



Vers la prévision des dommages induits par un impact basse vitesse sur structures composites stratifiées ou tissées

Emilie Troussel, Johann Rannou, Frédéric Laurin, Laurent Guillaumat,
Jean-François Maire

► To cite this version:

Emilie Troussel, Johann Rannou, Frédéric Laurin, Laurent Guillaumat, Jean-François Maire. Vers la prévision des dommages induits par un impact basse vitesse sur structures composites stratifiées ou tissées. 17èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC17), Jun 2011, Poitiers-Futuroscope, France. pp.90. hal-00598134

HAL Id: hal-00598134

<https://hal.science/hal-00598134>

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.

Vers la prévision des dommages induits par un impact basse vitesse sur structures composites stratifiées ou tissées

Towards the prediction of damage induced by low-velocity impact events on laminate or woven composite structures

Emilie Troussel¹, Johann Rannou¹, Frédéric Laurin¹, Laurent Guillaumat² et Jean-François Maire¹

1 : Onera – The French Aerospace Lab
F-92322 CHATILLON, France

2 : Arts et Métiers ParisTech
2 Boulevard du Ronceray – BP 3525 – 49035 ANGERS CEDEX 1

e-mail : emilie.trousset@onera.fr, johann.rannou@onera.fr, frederic.laurin@onera.fr, laurent.guillaumat@ensam.eu, jean-francois.maire@onera.fr

Résumé

L'impact basse vitesse est une problématique majeure pour les matériaux composites. En effet, cet événement peut engendrer des défauts nocifs au sein des structures composites, sans que ceux-ci ne soient visibles de l'extérieur. Actuellement, la certification à l'impact passe par des campagnes expérimentales coûteuses, qui doivent être renouvelées pour chaque nouveau matériau. Pour réduire les coûts expérimentaux inhérents à cette certification, il serait très utile de disposer de modèles matériaux et numériques robustes. Dans un premier temps, l'ensemble des mécanismes d'endommagement mis en jeu dans le comportement de matériaux composites à matrice organique stratifiés ou tissés doit être correctement pris en compte dans les modèles matériaux. Le modèle numérique influant fortement sur la qualité des résultats, il est nécessaire de bien comprendre l'influence de ses nombreux paramètres pour l'optimiser. Des essais d'indentation et d'impacts de natures différentes ont été réalisés, afin de les comparer aux résultats des simulations, sur deux types de matériaux composites différents : des stratifiés d'unidirectionnels classiques et des tissés 2,5D interlock plus originaux. Les stratifiés sont principalement abordés dans ce document.

Abstract

Low-velocity impact events are a main issue for composite materials. Such events can indeed create critical damages inside composite structures, though invisible from the outside. Nowadays, impact certification goes through expensive experimental campaigns that have to be performed each time the material is changed. In order to reduce this experimental cost, it should be useful to have robust material and numerical models. Since the numerical model influences the results quality, it is necessary to properly understand the effect of each parameter to optimise it. Indentation and impact tests of various natures were performed, in order to compare them to computational results, for two different kinds of composite materials: classic unidirectional laminates and more original 2.5D woven composites. Classic laminates are mainly discussed in this paper.

Mots Clés : Composites, impact basse vitesse, indentation, endommagement, éléments finis

Keywords : Composites, low-velocity impact, indentation, damage, finite elements

1. Introduction

Les matériaux composites, de par leurs propriétés spécifiques remarquables pour l'aéronautique, ont été progressivement introduits dans la constitution de pièces critiques pour la tenue structurale de l'avion. Cependant, l'usage de ces matériaux a introduit une problématique nouvelle par rapport aux matériaux métalliques : leur sensibilité aux petits chocs, c'est-à-dire aux impacts basse vitesse et basse énergie. En effet, un tel événement, comme la chute d'un outil lors d'une opération de maintenance ou un choc lors de la manutention, peut engendrer des défauts internes, non détectables à l'œil nu (Fig. 1 et 2), qui peuvent conduire à des pertes significatives des propriétés du matériau. La présence éventuelle de ces défauts est donc prise en compte dans le dimensionnement des structures, à travers de lourds coefficients d'abattement des propriétés spécifiques.

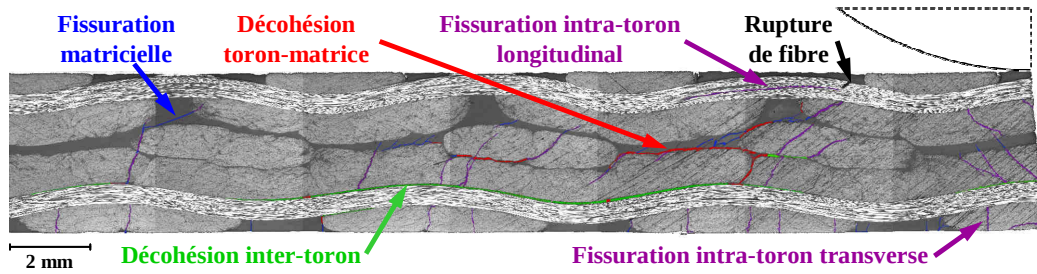


Fig. 1. Faciès des dommages d'impact d'un tissu CMO interlock impacté à 12 Joules par un impacteur de 2,3 kg

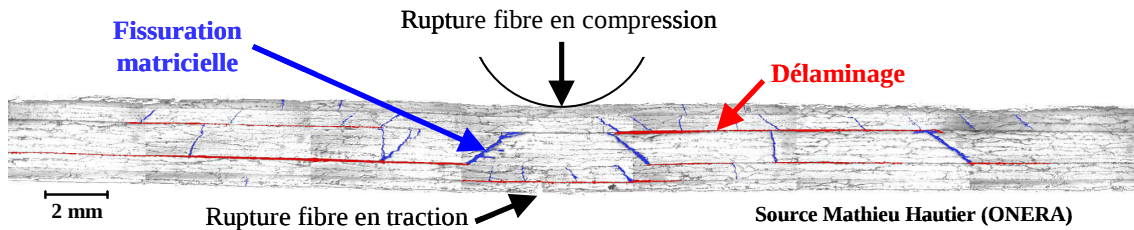


Fig. 2. Faciès des dommages d'indentation d'un stratifié $[0_2/60_2/-60_2]_s$ en T700GC/M21 [1]

D'autre part, la caractérisation à l'impact passe actuellement par des campagnes d'essais qu'il convient de renouveler pour chaque nouveau matériau et, dans le cas des composites stratifiés, pour chaque nouvel empilement, ce qui engendre des coûts non négligeables. Le recours à la simulation numérique permettrait de limiter les essais d'impact et de mieux estimer les coefficients d'abattement appliqués. Un enjeu majeur est donc de parvenir à prévoir, d'une part les dommages d'impact et, d'autre part, la perte de performance qui leur est associée. Ce papier s'intéresse plus particulièrement à la prévision des dommages d'impact, à partir d'une bonne compréhension des mécanismes de dégradation d'impact pour les stratifiés [2-3] et pour les tissés [4-5].

