
Quelques exemples de modélisation et simulation du délaminage en 3D

Laurent Gornet — Christian Hochard — Pierre Ladevèze

*Laboratoire de Mécanique et Technologie
ENS de Cachan/CNRS/Université Pierre et Marie Curie
61, avenue du Président Wilson, F-94235 Cachan cedex*

RÉSUMÉ. L'optimisation des structures composites stratifiées passe par la simulation de la dégradation de ces matériaux jusqu'à la phase ultime de la rupture. L'objet de cet article est de présenter et de mettre en œuvre, dans le cadre éléments finis classique, une approche par la mécanique de l'endommagement qui permet de mener une simulation objective de l'initiation et de la propagation du délaminage. Les modèles utilisés sont des méso-modèles basés sur la mécanique de l'endommagement et leur mise en œuvre numérique est présentée. Des exemples de simulation d'évolution de fronts de délaminage dans le cas d'essais classiques de type mécanique de la rupture pour des structures tridimensionnelles montrent l'efficacité de la méthode.

ABSTRACT. The optimisation of laminate composite structures requires the computation of complete fracture phenomena. The aim of this paper is to present, within the framework of the finite element method, a damage computational approach which allows a true simulation of laminate delamination. The meso-model used is based on damage mechanics and the numerical implementation is presented. Simulation of classical delamination tests and complex 3D examples show the efficiency of the proposed approach.

MOTS-CLÉS : matériaux composites, délaminage, endommagement, éléments finis.

KEY WORDS : composite materials, delamination, damage, finite element computations.

1. Introduction

Le dimensionnement des structures composites stratifiées est largement déterminé par l'analyse précise des zones à forts gradients telles que les bords ou les liaisons. En effet, c'est en général dans ces zones que naissent les premiers endommagements et que survient la rupture. Les dégradations macroscopiques engendrées dans ces zones sont dues à des ruptures de fibres ainsi qu'à une microfissuration de la matrice parallèlement à la direction des fibres [HIG 82][TAL 1985] [HER 87]. Cependant, pour certains types de stratifiés, le phénomène de dégradation majeur dans ces zones est l'initiation et la propagation de fronts de délaminage menant à la ruine de ces structures stratifiées. De nombreux travaux ont été réalisés depuis plus de quinze ans au LMT-Cachan dans le domaine de la modélisation des matériaux carbone époxy [LAD 86-94-95][ALL 92-95]. Ces travaux sont à la base de la réalisation du code de calcul éléments finis « Endo-Strat-EF » [GOR 96] qui prend en compte les divers mécanismes de dégradations intra et inter-laminaires.

Un des objets de cet article est de présenter des comparaisons essais/calculs de délaminage pour des essais classiques de type mécanique de la rupture. Auparavant, nous rappelons l'approche simplifiée, où les mécanismes d'endommagement sont concentrés sur l'interface, qui permet de mener une simulation objective de l'initiation et de la propagation du délaminage dans le cas de structures tridimensionnelles. Notons qu'une approche similaire a été utilisée dans [SCH 93]. Une analyse des modèles d'interface basés sur la mécanique de l'endommagement ainsi que leur mise en œuvre numérique sont détaillées ici. Les modèles qui décrivent le comportement intra-laminaire ont déjà été présentés [LAD 92a] et leurs propriétés sont similaires à celles des modèles d'interface. Le travail présenté est le prolongement de l'étude sur les bords droits [LAD 92], [DAU 94] au cadre plus général tridimensionnel [LAD 95]. L'utilisation ici de modèle d'évolution de l'endommagement avec effet de retard assure des résultats objectifs vis-à-vis du maillage dans le cas de fronts de délaminage complexes. Des exemples de simulation d'évolution de fronts de délaminage dans le cas d'essais classiques de type mécanique de la rupture ainsi que des exemples tridimensionnels montrent l'efficacité de la méthode.

2. Méso-modélisation des structures stratifiées

La méso-modélisation des structures stratifiées permet de décrire à tout instant l'état de dégradation de la structure jusqu'à sa rupture ultime. La structure stratifiée est modélisée à une échelle intermédiaire dite « méso », liée au matériau. A cette échelle, la structure est décrite au moyen de constituants de base appelés mésoconstituants (couches et interfaces). L'interface inter-laminaire est introduite pour modéliser les phénomènes de délaminage qui apparaissent au voisinage des

bords ou des macro-défauts. Une fois déterminé le comportement mécanique de ces constituants élémentaires, le comportement de n'importe quel stratifié est bâti à partir de ces constituants. Le comportement loin des bords du stratifié est obtenu à l'aide de la théorie classique des stratifiés. Au voisinage des bords il est nécessaire de procéder à une analyse tridimensionnelle. L'intérêt de cette modélisation est de décrire de façon simple les mécanismes complexes de dégradation. Les problèmes liés à l'utilisation jusqu'à la rupture ultime de modèles d'endommagement locaux classiques sont jugulés par la méso-modélisation qui impose un état d'endommagement localement constant dans l'épaisseur de la couche [LAD 92a]. Des modèles d'évolution de l'endommagement avec effet de retard permettent de définir une zone de rupture dans le plan de chacune des couches et des interfaces [LAD 92a].

