqueux parmi N et est donné par

$$l_j = \int_{-\infty}^t \mathbf{C}_j \cdot \exp\left(-\frac{t-\xi}{\tau_j}\right) : \frac{dE^h(\xi)}{d\xi} d\xi \quad (\text{Eq. 2})$$

où \mathbf{C}_j est le j^{e} tenseur de rigidité viscoélastique et E^h la force motrice visqueuse dépendant de l'endommagement.

3.2. Modèle d'endommagement intralaminare

Par des observations expérimentales il a été montré que les fissures matricielles ou fibreuses sont orientées par rapport à la direction du renfort. Comme l'Onera Damage Model MicroStructure (ODM_MS) [3] repose sur cette hypothèse, le modèle suivant [4] en est fortement inspiré.

3.2.1. Contrainte à long terme

La contrainte à long terme est définie par

$$S^\infty = \tilde{\mathbf{C}} : (E - E^0) - \mathbf{C}^f : (E^r + E^s - E^0) = \tilde{\mathbf{C}} : E^h \quad (\text{Eq. 3})$$

où \mathbf{C}^f est le tenseur de rigidité effective dû seulement à la rupture des fibres et $\tilde{\mathbf{C}}$ est le tenseur de rigidité effective.

Les déformations stockées E^s sont représentatives de la position des lèvres de fissure. Elles dépendent des mécanismes de friction et sont nécessaires afin d'assurer la continuité de la réponse pour des chargements bi-axiaux et permettent de retrouver la rigidité initiale lors de la fermeture des fissures. L'évolution des déformations résiduelles E^r est linéairement dépendante de l'évolution de l'endommagement.

De ce fait, la déformation motrice est donnée par

$$E^h = E - E^0 - \tilde{\mathbf{C}}^{-1} : \mathbf{C}^f : (E^r + E^s - E^0). \quad (\text{Eq. 4})$$

3.2.2. Tenseur de rigidité effective

L'endommagement est introduit par l'ajout d'une souplesse additionnelle au tenseur de souplesse initiale \mathbf{S}^0 . Le tenseur de rigidité effectif est donc défini par

$$(\tilde{\mathbf{C}})^{-1} = \mathbf{S}^0 + \Delta\mathbf{S}^m + \Delta\mathbf{S}^f \quad \text{and} \quad (\tilde{\mathbf{C}}^f)^{-1} = \mathbf{S}^0 + \Delta\mathbf{S}^f. \quad (\text{Eq. 5})$$

Le tenseur de souplesse additionnelle dû à l'endommagement matriciel est donné par

$$\Delta\mathbf{S}^m = \sum_{i=1}^3 \eta_i^m d_i^m \mathbf{H}_i^m \quad (\text{Eq. 6})$$

où \mathbf{H}_i^m est le tenseur de souplesse associé à la variable d'endommagement matriciel d_i^m . η_i^m représente l'indice de fermeture des fissures qui varie de 0 (fissure fermée) à 1 (fissure ouverte).

La même forme est utilisée pour l'endommagement des fibres sans que les fissures ne puissent se refermer

$$\Delta\mathbf{S}^f = \sum_{i=1}^2 d_i^f \mathbf{H}_i^f \quad (\text{Eq. 7})$$

où \mathbf{H}_i^f est le tenseur de souplesse associé à la variable d'endommagement des fibres d_i^f .

3.3. Identification des paramètres

L'identification des paramètres est effectuée en utilisant des tests standardisés déjà utilisés dans l'industrie pour les matériaux composites. Les paramètres sont déterminés pour chaque préforme indépendamment les unes des autres.

Les paramètres élastiques et de rupture des fibres sont déterminés au moyen de tests de traction et de compression. Les paramètres d'endommagement matriciel sont déterminés grâce à des tests de traction cyclique à 45° par rapport à la direction des fibres. Enfin, les paramètres viscoélastiques sont issus d'analyses mécaniques dynamiques (DMA).