Afin de prévoir correctement les dommages d'un impact sur une pièce composite, il est nécessaire de démontrer la pertinence des modèles numériques, d'identifier les modèles matériaux et de valider l'ensemble sur des essais. Pour cela, des essais d'impact et d'indentation ont été réalisés. A partir de l'identification des lois matériaux, qui est basée sur des essais simples, et des conditions d'essais, un modèle numérique est construit puis associé aux lois matériaux. Les essais d'indentation sont simulés en premier lieu puis comparés aux résultats d'essais réels, afin de valider le modèle sur un problème statique. Le problème est ensuite complexifié en ajoutant les aspects dynamique et en comparant les essais d'impact à leurs simulations.

Si la comparaison essais / calculs n'amène pas de conclusions satisfaisantes, le modèle numérique est vérifié avant de conclure que les lois matériaux utilisées ne peuvent être étendue en l'état à des sollicitations dynamiques basse vitesse. En revanche, si la comparaison essais / calculs est concordante, alors l'outil de prévision des dommages d'impact sera validé.

2. Essais réalisés

2.1 Essais d'indentation

Les essais d'indentation doivent nous permettre de vérifier la validité des modèles matériaux en compression hors plan quasi-statique. Une plaque, de dimensions planes 150*100 mm² et d'épaisseur variable, selon l'empilement considéré, est bridée entre deux flasques circulaires. Un poinçon hémisphérique de diamètre 16 mm appuie progressivement sur la plaque (Fig. 3).

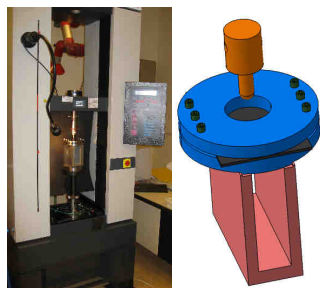


Fig. 3. Dispositif d'indentation utilisé

La force appliquée à la traverse et son déplacement sont mesurés au cours de l'essai, ainsi que les déplacements du point opposé au poinçonnement via un capteur mécanique linéaire. Après chaque essai, un scan ultrasonore est réalisé pour estimer l'aire endommagée, puis un quart de la plaque est découpé et ses chants sont polis pour une observation plus fine des dommages par microscopie optique (Fig. 4).

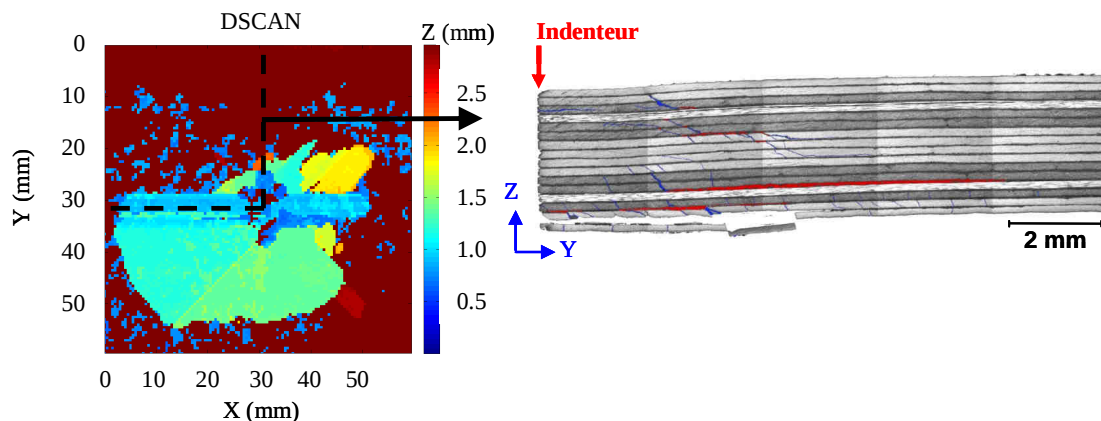


Fig. 4. Cartographie des profondeurs des défauts mesurées par ultrasons et faciès de dommages associé obtenu par micrographie d'un composite stratifié en carbone/époxy indenté à 8000 N

Dans le cadre de ces essais, deux empilements de stratifiés d'unidirectionnels en carbone/époxy ont déjà été testés, les essais sur interlock sont en cours.

2.2 Essais d'impact

Des essais d'impact sont réalisés en parallèle des essais d'indentation, à la fois sur les deux empilements de stratifiés d'unidirectionnels, également testés en indentation, et sur un tissu 2,5D. Ces essais respectent le standard ASTM D 7136 [6].

Dans chaque cas, des plaques de dimension $150 \times 100 \text{ mm}^2$ et dont l'épaisseur varie selon l'empilement considéré, sont impactées par un poinçon hémisphérique de diamètre 16 mm et de masse variable. La plaque est simplement appuyée sur une fenêtre d'impact de $125 \times 75 \text{ mm}^2$ et maintenue par quatre sauterelles mécaniques (Fig. 5).