2.1. Mécanismes de dégradation au sein d'un stratifié

Les structures réalisées dans l'industrie spatiale à partir de matériaux composites carbone époxy (par exemple T300/914, IM6/914 et M55J/M18) sont constituées d'empilements de nappes unidirectionnelles. Ces nappes sont formées de renforts en fibres longues de carbone liées par de la matrice de type résine époxy. Le rôle du renfort est d'assurer la fonction de résistance mécanique aux efforts. La matrice assure la cohésion entre les renforts de manière à répartir les sollicitations mécaniques. Les pièces structurelles sont réalisées par empilement de nappes en optimisant les directions des renforts en fonction des charges qu'elles doivent subir. Les trois principaux modes de dégradation observés dans les couches unidirectionnelles (figure 1) sont la micro fissuration de la matrice parallèlement aux fibres, la dégradation de l'interface fibre-matrice et la rupture des fibres. Les structures stratifiées, par nature fortement hétérogènes, sont sujettes à l'apparition de délaminages multiples près des bords libres et des zones où règnent un état de surcontrainte. Le mécanisme de délaminage est initié par des phénomènes d'endommagement microscopiques complexes. Ce mode de dégradation ne peut être imputé entièrement à la détérioration de la liaison inter-laminaire car les fronts de délaminage peuvent se transférer d'une interface à une autre au cours de l'évolution des dégradations dans la structure.

La modélisation de la monocouche, adaptée aux plis constitués d'une seule direction de fibres, est de type élasto-plastique endommageable [LAD 92c]. Des variables d'endommagement affectant le module transverse et le module de cisaillement plan permettent de décrire les phénomènes de micro-fissuration de la matrice et de décohésion de la liaison fibre-matrice. La rupture des fibres est gouvernée par une variable d'endommagement conjuguée à un critère fragile. Les variables d'endommagement sont imposées constantes suivant l'épaisseur de la couche. Cette hypothèse dans le cadre des méso-modèles, qui revient à fixer une dimension quand les phénomènes de localisation apparaissent, joue un rôle essentiel

dans les problèmes de simulation de la rupture [LAD 92b] [LAD 95]. Dans le cadre tridimensionnel, toutes les dégradations hors plan de la monocouche sont prises en compte dans la modélisation de l'interface inter-laminaire. La suite de l'étude ne concerne que les modèles d'interfaces. Les résultats présentés sont similaires dans le cas des modèles de la couche.

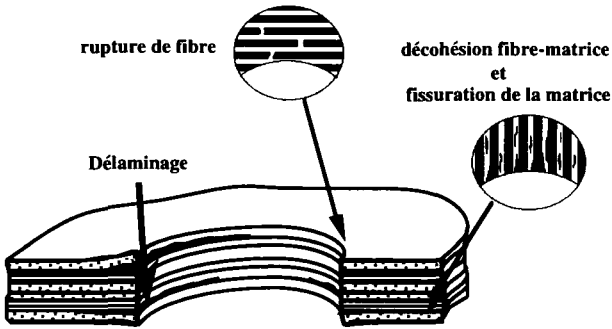


Figure 1. Modes de rupture et front de délaminage

2.2. Modélisation de l'interface

L'interface est une entité surfacique qui assure le transfert des déplacements et des contraintes normales entre deux plis adjacents. Cette modélisation couplée à la mécanique de l'endommagement permet de prendre en compte les phénomènes de délaminage qui peuvent survenir lors du chargement mécanique de pièces structurales. Des études précédentes ont permis de montrer la faisabilité de la prédiction du délaminage en utilisant cette modélisation. Les zones à forts gradients sont le lieu de naissance privilégié du délaminage. Dans ces zones, le champ des contraintes est tridimensionnel.

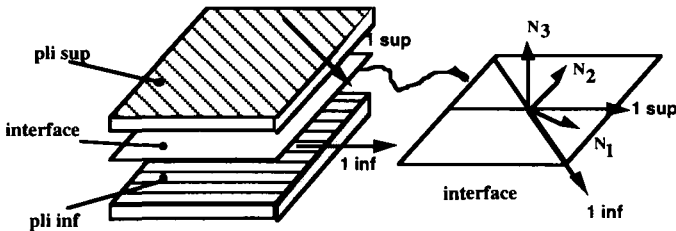


Figure 2. Interface : entité surfacique entre deux couches adjacentes

Les directions principales de l'interface (notées N_1 , N_2 et N_3) sont les bissectrices des directions des fibres des deux couches adjacentes à l'interface, notées 1 sup et 1 inf. N_3 représente la direction d'orthotropie normale au plan de l'interface. On note le saut de déplacement dans la base d'orthotropie de l'interface :

$$[U] = U^+ - U^- = [U_1] N_1 + [U_2] N_2 + [U_3] N_3$$

La relation de comportement entre les contraintes et les sauts de déplacement s'écrit dans la base d'orthotropie de l'interface :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_1^0(1-d_1) & 0 & 0 \\ 0 & k_2^0(1-d_2) & 0 \\ 0 & 0 & k_3^0(1-d_3) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [U_1] \\ [U_2] \\ [U_3] \end{pmatrix} \text{ avec } \begin{cases} k_1^0 = \frac{2G_{13}}{e} \\ k_2^0 = \frac{2G_{23}}{e} \\ k_3^0 = \frac{E_3}{e} \end{cases}$$

où les rigidités d'interface k_1^0 , k_2^0 et k_3^0 sont liées aux caractéristiques élastiques du stratifié considéré et « e » est représentatif de l'épaisseur de l'interface. La modélisation des dégradations de l'interface fait intervenir les trois variables d'endommagement d_1 , d_2 , d_3 associées aux trois modes d'ouverture des microfissures de la zone d'interface. Ces différentes variables sont définies dans la base principale de l'interface. Il faut noter que la modélisation de l'interface est classique en élasticité [COR 53].