4. Recalcul de la distribution des déformations pour les matériaux stratifiés

Du fait de contraintes industrielles pour ce projet, un des verrous techniques et scientifiques était d'introduire le délaminage sans modifier la chaîne pré-existante de conception assistée par ordinateur. Comme les composants non-structuraux étudiés sont fins et plats, la pièce est maillée pour les analyses par MEF avec des éléments coques.

La formulation coque utilisée habituellement utilise une théorie de déformation en cisaillement du premier ordre (Mindlin-Reissner) qui requiert un facteur de correction. Cette théorie mène à une distribution erronée en cisaillement transverse à travers l'épaisseur du stratifié et il devient impossible de prédire un éventuel endommagement interlaminaire et son effet sur le comportement.

Cho and Kim [1] ont mis en place une théorie zig-zag à ordre supérieur avec des interfaces imparfaites qui ne requiert que cinq degrés de liberté. Par le biais d'une approximation des moindres carrés, Kim and Cho [2], Kim et al. [5] ont proposé une méthodologie qui assure l'équilibre énergétique entre la théorie de Mindlin-Reissner et la théorie zig-zag d'ordre supérieur.

Cependant cette méthodologie est utilisée durant la phase de pré-processing pour calculer un module de cisaillement transverse équivalent et son facteur de correction associé. Ce calcul a priori ne permet pas d'étudier l'évolution de l'endommagement interlaminaire durant la simulation par éléments finis. De ce fait, la phase d'équilibrage de l'énergie interne ainsi que le calcul du champ de déformation zig-zag d'ordre supérieur ont été intégrés dans le code du matériau utilisateur pour des simulations précises d'impacts sur des plaques stratifiées.

4.1. Théorie de déplacement

Note : Les indices utilisant des lettres grecques prennent comme valeur 1 ou 2, $\delta_{\alpha\beta}$ est le symbole de Kronecker et $H(\bullet)$ est la fonction d'Heaviside.

La théorie de déplacement d'ordre supérieur avec des imperfections aux interfaces est donnée par

$$u_\alpha = u_\alpha^0 - u_{3,\alpha}^0 x_3 + \Phi_{\alpha\beta} \phi_\beta + \sum_{d=1}^D \bar{u}_\alpha^{(d)} H(x_3 - x_3^{(d)}) \quad \text{and} \quad u_3 = u_3^0. \quad (\text{Eq. 8})$$

La variable u^0 représente les déplacements d'un point sur le plan de référence à la position $\Omega \in [-1; 1]$ et

$$\Phi_{\alpha\beta} = \left(x_3^3 - \frac{3h^2}{4} x_3 \right) \delta_{\alpha\beta} + \sum_{k=1}^{N-1} a_{\alpha\beta}^{(k)} \left(-\frac{x_3}{2} - \frac{x_3^2}{2h} + (x_3 - x_3^{(k)}) H(x_3 - x_3^{(k)}) \right) \quad (\text{Eq. 9})$$

avec $a_{\alpha\beta}^{(k)}$ un coefficient qui représente le changement d'angle dans le champ de déplacement au niveau de la k^e interface, N le nombre de pli et h l'épaisseur du stratifié.

$\bar{u}^{(d)}$ est le saut de déplacement dû au délaminage à la d^e interface et est défini par

$$\bar{u}_\alpha^{(d)} = R_{\alpha\beta}^{(d)} \sigma_{\beta 3}^{(d)} \quad (\text{Eq. 10})$$

avec $R^{(d)}$ la souplesse de la d^e interface.

Ainsi le champ de déplacement peut être écrit

$$u_\alpha = u_\alpha^0 - u_{3,\alpha}^0 x_3 + \Psi_{\alpha\beta} \phi_\beta. \quad (\text{Eq. 11})$$