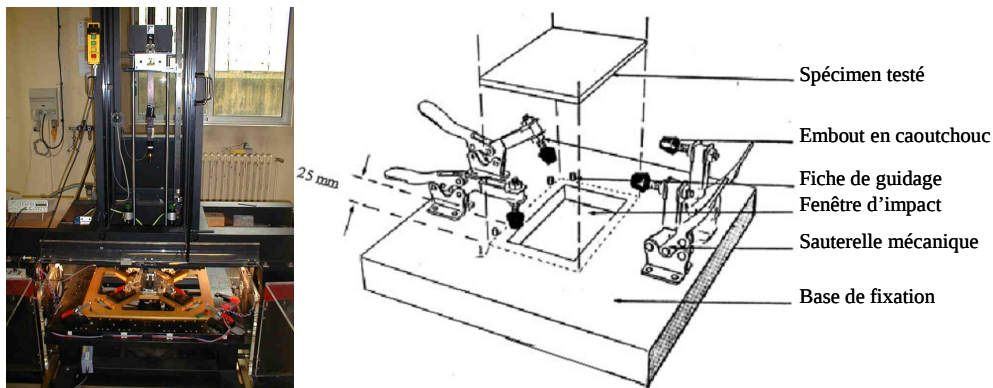


Fig. 5. Dispositif d'impact par poids tombant utilisé à l'Onera et conforme à la norme ASTM D 7136 [6]

Trois niveaux d'énergie d'impact sont considérés pour chaque empilement : une énergie inférieure à l'énergie nécessaire pour engendrer une profondeur d'empreinte seuil de visibilité à l'œil nu, aussi appelée Barely Visible Impact Damage (BVID), une énergie correspondant à l'apparition du BVID (soit une dizaine de joules pour un stratifié orienté en carbone/époxy de 3 mm d'épaisseur) et une énergie supérieure au BVID.

Au cours de l'essai, la force d'impact sur l'impacteur et ses déplacements sont mesurés, ainsi que les déplacements du point opposé à l'impact à l'aide d'un laser. On remonte par intégration des déplacements de l'impacteur aux énergies en jeu au cours de l'essai.

Comme pour les essais d'indentation, on réalise après chaque essai un scan ultrasonore du spécimen impacté, puis on découpe un quart de la plaque dont on polit les chants pour une observation plus fine des dommages par microscopie optique (Fig. 6).

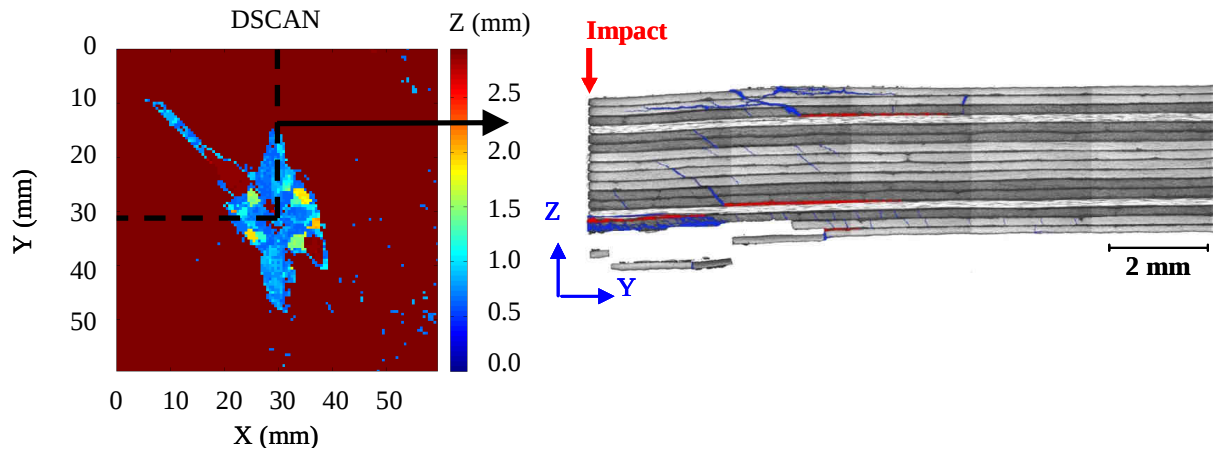


Fig. 6. Cartographie des profondeurs des défauts mesurées par ultrasons et faciès de dommages associé obtenu par micrographie d'un composite stratifié en carbone/époxy impacté à 17 Joules

Les sauterelles permettant le maintien de la plaque lors de l'essai d'impact standard présentent certains inconvénients lorsque l'on souhaite modéliser le problème. En effet, les sauterelles vibrent au cours de l'essai et l'on estime difficilement les efforts qu'elles appliquent sur la plaque. Un calcul sur plaque élastique a montré que leur influence est certes faible mais non négligeable sur la réponse d'impact (Fig. 7), ce qui peut donc avoir une influence sur les dommages d'impact observés.

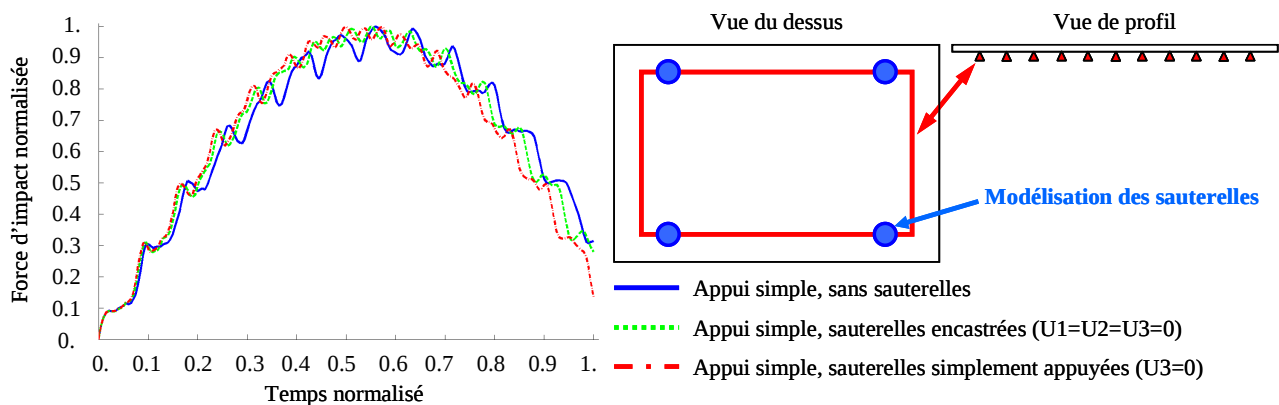


Fig. 7. Influence de la modélisation des sauterelles sur la réponse de la plaque impactée

Par conséquent, des modifications au montage ont été réalisées afin de réduire les incertitudes sur la modélisation numérique du problème et pour tester des conditions d'impact les plus éloignées possibles (encastrement total et appui simple sur rouleaux), afin d'éprouver le modèle numérique et le modèle matériau sur une gamme d'impact plus large.