2.2.1. Modèles d'évolution de l'endommagement

Les difficultés de la caractérisation de la rupture et le risque de dépendance au maillage des résultats peuvent être résolus dans le cas du modèle d'interface en introduisant une modélisation avec effet de retard [LAD 92a]. Ce modèle est utilisé pour les simulations de fronts de délaminage complexes. L'énergie de déformation du matériau endommagé (potentiel thermodynamique de Gibbs) s'écrit :

$$E_D = \frac{1}{2} \left[\frac{\langle -\sigma_{33} \rangle_+^2}{k_3^0} + \frac{\langle \sigma_{33} \rangle_+^2}{k_3^0(1-d_3)} + \frac{\sigma_{31}^2}{k_1^0(1-d_1)} + \frac{\sigma_{32}^2}{k_2^0(1-d_2)} \right]$$

où $\langle x \rangle_+$ est la partie positive de x : $\langle x \rangle_+ = x$ si $x > 0$ et $\langle x \rangle_+ = 0$ si $x < 0$. Le modèle thermodynamique est construit en tenant compte des trois modes de délaminage possibles.

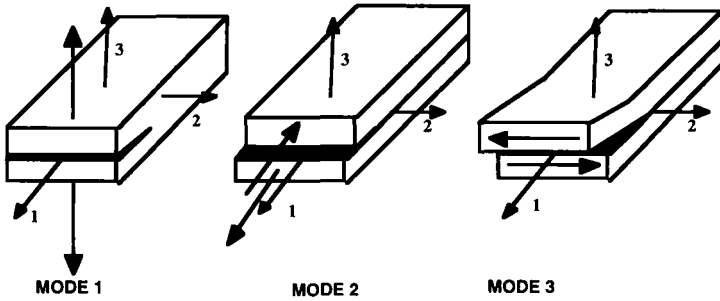


Figure 3. modes de propagation du délaminage

Les forces thermodynamiques conjuguées aux variables d'endommagement et associées aux trois modes de délaminage sont :

$$Y_{d3} = \frac{1}{2} \frac{\langle \sigma_{33} \rangle^2}{k_3^0 (1-d_3)^2} \quad Y_{d1} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{31}^2}{k_1^0 (1-d_1)^2} \quad Y_{d2} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{32}^2}{k_2^0 (1-d_2)^2}$$

Soit Φ la dissipation mécanique, si l'endommagement est le seul phénomène dissipatif, l'énergie dissipée s'écrit :

$$\Phi = Y_{d3} \dot{d}_3 + Y_{d1} \dot{d}_1 + Y_{d2} \dot{d}_2 \geq 0$$

Les forces thermodynamiques, variables duales des endommagements, pilotent les lois d'évolution qui simulent la dégradation de la liaison entre deux couches adjacentes. L'aspect unilatéral de l'endommagement en tension et l'aspect unilatéral du contact ($[U_3] > 0$) sont introduits dans la modélisation de l'interface. Les évolutions des trois types d'endommagement sont liées dans la modélisation car l'ensemble des micro-fissures participent aux trois modes de délaminage. L'évolution du délaminage est supposée gouvernée par la force :

$$Y = Y_{d3} + \gamma_1 Y_{d1} + \gamma_2 Y_{d2}$$

où γ_1, γ_2 sont des termes de couplage. Les lois d'évolution de l'endommagement sont proposées ci-après.

Les lois d'évolution de l'endommagement sans effet de retard s'écrivent :

$$\text{Soit } \underline{Y} = \sup_{\tau \leq t} Y$$

$$d_3 = w(\underline{Y}) \quad \text{si } d_3 < 1 \quad \text{sinon } d_3 = 1$$

$$d_1 = \gamma_1 w(\underline{Y}) \quad \text{si } d_1 < 1 \text{ et } d_3 < 1 \quad \text{sinon } d_1 = 1$$

$$d_2 = \gamma_2 w(\underline{Y}) \quad \text{si } d_2 < 1 \text{ et } d_3 < 1 \quad \text{sinon } d_2 = 1$$

La fonction $w(\underline{Y})$ caractéristique de l'évolution du délaminage, peut être choisie sous la forme simple [DAU 94]:

$$w(\underline{Y}) = \left\langle \frac{\underline{Y} - Y_0}{Y_c - Y_0} \right\rangle^m +$$

Les lois d'évolution de l'endommagement avec effet de retard s'écrivent :

$$\dot{d}_3 = k \left\langle w(Y) - d_3 \right\rangle^{\frac{n}{n-1}} \quad \text{si } d_3 < 1 \quad \text{sinon } \dot{d}_3 = 1 \quad \text{Avec } w(Y) \leq 1$$

$$\dot{d}_1 = \gamma_1 \dot{d}_3 \quad \text{si } d_1 < 1 \text{ et } d_3 < 1 \quad \text{sinon } \dot{d}_1 = 1$$

$$\dot{d}_2 = \gamma_2 \dot{d}_3 \quad \text{si } d_2 < 1 \text{ et } d_3 < 1 \quad \text{sinon } \dot{d}_2 = 1$$

La forme de la fonction caractéristique de l'évolution du délaminage est identique à celle du modèle sans effet de retard :

$$w(Y) = \left\langle \frac{Y - Y_0}{Y_c - Y_0} \right\rangle^m +$$

L'approximation quasi-statique lors de la phase de la rupture est discutable. De ce fait, une approche intégrant les phénomènes de vitesse semble plus raisonnable. Les lois d'évolution de l'endommagement avec « effet de retard » expriment que l'évolution de l'endommagement n'est pas instantanée par rapport au chargement. Il faut noter que lorsque les taux d'endommagement sont faibles, le modèle avec effet de retard coïncide avec le modèle statique pour un jeu de paramètres « n, k » choisis.