Le tenseur Ψ est défini par

$$\Psi_{\alpha\beta} = \Phi_{\alpha\beta} + T_{\alpha\beta} + C_{\alpha\beta}^w \quad (\text{Eq. 12})$$

avec

$$T_{\alpha\beta} = \sum_{k=1}^{N-1} R_{\alpha\gamma}^{(k)} Q_{\gamma\omega}^{s,(k)} \Phi_{\omega\beta,3}(x_3^{(k)}) H(x_3 - x_3^{(k)}) \quad (\text{Eq. 13})$$

avec $Q^{s,(k)}$ le tenseur de rigidité en cisaillement transverse du k^e pli, et

$$C_{\alpha\beta}^w = -\frac{1}{h} \int_{-\frac{h}{2}(1-\Omega)}^{\frac{h}{2}(1-\Omega)} (\Phi_{\alpha\beta} + T_{\alpha\beta}) dx_3. \quad (\text{Eq. 14})$$

C^w est ajouté pour que les déplacements soient référencés à partir du plan de référence.

4.2. Équilibre énergétique

La théorie de Mindlin-Reissner donne un champ de déplacement comme suit

$$v_\alpha = v_\alpha^0 + \theta_\alpha x_3, \quad (\text{Eq. 15})$$

$$v_3 = v_3^0. \quad (\text{Eq. 16})$$

Ce champ de déplacement est considéré comme le déplacement moyen du champ de déplacement d'ordre supérieur par le biais de l'approximation des moindres carrés et mène à la relation suivante

$$v_\alpha^0 = u_\alpha^0 + \left(\int_{-\frac{h}{2}(1-\Omega)}^{\frac{h}{2}(1-\Omega)} \Psi_{\alpha\beta} dx_3 \right) \phi_\beta, \quad (\text{Eq. 17})$$

$$\theta_\alpha = -u_{3,\alpha}^0 + \left(\frac{12}{h^3} \int_{-\frac{h}{2}(1-\Omega)}^{\frac{h}{2}(1-\Omega)} x_3 \Psi_{\alpha\beta} dx_3 \right) \phi_\beta, \quad (\text{Eq. 18})$$

$$v_3^0 = u_3^0. \quad (\text{Eq. 19})$$

Par conséquent, la déformation est donnée par

$$\varepsilon^0 = \gamma^0 - \tilde{\Lambda} \kappa_h, \quad (\text{Eq. 20})$$

$$\kappa = \lambda - \tilde{\Gamma} \kappa_h, \quad (\text{Eq. 21})$$

$$\varepsilon_s^0 = \tilde{\Gamma}_s^{-1} \gamma_s^0. \quad (\text{Eq. 22})$$

Les tenseurs $\tilde{\Lambda}$, $\tilde{\Gamma}$ et $\tilde{\Gamma}_s^{-1}$ sont obtenus grâce à une boucle itérative qui minimise la différence entre l'énergie interne des deux théories.

Le champ de déplacement est ensuite récupéré en suivant les équations

$$u_\alpha^0 = v_\alpha^0 - v_{3,\alpha}^0 x_3 + (\Psi_{\alpha\beta} - \tilde{\Lambda}_{\alpha\beta}) \tilde{\Gamma}_{\beta\omega}^{-1} (\theta_\omega + v_{3,\omega}^0), \quad (\text{Eq. 23})$$

et

$$u_3^0 = v_3^0. \quad (\text{Eq. 24})$$

4.3. Implémentation

Ce modèle matériau a été implémenté dans le solveur par éléments finis commercial LS-Dyna.

Dans le schéma traditionnel, il convient de déterminer le tenseur des contraintes de Cauchy à partir de tenseur gradient de déformation.

Dans le cas de la théorie présentée ici, le tenseur gradient de déformation du plan de référence ainsi que le gradient du tenseur gradient de déformation du plan de référence sont nécessaires comme variables d'entrées de la routine.

Pour chaque élément et pour chaque nouveau pas de temps l'équilibre énergétique est réalisé. Suite à cela, l'endommagement interlaminaire est déterminé grâce au calcul des contraintes aux interfaces et ces informations sont stockées pour les autres points d'intégration et pour le pas de temps suivant.

À partir de cela, le tenseur gradient de déformation au point d'intégration courant est calculé et l'algorithme classique peut être à nouveau utilisé.