3. Essais complémentaires

Trois empilements de stratifiés d'unidirectionnels en T700GC/M21 sont considérés pour ces essais complémentaires : un empilement quasi-isotrope classique $[(45/90/-45/0)_2]_s$, un empilement quasi-isotrope avec des interfaces potentiellement plus délaminantes $[45/90/-45/45/0/0/90/-45]_s$, choisi pour avoir un terme de flexion proche du stratifié quasi-isotrope et un nombre d'interfaces potentiellement plus délaminantes intermédiaire à celui de l'empilement orienté, utilisé dans l'industrie et comportant plus de plis à 0° que de plis à 90° . Les montages présentés par la suite sont utilisés aussi bien en indentation qu'en impact.

3.1 Plaque encadrée

Les sauterelles sont ici remplacées par un dispositif d'encastrement (Fig. 8). La fenêtre d'impact est réduite à un disque de diamètre 70 mm, ce qui permet de réduire les dimensions de la plaque à $100 \times 100 \text{ mm}^2$. Les trois empilements sont testés pour trois niveaux d'énergie différents, définis comme précédemment.

Des jauges de déformations placées face non impactée complètent les mesures réalisées comme dans les essais précédents. En indentation, l'émission acoustique est utilisée pour avoir une information supplémentaire sur la chronologie des dommages.

3.2 Plaque simplement appuyée

Une plaque de dimension $100 \times 100 \text{ mm}^2$ est simplement appuyée sur deux rouleaux écartés de 70 mm (Fig. 8). Les trois empilements sont testés pour trois niveaux d'énergie différents, définis comme précédemment.

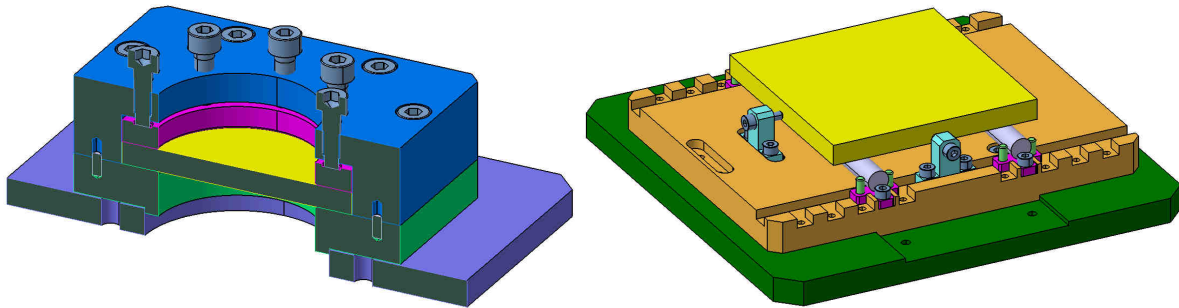


Fig. 8. Coupe du montage d'encastrement et montage d'appui simple pour l'essai d'impact par poids tombant

Ici encore, des jauges de déformations sont placées face non impactée pour avoir une information plus locale de l'essai. En indentation, l'émission acoustique est utilisée pour avoir une information supplémentaire sur la chronologie des dommages.

4. Modélisation

4.1 Modèles matériaux

L'Onera a développé depuis plusieurs années des modèles de comportement, d'endommagement et de rupture des matériaux composites, dont les paramètres sont identifiables par des essais simples. Ces modèles tridimensionnels, permettant de prévoir l'initiation et la propagation des dommages, ont été essentiellement identifiés pour des sollicitations quasi-statiques et planes. Ils ont été validés sur des configurations classiques, tels des essais de traction, de compression ou de cisaillement, mais également sur des cas plus complexes, comme la rupture en traction d'une plaque trouée, pour des composites stratifiés [7]. On cherche ici à déterminer dans quelle mesure on peut les étendre à des cas de sollicitations dynamiques, telles des impacts basses vitesses.

Les modèles matériaux utilisés sont ceux développés par l'Onera, d'une part, pour les composites stratifiés à matrice organique [8] et, d'autre part, pour les composites tissés à matrice organique [9]. Ces modèles distinguent les différents modes de rupture observés dans les matériaux composites : les ruptures de la matrice en traction, en compression et en cisaillement et les ruptures de fibres en traction, en compression et en cisaillement. Ils décrivent également une transition endommagement/rupture adoucissante (Fig. 9).

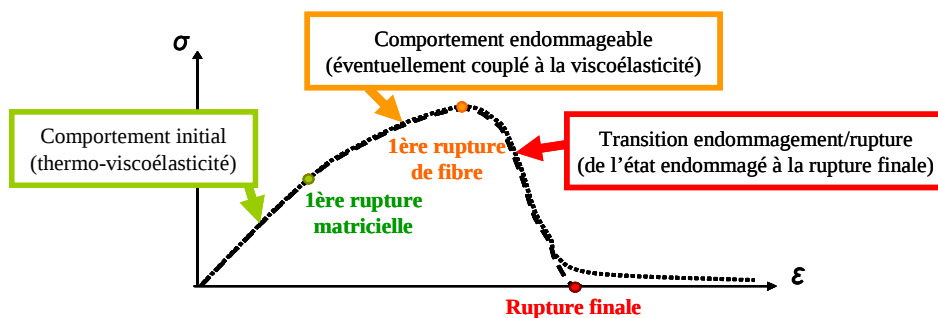


Fig. 9. Comportement matériau modélisé par les modèles développés à l'Onera

Modélisation du comportement endommageable des composites tissés

Les matériaux tissés possèdent une architecture complexe à modéliser. Un calcul multiéchelle serait trop coûteux, c'est pourquoi un modèle homogénéisé a été choisi afin de simuler le comportement endommageable des structures tissées. Le modèle ODM (Onera Damage Model) [9] prend en compte différents aspects du comportement des tissés. On modélise d'abord la thermoélasticité anisotrope (les contraintes résiduelles de cuisson ont un rôle important sur l'endommagement). Dans le cas des composites à matrice organique (CMO), il faut également prendre en compte la viscoélasticité de la matrice. Celle-ci est introduite sous la forme d'une déformation viscoélastique, ε_{ve} , qui s'ajoute aux déformations élastiques (Eq. 1).