2.3. Implantation numérique du modèle d'interface

Les couches sont composées d'éléments isoparamétriques. Dans le cadre éléments finis, la description géométrique de l'interface est réalisée à l'aide d'un élément isoparamétrique tridimensionnel dégénéré sans épaisseur de type [BEE 85]. Cette modélisation permet d'associer une formulation éléments finis au modèle d'interface.

2.3.1. Description de l'élément joint

Dans le cas tridimensionnel, l'élément d'interface est composé de huit nœuds géométriques (figure 4). On note respectivement « + » et « - » les quantités relatives à la surface supérieure et inférieure de l'élément d'interface.

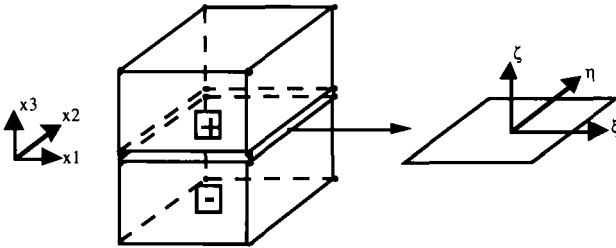


Figure 4. *Elément d'interface entre deux « CUB8 »*

A chaque nœud sont associés trois degrés de liberté représentant le déplacement suivant les trois directions de l'espace. Le vecteur des déplacements nodaux de l'interface s'écrit :

$$\mathbf{a} = \left(a_1^1 \cdots a_1^8, a_2^1 \cdots a_2^8, a_3^1 \cdots a_3^8 \right)^T$$

où 1 et 2 désignent les directions tangentielles au plan de l'interface et 3 la direction normale. La relation entre le vecteur déplacement $\mathbf{U} = \left(u_1^+, u_1^-, u_2^+, u_2^-, u_3^+, u_3^- \right)^T$ et le vecteur des déplacements nodaux \mathbf{a} , s'écrit alors :

$$\mathbf{U} = \mathbf{N} \mathbf{a}$$

où $\mathbf{N}(\xi, \eta, \zeta)$ est la matrice (6 x 24) des fonctions de formes des éléments isoparamétriques modélisant les couches adjacentes à l'interface considérée.

La relation entre le déplacement des faces respectivement supérieure et inférieure de l'élément d'interface et le déplacement relatif dans celle-ci s'écrit :

$$[\mathbf{U}] = \mathbf{L} \mathbf{U}$$

$$\text{avec } \mathbf{L} = \begin{pmatrix} +1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & +1 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & +1 & -1 \end{pmatrix}$$

On a alors :

$$[\mathbf{U}] = \mathbf{B} \mathbf{a} \quad \text{avec} \quad \mathbf{B} = \mathbf{L} \mathbf{N}$$

où la matrice \mathbf{B} fait intervenir les fonctions de formes et non pas leurs dérivées contrairement à un élément classique. L'expression du vecteur des forces internes s'écrit :

$$\mathbf{F}^{\text{int}}(\boldsymbol{\sigma}) = \sum_{\text{éléments } V_e} \int \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega$$

avec V_e le volume d'un élément et $\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes calculés lors de l'intégration locale des équations de comportement du modèle d'interface.

2.3.2. Problème incrémental

La méthode incrémentale se décompose en deux grandes parties. La première est l'étape locale qui consiste à intégrer les lois de comportement retenues pour modéliser le matériau. La seconde est l'étape globale où l'équilibre de la structure est évalué à partir des équations d'équilibre. Un résidu est construit à partir des équations d'équilibre et du champ de contrainte issu de l'étape locale. L'annulation de ce résidu doit être vérifiée avec une précision fixée par l'utilisateur pour arrêter le schéma itératif constitué des deux étapes de la méthode incrémentale.

Equilibre :

$$F^{\text{int}}(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^k) - F_{n+1}^{\text{ext}} + \frac{\partial F^{\text{int}}(\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^k)}{\partial a_{n+1}^k} (a_{n+1}^{k+1} - a_{n+1}^k) = 0$$

Comportement :

- Modélisation de la dégradation de la couche élémentaire (si on prend en compte de la dégradation de la couche)
- Modélisation du délaminage

La déformation de l'interface est reliée au saut de déplacement

$$\varepsilon = \frac{[\mathbf{U}]}{e}$$

L'opérateur tangent global est déterminé à partir de la phase locale réalisant l'intégration numérique des équations de comportement.

$$\frac{\partial F^{\text{int}}(\sigma_{n+1}^k)}{\partial a_{n+1}^k} = \sum_{\text{éléments}} \int_{V_e} \mathbf{B}^T \left[\frac{\partial \sigma_{n+1}^k}{\partial \varepsilon_{n+1}^k} \right] \mathbf{B} d\Omega$$

où l'indice « n » représente la discrétisation en temps et « k » l'itération. Un processus d'accélération de convergence de type BFGS est utilisé pour s'affranchir du calcul de la matrice de rigidité tangente [MAT 79]. Cette procédure consiste à utiliser, au cours du pas courant, l'expérience des itérations précédentes pour construire les approximations successives du champ de déplacement en conservant la matrice de rigidité élastique globale initiale. Cette méthodologie permet d'obtenir une vitesse de convergence satisfaisante et limite le coup de calcul de la phase globale.