4.4. Identification des paramètres

L'identification des paramètres des propriétés hors-plan et dédiés au délaminage est réalisée au moyen de tests de cisaillement interlaminaire normalisés (flexion 3 points sur très petits échantillons) sur chaque préforme composite. Ces tests sont ainsi en conformité avec les standards industriels.

L'orientation de la flexion influence massivement l'endommagement dans les préformes. Dans le cas d'une flexion à 45° par rapport à la direction des renforts le seul endommagement visible est la fissuration interlaminaire. De plus, cette fissuration est progressive et l'évolution de l'endommagement interlaminaire seul est grandement facilité.

Sinon, dans le cas d'une flexion transverse à la direction des fibres, une fissuration importante à travers les plis apparaît. Cette fissure transverse mène à une soudaine et importante perte de rigidité de flexion. Ce test donne des informations utiles quant à l'effet du cisaillement hors-plan sur le comportement intralaminaire, mais aussi à propos du couplage de l'endommagement plan/hors-plan.

4.5. Évaluation de la capacité de prédiction du modèle sur un composant industriel

Afin de valider le modèle matériau, deux types de tests expérimentaux ont été effectués sur la structure de référence : un test cisaillement interlaminaire et un test d'impact contrôlé « bulge ». Ensuite, et en utilisant uniquement les paramètres issus de la procédure d'identification sur les échantillons présentant une seule préforme, des simulations numériques ont été utilisés pour prédire le comportement et l'endommagement de la structure. Expérimentalement, la visualisation de l'endommagement est effectuée par la réalisation de C-Scans avec un capteur 3 GHz, atteignant une résolution de 100 μm .

4.5.1. Tests de cisaillement interlaminaire normalisé

Comme première étape de validation, des tests de cisaillement interlaminaire à 0° et 45° par rapport à la direction des fibres sont effectués et simulés sans recalage des paramètres.

Les corrélations entre l'expérience et les simulations sont présentées Fig. 2 pour les tests à 0° et Fig. 3 pour les tests à 45° .

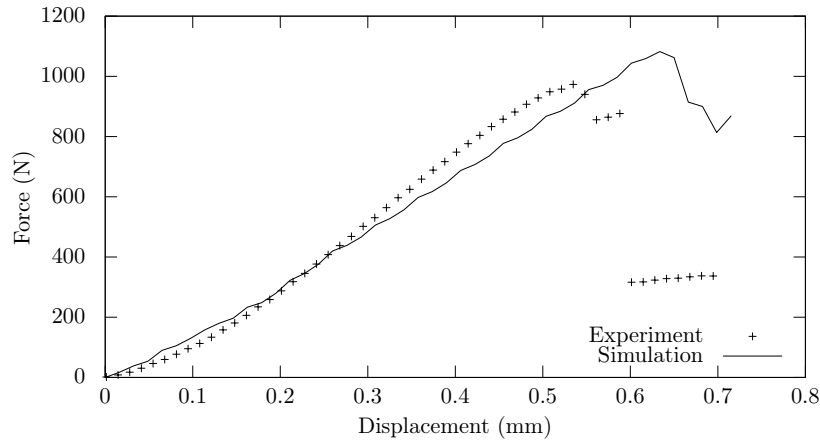


Fig. 2. Comparaison entre les réponses expérimentales et prédites numériquement pour les essais de cisaillement interlaminaire à 0° pour la structure étudiée.

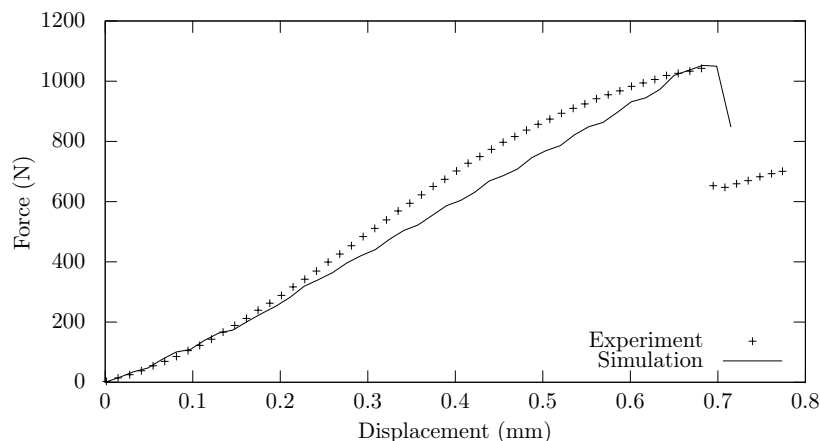


Fig. 3. Comparaison entre les réponses expérimentales et prédites numériquement pour les essais de cisaillement interlaminaire à 45° pour la structure étudiée.