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{ve} \quad \dot{\varepsilon}_{ve} = g(\sigma) \sum_{i=1}^N \dot{\xi}_i \quad (\text{Eq. 1})$$

$g(\sigma)$ est une fonction non linéarisante permettant de tenir compte du caractère non linéaire de la viscosité des CMO, dépendant du tenseur des souplesses visqueuses, S^R . ξ_i est le $i^{\text{ème}}$ mécanisme visqueux élémentaire de l'ensemble des N mécanismes visqueux élémentaires caractérisant la viscoélasticité de la matrice. À chaque mécanisme visqueux élémentaire, est associé un temps de relaxation, τ_i , et un facteur de pondération, μ_i (Eq. 2).

$$\dot{\xi}_i = \frac{1}{\tau_i} (\mu_i g(\sigma) S^R : \sigma + \xi_i) \quad (\text{Eq. 2})$$

Afin de réduire le nombre de degrés de liberté lié à la caractérisation des mécanismes visqueux, un spectre de relaxation gaussien, liant les poids des mécanismes élémentaires (μ_i) à leurs temps de relaxation respectifs (τ_i), est identifié préalablement.

Il faut ensuite introduire l'endommagement matriciel, son couplage avec la viscoélasticité, la rupture des fibres et son caractère adoucissant. Dans ce but, on se place dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles. Le dommage est quantifié par des variables d'effet du dommage correspondant aux trois directions principales du matériau (Eq. 3).

$$\tilde{S} = S^0 + \sum_{i=1}^3 \eta_i d_i^m H_i^m + \sum_{i=1}^3 d_i^f H_i^f \quad (\text{Eq. 3})$$

Les d_i^m représentent les effets de l'endommagement de la matrice et les d_i^f les effets de l'endommagement au sein des torons de fibres dans la direction i . Les η_i indiquent si le dommage est actif ($\eta_i=1$ pour des chargements de type traction) ou non ($\eta_i=0$ pour des chargements de type compression). En effet, on suppose les frottements aux bords de fissure négligeables, si bien qu'en compression, on n'observe pas de perte de rigidité du matériau. Enfin, les variables d'endommagement d_i^m et d_i^f sont chacune associées à un tenseur d'effet du dommage qui leur est propre : H_i^f pour les torons de fibres et H_i^m pour la matrice. Les variables d'endommagement sont pilotées par des forces thermodynamiques, qui sont décomposées en une partie normale et une partie tangentielle et qui dépendent de la partie positive de la décomposition spectrale du tenseur des déformations [9].

L'endommagement de la matrice a une influence sur sa viscoélasticité et réciproquement. On prend en compte ce couplage dans le tenseur des souplesses visqueuses effectives (Eq. 4).

$$\tilde{S}^R = S^R + \sum_{i=1}^3 \eta_i^m d_i^m H_i^{ve} \quad (\text{Eq. 4})$$

H_i^{ve} est le tenseur des effets du dommage matriciel d_i^m sur la viscoélasticité de la matrice. On considère que l'influence de la viscoélasticité sur l'endommagement est suffisamment et naturellement prise en compte dans la formulation du modèle, notamment dans la dépendance des forces motrices de l'endommagement au tenseur des déformations totales, parmi lesquelles figurent les déformations viscoélastiques.

Modélisation du comportement endommageable des composites stratifiés

Pour les stratifiés, le modèle comprend, d'une part, le comportement du pli et, d'autre part, la loi d'interface.

Modèle du pli élémentaire

Afin de modéliser correctement les endommagements survenant sous des sollicitations complexes dans les CMO stratifiés, il faut tout d'abord modéliser la partie élastique de ce comportement, qui est anisotrope et qui diffère d'une couche à l'autre. Pour cela, on définit un matériau orthotrope homogénéisé à l'échelle du pli [8], que l'on affecte à chaque pli du stratifié, selon son orientation, pour traduire le caractère multicouche des structures stratifiées. Comme pour les CMO tissés, il faut prendre en compte le caractère viscoélastique de la matrice organique pour modéliser correctement la réponse du matériau. Celui-ci est introduit de manière similaire au modèle utilisé pour les CMO tissés. Pour modéliser l'endommagement du stratifié, on se place toujours dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, comme précédemment pour les tissés, et on s'appuie sur des critères de rupture du pli unidirectionnel (Fig.

10). Ces critères distinguent l'endommagement matriciel de l'endommagement des fibres, en traction, en compression et en cisaillement.

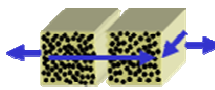
Mode fibre		Mode interfibre		
$f_1^+ = \left(\frac{\sigma_{11}}{\tilde{X}_t(d_2)} \right)^2 = 1$		$f_2^+ = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_c(1-p\sigma_{22})} \right)^2 = 1$		
$f_1^- = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_c^f(1-p\sigma_{22})} \right)^2 = 1$		$f_2^- = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_c} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_c(1-p\sigma_{22})} \right)^2 = 1$		

Fig. 10. Critères de rupture du pli pour les différents modes de rupture identifiés du modèle Onera Progressive Failure Model (OPFM) [8]

Où $\tilde{X}_t$ et X_c sont, respectivement, la résistance efficace en traction longitudinale, dépendante de l'endommagement matriciel d_2 , et la résistance en compression longitudinale du pli, Y_t et Y_c sa résistance en traction et en compression transverse, S_c sa résistance en cisaillement, S_c^f la résistance en cisaillement pour le mode fibre, supérieure à la précédente pour ne pas prévoir de rupture de fibres dans des cas de cisaillement pur, et p est un coefficient permettant de décrire le renforcement du matériau en compression transverse.

Lorsqu'au moins un de ces critères est vérifié, les propriétés du pli sont dégradées et, par conséquent, celles du stratifié le sont également. On dégrade ainsi progressivement le stratifié jusqu'à sa rupture finale.