2.3.3. Intégration locale du comportement

Un schéma numérique de type Euler implicite est utilisé pour intégrer le modèle de comportement élastique endommageable avec retard. L'équation discrétisée en temps qui représente l'évolution de la dégradation normale au plan de l'interface s'écrit sous la forme suivante :

$$d_{3_{n+1}} = d_{3_n} + \Delta t k_3 < W(Y_{n+1}) - d_{3_{n+1}} >^n +$$

Celle-ci est non linéaire par rapport à l'endommagement, un schéma de Newton est utilisé pour la résoudre. L'algorithme d'intégration est proposé ci-après.

1 *Evaluation* $W(Y_{n+1})$

$$\text{avec: } Y_{d_3} = \frac{k_3^0}{2} < [U_3]_{n+1} >^2$$

$$Y_{d_1} = \frac{k_1^0}{2} [U_1]_{n+1}^2$$

$$Y_{d_2} = \frac{k_2^0}{2} [U_2]_{n+1}^2$$

2 *Initialisation*

$$i = 0, \quad d_{3n+1}^i = d_{3n}$$

3 *Evaluation du résidu*

$$R_{n+1}^i = d_{3n+1}^i - d_{3n} - \Delta t k_3 < W(Y_{n+1}) - d_{3n+1}^i >^n +$$

4 *Tests*

$$\text{SI } R_{n+1}^i < \text{Tol} \text{ alors } d_{3n+1} = d_{3n+1}^{i+1} \quad \text{Aller en 5}$$

Sinon

$$\Delta d_{3n+1} = -R_{n+1}^i \left(\frac{\partial R_{n+1}^i}{\partial d_{3n+1}} \right)^{-1}$$

$$d_{3n+1}^{i+1} = d_{3n+1}^i + \Delta d_{3n+1}$$

$$i = i + 1$$

Aller en 3

5 *Calculs des endommagements* d_1, d_2

$$d_{1n+1} = d_{1n} + \gamma_1 (d_{3n+1} - d_{3n})$$

$$d_{2n+1} = d_{2n} + \gamma_2 (d_{3n+1} - d_{3n})$$

6 *Calculs des contraintes*

$$\sigma_{33n+1} = k_3^0 (1 - d_{3n+1}) [U_3]_{n+1}$$

$$\sigma_{23n+1} = k_2^0 (1 - d_{2n+1}) [U_2]_{n+1}$$

$$\sigma_{13n+1} = k_1^0 (1 - d_{1n+1}) [U_1]_{n+1}$$

7 *Actualisations et retour à la phase d'équilibre*

3. Simulations numériques sans effet de retard

Nous présentons ici les simulations d'essais de type mécanique de la rupture D.C.B. (*Double Cantilver Beam*), E.N.F. (*End Notched Flexure*), M.M.F. (*Mixed-Mode-Flexure*), C.L.S. (*Cracked Lap Shear*) [RUS 85] [CAR 86] [DAV 90] [LAK 91]. Ces essais sont nécessaires à l'identification et la validation des paramètres du modèle d'interface élastique endommageable. La procédure d'identification a déjà été présentée dans [ALL 92]. Les essais ont été réalisés à l'Aérospatiale (Suresnes) (voir [ALL 96]) sur le matériau M55J/M18 pour différentes stratifications. Les comparaisons proposées dans la suite entre les simulations et les résultats expérimentaux sont relatives à la campagne d'essai réalisée sur la stratification [0]32. Les essais et les simulations sont réalisés à déplacement imposé. Pour simuler le comportement de ce composite unidirectionnel, le comportement de la couche est choisi élastique orthotrope et l'interface élastique endommageable. Ce choix est guidé par l'observation d'un endommagement négligeable dans les couches pour ce type de stratification. Pour des stratifications croisées un état d'endommagement dans les couches désorientées est observé expérimentalement, ce phénomène est alors pris en compte dans les simulations au travers d'un modèle élasto-plastique endommageable dans les couches. La géométrie et le matériau constituant l'éprouvette E.N.F. sont les mêmes que pour l'essai D.C.B.

3.1. Simulation d'un essai D.C.B. (identification de G_{Ic})

L'essai D.C.B. (*Double Cantilver Beam*) est utilisé pour solliciter l'interface du matériau considéré en mode I. Il s'agit d'une double poutre encastrée et chargée à son extrémité. La structure est préalablement préfissurée suivant la surface moyenne (figure 5). Une description détaillée de cet essai est fournie dans [DAV 90][LAK 91]. Durant l'essai, l'avancée de la fissure est suivie en fonction de la charge appliquée ce qui permet de déterminer le taux de restitution d'énergie critique G_{Ic} correspondant à l'énergie nécessaire pour faire croître une zone unitaire délaminée. Cet essai est destiné à caractériser les paramètres du modèle d'interface associés au mode I en fonction du taux de restitution d'énergie critique. La simulation est effectuée à partir d'un maillage formé de deux couches constituées d'éléments tridimensionnels (CUB8) reliées par des éléments d'interface sans épaisseur. Pour l'essai considéré le taux de restitution d'énergie est $G_{Ic} = 113 \text{ J/m}^2$. La comparaison entre la courbe expérimentale et la simulation permet de vérifier la bonne corrélation entre l'essai et la simulation, en particulier les longueurs de délaminage « a » sont retrouvées (figure 5, figure 6).