Comparé à la zone endommagée prédite par la méthode des éléments finis (Fig. 4 et Fig. 6), la zone délaminée réelle obtenue par le contrôles non destructif (Fig. 5 et Fig. 7) est située sur une interface et d'un seul côté de l'échantillon. Cela est dû à l'approche déterministe employée pour les simulations numériques. La présence de défauts est ignorée. Autrement, l'endommagement diffus et progressif dans les échantillons dont les préformes centrales sont orientées à 45° est bien reporté.

4.5.2. Tests d'impact contrôlés « bulge »

Des tests d'impact « bulge » ont été utilisés pour approcher des chargements d'impact basse vitesse. Comparé aux tests habituels sur puits de chute, ces essais expérimentaux sont effectués sur un vérin hydraulique dynamique ce qui permet d'imposer une vitesse d'impact constante. De plus, pour une vitesse d'impact inférieure à 300 mm s^{-1} , il est possible d'imposer un chargement cyclique ce qui permet le contrôle de l'endommagement pour des déplacements donnés.

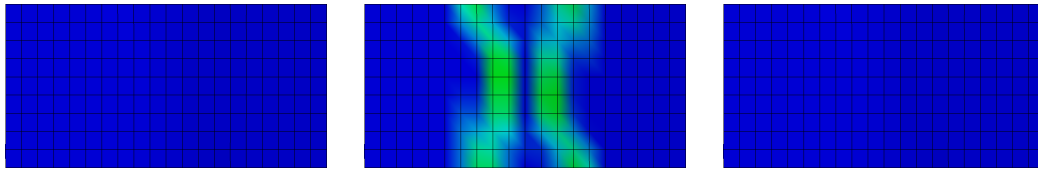


Fig. 4. Visualisation du délaminage prédit par simulation numérique des tests de cisaillement interlaminaire à 0°. Les trois interfaces sont donnée de l'interface inférieure à l'interface supérieure.

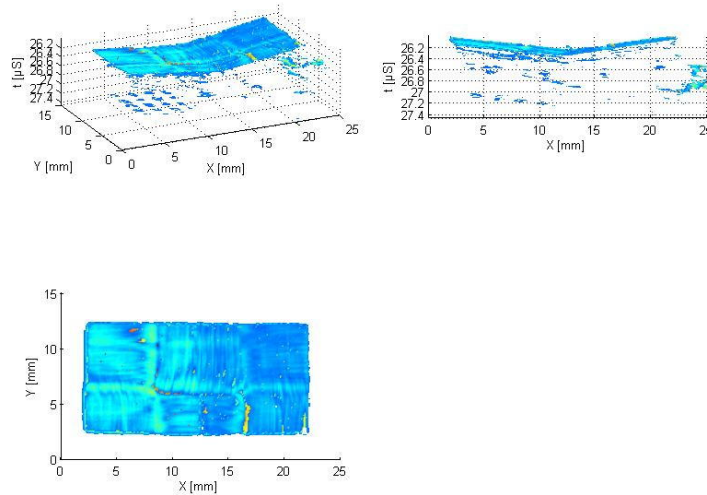


Fig. 5. C-Scan pour la visualisation de l'endommagement sur structure de référence après cisaillement interlaminaire à 0°.