Modèles de Zones Cohésives

Le caractère multicouche des stratifiés introduit une forme d'endommagement supplémentaire, que sont les délaminages. Plusieurs techniques sont actuellement disponibles pour traiter les problèmes de délaminages. Les principales sont les critères d'amorçage, la mécanique linéaire de la rupture pour étudier la propagation et les modèles de zones cohésives. Ces derniers ont l'avantage de pouvoir modéliser à la fois l'amorçage et la propagation des délaminages. L'amorçage et la propagation des délaminages ayant lieu tous deux au cours d'un impact, l'utilisation de modèles de zones cohésives est privilégiée dans cette étude. Un élément de zone cohésive est un élément surfacique dont les nœuds sont dédoublés pour permettre, sous l'effet d'une sollicitation, l'ouverture de cet élément selon différents modes (ouverture, glissement ou cisaillement).

Les déplacements normaux et tangentiels des nœuds de l'élément sont fonctions des efforts cohésifs normaux et tangentiels appliqués à l'élément, selon une loi modélisant le comportement de l'interface (comme celles proposées par Alfano et Crisfield [10]). Lorsque l'effort cohésif vu par l'élément surfacique atteint un certain seuil, l'élément est dégradé progressivement jusqu'à sa rupture complète, modélisant la propagation du délaminage. Une difficulté majeure dans la mise en oeuvre des modèles de zones cohésives est liée à la finesse du maillage nécessaire pour décrire l'amorçage des délaminages. Une attention particulière doit également être apportée au saut de solution, notamment dans des cas de résolution statique.

4.2 Modèle numérique

La simulation numérique liée au problème d'impact de pièces composites fait intervenir simultanément plusieurs difficultés : la résolution du problème de contact, le comportement non linéaire du matériau et des modèles d'interface ainsi que de grandes déformations potentielles, selon la vitesse d'impact. Le modèle numérique d'impact a été initialement développé pour représenter de manière simplifiée un essai d'impact sur une plaque composite, tel celui décrit dans la norme ASTM D 7136 [6].

Deux algorithmes de résolution différents sont considérés dans ces travaux : l'algorithme de dynamique implicite du code de calcul par Eléments Finis ZéBuLoN, co-développé par l'Onera, et l'algorithme de dynamique explicite du logiciel Abaqus, développé par Dassault Système Simulia et utilisé par certains de nos partenaires industriels. L'algorithme explicite permet notamment une résolution facilitée en cas de contact et de fortes non-linéarités, ce qui est le cas dans un problème d'impact endommageant.

Une étude de convergence préliminaire a indiqué que le pas de temps nécessaire pour atteindre une solution convergée en implicite, dans un cas d'élasticité linéaire, était relativement faible (de l'ordre de la microseconde pour des simulations d'impact à 10 m/s d'une durée de 1,52 ms, avec une taille de maille de l'ordre de 0,4 % de la longueur de la plaque impactée), ce qui conduit à réaliser un grand nombre d'incréments pour atteindre la solution finale, en dynamique implicite. Or, le coût d'un incrément de calcul en implicite est bien plus important qu'en explicite, d'où un

intérêt pour l'algorithme explicite. Dans le cas d'un algorithme explicite, il faut néanmoins s'assurer de ne pas dépasser un certain pas de temps critique qui assure la stabilité du problème simulé. Ce pas de temps stable dépend de la plus petite taille de maille du maillage considéré et est plus faible que le pas de temps pour une solution convergée en implicite, mais il n'y a pas d'itérations de convergence (pas de résolution du système linéaire, pas d'itération d'équilibre de type Newton-Raphson), comparativement à une résolution implicite. Il y a donc une réelle compétition entre les deux résolutions, raison pour laquelle on s'intéresse dans cette étude aux deux algorithmes.

Les modèles adoucissants sont une source de fortes non-linéarités, qui induit des problèmes de convergence en implicite et un coût de calcul relativement important, voire une divergence du calcul. Pour contrer ces difficultés, une solution est d'utiliser un algorithme de dynamique explicite associé à un effet retard pour éviter les problèmes de localisation du dommage.

Pour modéliser l'essai d'impact standard, dans le cas d'une résolution en dynamique implicite, une plaque de dimensions $150 \times 100 \text{ mm}^2$ est discrétisée par des éléments prismatiques à base triangulaire linéaires (C3D6), de taille variable selon leur localisation par rapport à la zone d'impact. Le maillage dans la zone d'impact et dans une zone de dommage est en effet raffiné pour capter correctement l'amorçage des délaminages. La plus petite taille de maille vaut 0,25 mm, la plus grande vaut 5 mm. Le déraffinage permet de limiter au maximum la taille du problème. Celui-ci comporte alors 242997 degré de libertés, lorsque l'on introduit une seule interface, modélisée par des éléments de zone cohésive.

Les éléments C3D6 ne sont disponibles qu'en intégration réduite dans le code de calcul Abaqus/Explicit. Or, on observe de fortes énergies d'Hourglass (déformations à énergie nulle) sur ce type d'élément, pour le problème d'impact. Pour éviter ce problème et conserver le maillage utilisé pour contrôler le déraffinage du maillage, les éléments prismatiques sont remplacés en explicite par des éléments tétraédriques linéaires (C3D4) à intégration complète.

En ce qui concerne les conditions aux limites, un cadre a été dessiné face non impactée pour modéliser la fenêtre d'impact. Les translations hors plan de ce cadre sont fixées. Face impactée, des cercles de rayon 5 mm modélisent le maintien de la plaque par les sauterelles (Fig. 11).