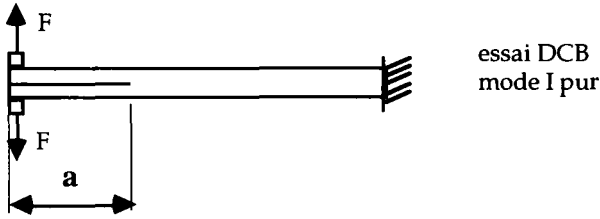


Figure 5. Éprouvette d'essai D.C.B.

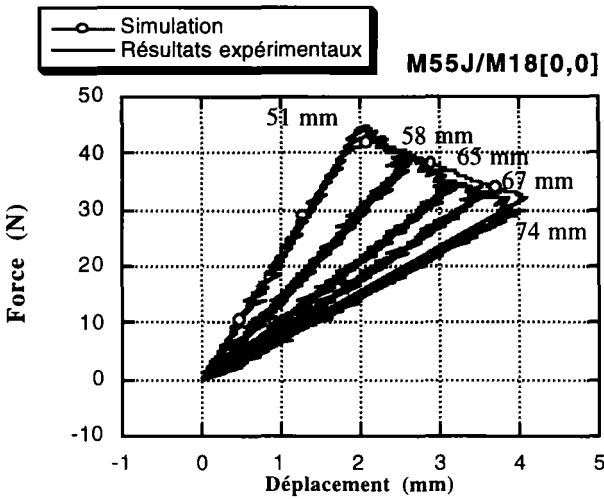


Figure 6. Charge en fonction de l'ouverture en tête entre les deux bras, indication des longueur de délaminage « a ».

3.2. Simulation d'un essai E.N.F. (identification de G_{IIc})

L'essai E.N.F. (*End Notched Flexure*) est utilisé pour caractériser le taux de restitution d'énergie critique en mode II. La structure est préalablement pré-fissurée suivant la surface moyenne. La procédure expérimentale consiste en la réalisation d'un essai de flexion trois points (figure 7) [CAR 86]. L'avancée de la fissure est suivie en fonction de la charge appliquée ce qui permet de déterminer le taux de restitution d'énergie critique. Des modèles analytiques de type poutre sont disponibles dans la littérature pour dépouiller l'essai [WIL 90]. Le taux de restitution d'énergie mesuré pour cet essai est $G_{IIc} = 240 \text{ J/m}^2$. Le coefficient de couplage « γ_1 » du modèle d'interface est identifié à partir de ce taux de restitution d'énergie.

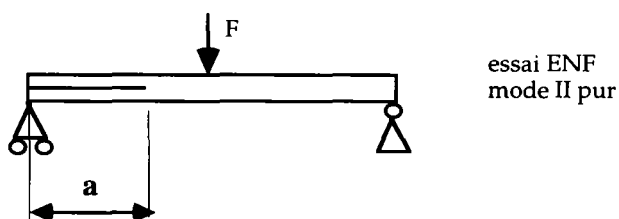


Figure 7. Éprouvette d'essai E.N.F.

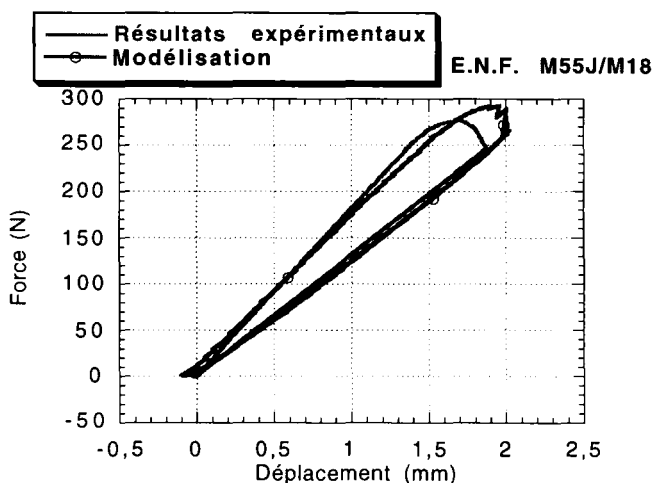


Figure 8. Charge en fonction de l'ouverture en tête entre les deux bras

3.3. Validation de l'identification

Deux essais de mode mixte, couplant le mode I et le mode II, sont considérés pour valider le comportement de l'interface $[0, 0]$ du matériau M55J/M18 identifié à partir des essais D.C.B. et E.N.F. La validation est présentée sur l'essai M.M.F. (*Mixed-Mode-Flexure*) [RUS 85] et sur l'essai C.L.S. (*Cracked Lap Shear*). L'essai M.M.F. privilégie le mode I alors que sur l'essai C.L.S. le mode II est prédominant.

3.3.1. Validation du modèle sur l'essai M.M.F. (mode I et II, vérification)

L'essai M.M.F. (*Mixed-Mode-Flexure*) est réalisé à partir des mêmes éprouvettes que précédemment où un seul demi-bras est écarté de l'autre par la charge imposée (figure 8). Les paramètres du modèle d'endommagement de l'interface identifiés semblent raisonnables car la comparaison entre l'essai de vérification M.M.F et la simulation est satisfaisante (figure 9).