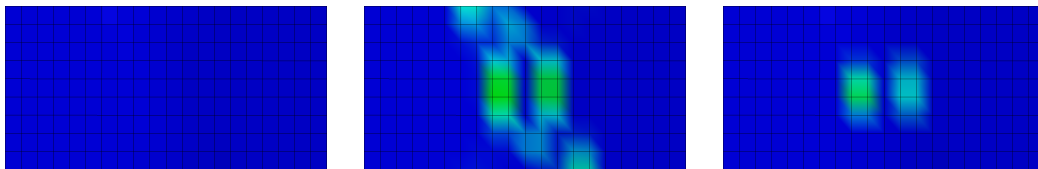


Fig. 6. Visualisation du délaminage prédit par simulation numérique des tests de cisaillement interlaminaire à 45°. Les trois interfaces sont donnée de l'interface inférieure à l'interface supérieure.

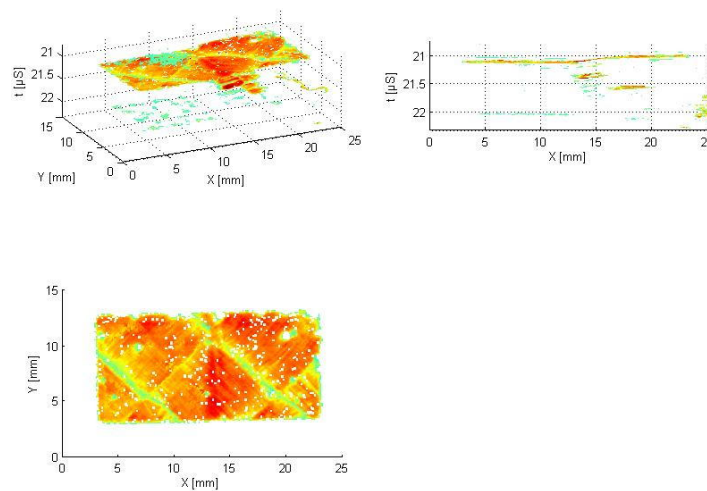


Fig. 7. C-Scan pour la visualisation de l'endommagement sur structure de référence après cisaillement interlaminaire à 45°.

Trois vitesses d'impact ont été testées : 1.7 mm s^{-1} , 22 mm s^{-1} et 300 mm s^{-1} . Après un premier essai qui mène à une rupture brutale de la plaque, la valeur du déplacement est imposés afin de solliciter la plaque au maximum avant la première rupture fibre.

D'après les C-Scans, la rupture des fibres du pli supérieur est le premier mécanisme d'endommagement activé. En dépit de la flexion de la plaque, aucun délaminage n'est observé.

Les simulations par la méthode des éléments finis, dont le modèle utilisant des éléments coques Belytschko-Tsay avec intégration réduite de 1 mm est présenté Fig. 8, présentent la même cinématique d'endommagement.

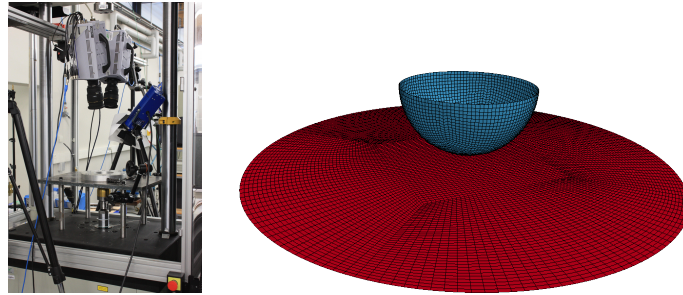


Fig. 8. Aperçu du dispositif expérimental (gauche) et du modèle numérique (droite) pour les tests d'impact « bulge ».

La corrélation entre les réponses obtenues par simulations numériques et par les tests expérimentaux sont données Fig. 9. Comme rappel, les résultats numériques sont des prédictions du comportement de la structure avec une identification faite de façon indépendante sur chaque préforme composite.