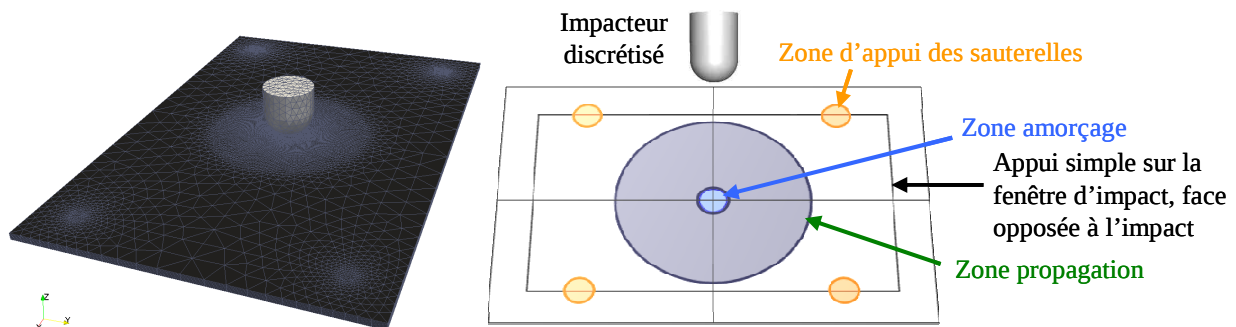


Fig. 11. Modèle numérique d'un impact standard

Les temps de calcul, que ce soit en dynamique implicite ou en dynamique explicite, sont excessivement élevés et incompatibles, à l'heure actuelle, avec les exigences industrielles. C'est pourquoi d'autres laboratoires cherchent à établir des stratégies de calcul moins coûteuses [11].

D'autre part, les modèles adoucissants introduisent des problèmes de convergence du calcul et des interactions avec la résolution du contact qui ralentissent fortement la progression de la résolution du problème.

5. Premiers résultats

Les premiers calculs, simples, d'impact ont permis de vérifier une bonne modélisation du problème, du point de vue de la réponse globale de la plaque. L'impact à 18 Joules d'un stratifié quasi-isotrope $[0_2/60_2/-60_2]_s$ est pour cela simulé. La vitesse d'impact est de 3,5 m/s et la masse de l'impacteur de 2,94 kg. La discrétisation spatiale utilisée est celle décrite précédemment. Le temps d'impact est lui divisé en 500 incréments de temps. Le comportement de la plaque est élastique et linéaire, dans un premier temps.

Les résultats de la simulation sont comparés aux mesures effectuées lors de l'essai d'impact correspondant, réalisé par Mathieu Hautier [1].

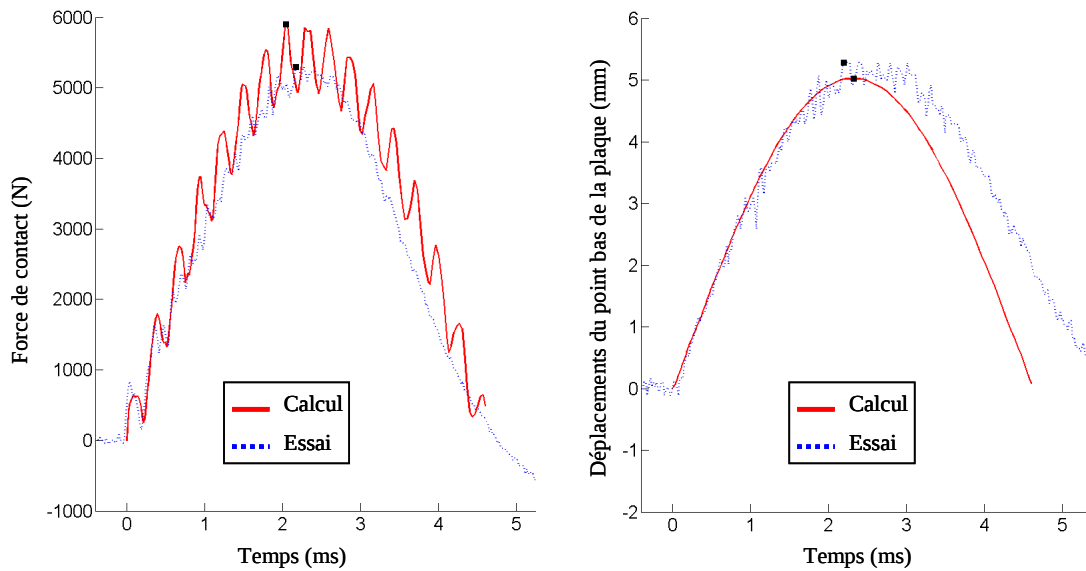


Fig. 12. Comparaison de la réponse d'impact d'un stratifié $[0_2/60_2/-60_2]_s$ en T700/M21 impacté à 18J [1] et de la simulation correspondante avec un modèle élastique isotrope transverse

L'écart entre la courbe numérique et les points expérimentaux est attribué à l'absence d'endommagement dans le calcul effectué, notamment l'absence des délaminages, qui diminuent la raideur de la plaque et donc augmentent le temps d'impact. Cela se traduit par une asymétrie de la courbe expérimentale.

Concernant les délaminages, le choix a été fait de modéliser ceux-ci par des modèles de zones cohésives. Deux lois étaient initialement disponibles dans le code de calcul par éléments finis ZéBuLoN : la loi de Crisfield [10] et la loi de Needleman [12]. La loi de Crisfield est privilégiée, car celle-ci n'endommage pas dès le début de la sollicitation, mais à partir d'un seuil de contrainte maximale. Trois mixités de mode différentes ont été associées à la loi de Crisfield pour évaluer leur effet sur le délaminage engendré (Fig. 13).