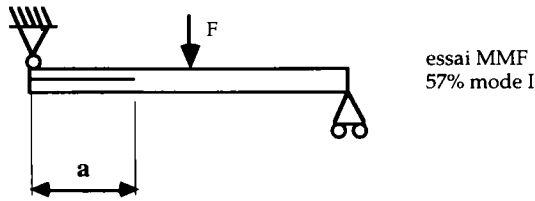


Figure 8. Éprouvette d'essai M.M.F.

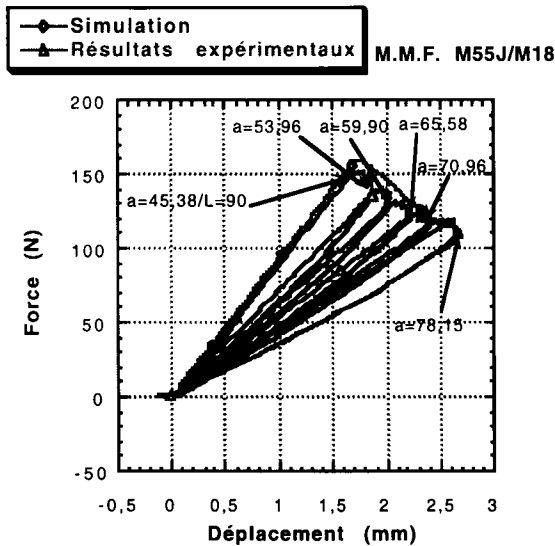


Figure 9. Charge en fonction de l'ouverture en tête entre les deux bras, indication des longueur de délaminage « a ».

3.3.2. Validation de sur l'essai C.L.S. (mode I et II, vérification)

L'essai C.L.S. (Cracked Lap Shear) est un essai de traction simple réalisé sur une éprouvette préfissurée (figure 11). La dissymétrie de l'essai par rapport au plan moyen fait que la fissure progresse en mode mixte. Le taux de restitution d'énergie critique associé à cet essai est en moyenne de l'ordre de 20 % pour le mode I. La propagation est brutale bien que l'essai soit théoriquement stable. La comparaison des valeurs d'initiation de propagation du délaminage est portée sur la figure 12.

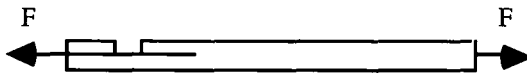


Figure 11. Éprouvette d'essai C.L.S.

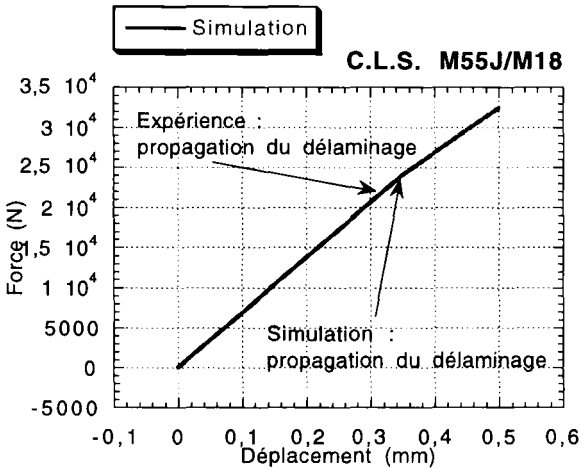


Figure 12. Charge en fonction de l'ouverture en tête entre les deux bras

4. Analyse du modèle d'évolution de l'endommagement avec effet de retard

Le modèle d'évolution de l'endommagement sans effet de retard permet d'obtenir des résultats objectifs vis-à-vis du maillage dans le cas particulier de l'étude d'une bande orthogonale au bord [DAU 94]. Nous retrouvons ici ce résultat dans le cas d'un essai D.C.B.. Ce résultat nous sert de référence pour une première identification des coefficients du modèle avec effet de retard. Nous montrons ensuite l'efficacité du modèle avec effet de retard dans le cas d'un front de délaminage plus complexe.

4.1. Analyse 3D de la propagation d'une fissure unidimensionnelle

A titre de premier exemple, nous traiterons une structure de type D.C.B. modélisée par le maillage figure 13 avec un seul élément suivant la direction y (tangente au bord). Dans ce cas particulier de maillage, les résultats obtenus sont similaires à ceux obtenus dans [DAU 94].

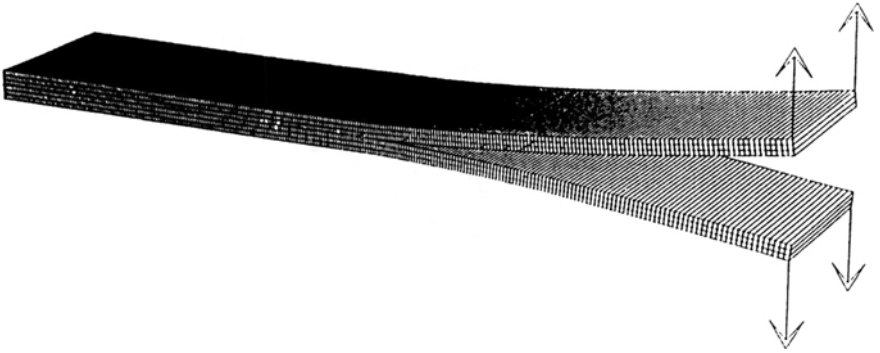


Figure 13. Maillage de l'éprouvette D.C.B.