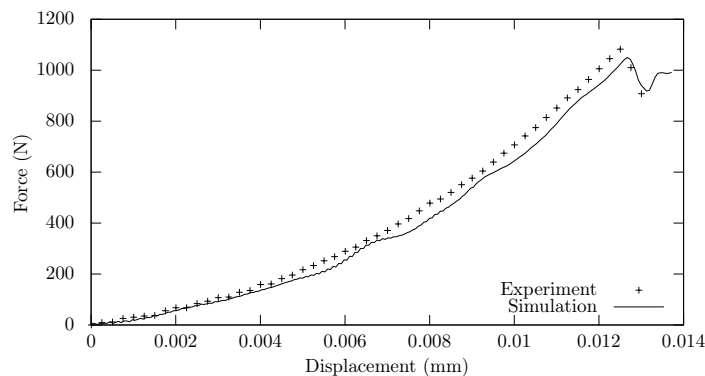


Fig. 9. Comparaison entre la réponse expérimentale et la réponse prédite pour le test d'impact « bulge » à 300 mm s^{-1} .

5. Conclusion

Un nouveau modèle matériau permettant de simuler à la fois le comportement intralaminare et le délaminage de composites stratifiés à matrice organique et à préformes textiles a été développé et permet de s'affranchir des méthodes coûteuses en temps de calcul comme l'utilisation des éléments cohésifs. Ce modèle peut être utilisé avec un seul élément coque dans l'épaisseur du stratifié et respecte ainsi les méthodes de conception assisté par ordinateur déjà mises en places dans l'industrie.

Le comportement intralaminare est basé sur la version explicite du modèle d'endommagement pour les composites à matrice organique développé par l'ONERA. Un modèle de Maxwell généralisé a été couplé pour modéliser le caractère viscoélastique de la matrice sans perdre le caractère explicite. La rupture des fibres est régularisée par l'utilisation d'une approche « smeared crack ». Ce modèle utilise le formalisme Lagrangien total pour conserver la cohérence du modèle en grands déplacements.

À partir des déformations de membrane données par une formulation coque Mindlin-Reissner, le modèle recalcule une distribution de déformation réaliste au travers de l'épaisseur du stratifié. Il utilise

pour cela une théorie de déplacement d'ordre supérieur et avec des interfaces imparfaites et l'équilibre interne entre les deux théories est assurée par un schéma itératif.

Ce modèle a été validé par deux tests expérimentaux, statique et dynamique, sur une structure industrielle de référence. L'endommagement prédit par simulation a pu être comparé à l'endommagement expérimental grâce à des C-Scans présentant une résolution très fine.

Remerciements

Le présent travail de recherche a été supporté par le Campus International sur la Sécurité et l'Intermodalité dans les Transports, la Région Nord Pas de Calais, la Communauté Européenne, la Délégation Régionale à la Recherche et à la Technologie, le Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche, le Centre National de la Recherche Scientifique et TOYOTA MOTOR EUROPE : les auteurs remercient grandement ces institutions pour leurs soutiens.

Références

- [1] M. Cho, J.-S. Kim « Higher-Order Zig-Zag Theory for Laminated Composites With Multiple Delaminations », *Journal of Applied Mechanics* Vol. 68 n° 6, pp. 869–877, 2000, ISSN 0021-8936.
- [2] J.-S. Kim, M. Cho « Enhanced modeling of laminated and sandwich plates via strain energy transformation », *Composites Science and Technology* Vol. 66 n° 11–12, pp. 1575–1587, 2006, ISSN 0266-3538.
- [3] L. Marcin « Modélisation du comportement, de l'endommagement et de la rupture de matériaux composites à renforts tissés pour le dimensionnement robuste de structures », Ph.D. thesis, Université Bordeaux 1, 2010.
- [4] S. Treutenaere, F. Lauro, B. Bennani, T. Matsumoto, E. Mottola « Modelling of the intralaminar matrix damage with friction effects of fabric reinforced polymers », *Composites Part B : Engineering* Vol. 111, pp. 60–73, 2017, ISSN 1359-8368.
- [5] J.-S. Kim, J. Oh, M. Cho « Efficient analysis of laminated composite and sandwich plates with interfacial imperfections », *Composites Part B : Engineering* Vol. 42 n° 5, pp. 1066–1075, 2011, ISSN 1359-8368.