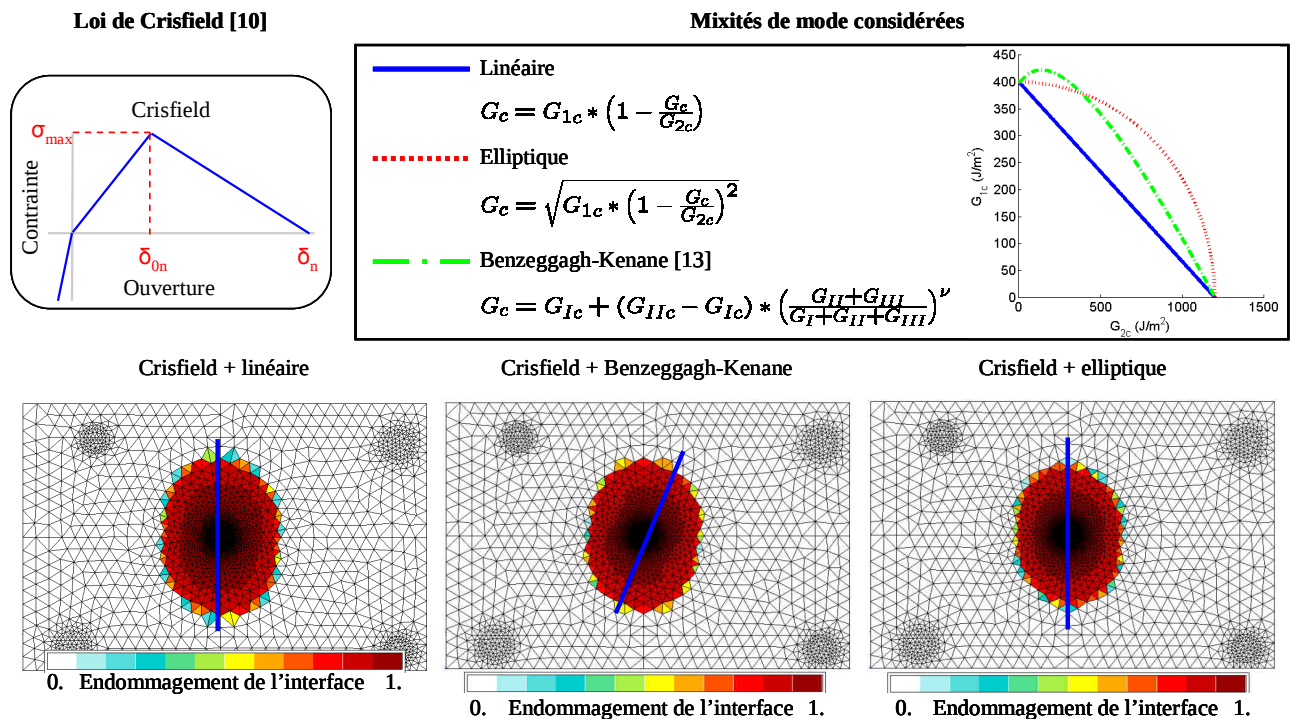


Fig. 13. Simulation du délaminage sur une interface $45^\circ/-45^\circ$ avec différentes mixités de mode

Selon la mixité de mode considérée, la surface endommagée (en rouge foncé sur la Fig. 13) va être plus ou moins grande et son orientation va varier. Les observations faites expérimentalement indiquent que le délaminage tend à suivre l'orientation des fibres du pli directement sous l'interface, ce qui conduit à choisir plutôt la mixité de mode de Benzeggagh-Kenane [13] que les autres mixité de mode proposées.

6. Conclusion

Un outil de prévision des dommages induits par un impact basse vitesse sur des plaques composites impactées est en cours d'élaboration. Il se base notamment sur les modèles matériaux développés à l'Onera, à la fois pour les stratifiés et pour les tissés. Afin de valider cet outil, une série d'essais d'impact et d'indentation sur des composites stratifiés et tissés 3D a été réalisée. Une nouvelle campagne d'essais est en cours pour mieux appréhender la modélisation des conditions aux limites du problème et pour éprouver les modèles sur des configurations d'impact différentes. A partir des conditions d'essais, le modèle d'impact et les premiers résultats d'essais commencent à être comparés, pour les stratifiés. Les résultats sont encourageants malgré les difficultés numériques persistantes, notamment liées à l'usage de modèles adoucissants et de lois d'interfaces de type zones cohésives, à la résolution du contact et à la taille conséquente mais nécessaire des problèmes discrétisés.

La simulation d'impact pour les tissés est en cours d'étude sur les essais d'impact déjà réalisés.

Références

- [1] M. HAUTIER, « Analyse des réparations des matériaux composites : mise en œuvre d'un procédé par infiltration et étude du comportement mécanique ». *Thèse de Doctorat (Onera) présentée à l'Université de Toulouse*, 2010.
- [2] M.O.W. RICHARDSON, M.J. WISHEART, « Review of low-velocity impact properties of composite materials », *Composites Part A*, Vol. 27, pp. 1123-1131, 1996.
- [3] W.J. CANTWELL, J. MORTON, « The impact resistance of composite materials – A review », *Composites*, Vol. 22, pp. 347-362, 1991.
- [4] C. ATAS, O. SAYMAN, « An overall view on impact response of woven fabric composite plates », *Composite Structures*, Vol. 82, pp. 336-345, 2008.
- [5] Y.P. SIOW, V.P.W. SHIM, « An experimental study of low velocity impact damage in woven fiber composites », *Journal of Composite Materials*, Vol. 32, pp. 1178-1202, 1998.
- [6] ASTM D 7136/D 7136M – 07, « Standard test method for measuring the damage resistance of a fiber-reinforced polymer matrix composite to a drop-weight impact event », *ASTM International*, 2007.
- [7] F. LAURIN, N. CARRÈRE, J.-F. MAIRE, « Strength analysis methods for high stress gradient parts in composite structures ensuring design office requirements », *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part G: Journal of Aerospace Engineering*, Vol. 225, pp. 291-301, 2011.
- [8] F. LAURIN, N. CARRÈRE, J.-F. MAIRE, « A multiscale progressive failure approach for composite laminates based on thermodynamical viscoelastic and damage models », *Composites: Part A*, Vol. 38, pp. 198-209, 2007.
- [9] L. MARCIN, « Modélisation du comportement, de l'endommagement et de la rupture de matériaux composites à renforts tissés pour le dimensionnement robuste de structures », *Thèse de Doctorat (Onera) présentée à l'Université Bordeaux I*, 2010.
- [10] G. ALFANO, M. A. CRISFIELD, « Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues », *International Journal of Numerical Methods Engineering*, Vol. 50, pp. 1701-1736, 2001.
- [11] C. DUPLÉIX, « Sur une stratégie multiéchelle des grands délaminages en dynamique transitoire », *Thèse de Doctorat présentée à l'École Normale Supérieure de Cachan*, 2011.
- [12] A. NEEDLEMAN, « A continuum model for void nucleation by inclusion debonding », *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 54, pp. 525-531, 1987.
- [13] M. L. BENZEGGAGH, M. KENANE, « Measurement of a mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus », *Composites Science and Technology*, Vol. 56, pp. 439-449, 1996.