Dans ce cas très particulier où la forme de la fissure est imposée puisqu'il n'y a qu'un élément suivant la largeur, les résultats sont indépendants du maillage que l'on utilise le modèle avec ou sans effet de retard. Nous considérons trois maillages différents et les résultats post-pic obtenus sont identiques quel que soit le maillage pour le modèle sans retard (figure 14).

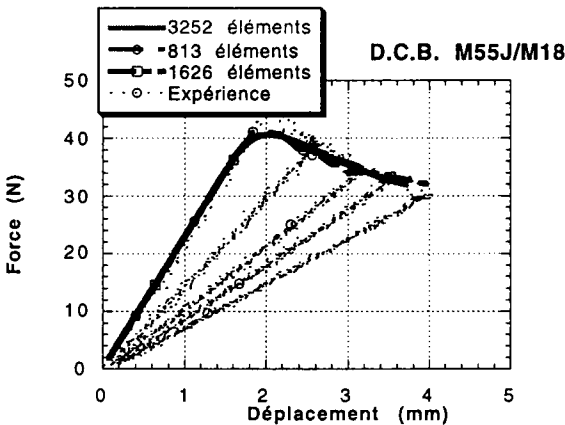


Figure 14. Simulation D.C.B., indépendance des résultats vis-à-vis du maillage

Nous considérons cette fois le modèle avec effet de retard et la structure définie figure 13. Les résultats obtenus précédemment permettent une première identification des coefficients de ce modèle. Ces coefficients sont déterminés tels que les résultats soient identiques pour les modèles avec ou sans effet de retard dans le cas de la fissure « unidimensionnelle » décrit précédemment. Dans un premier temps, nous prenons $m = 0.5$, $n = 0.5$. En prenant $k = 100 \text{ min}^{-1}$, les résultats post-pic sont identiques pour les deux modèles et sont comparables à l'expérience réalisée avec une vitesse de chargement de 2 mm/min (figure 15).

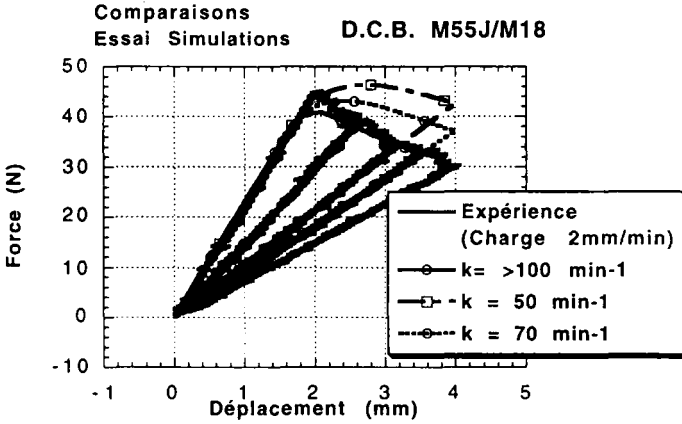


Figure 15. Simulation D.C.B., pour différentes valeurs du temps caractéristique

En prenant des valeurs de k supérieures 100 min^{-1} , les résultats sont identiques. Cette première identification est très simpliste et des études sont en cours afin d'identifier d'une manière plus réaliste ces coefficients. Des calculs avec des maillages différents et le modèle avec effet de retard confirment la non dépendance des résultats vis-à-vis du maillage.

4.2. Analyse des modèles dans le cas de fronts complexes

Nous considérons ici le même essai D.C.B. mais avec une modélisation éléments finis qui comprend plusieurs éléments suivant la largeur de l'éprouvette (figure 16). Dans ce cas, la zone de délaminage est surfacique. De plus, on considère suivant la direction y un maillage non symétrique par rapport à x . Lors de la simulation, nous prenons $m = 0.5$, $n = 0.5$. $k = 100 \text{ min}^{-1}$.

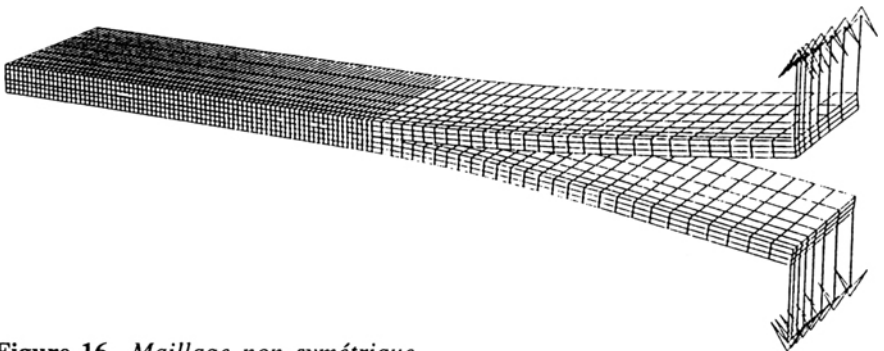


Figure 16. Maillage non symétrique

La solution numérique de ce problème correspond à un front de délaminage droit, légèrement courbé sur les bords et symétrique [BAZ 79]. D'un point de vue expérimental, la forme courbée et symétrique du front de délaminage est observée sur des radiographies X [LEV 98]. Dans le cas de l'utilisation du modèle avec effet de retard, on obtient le bon résultat symétrique (figure 17) qui prouve la non dépendance de la solution par rapport au maillage.

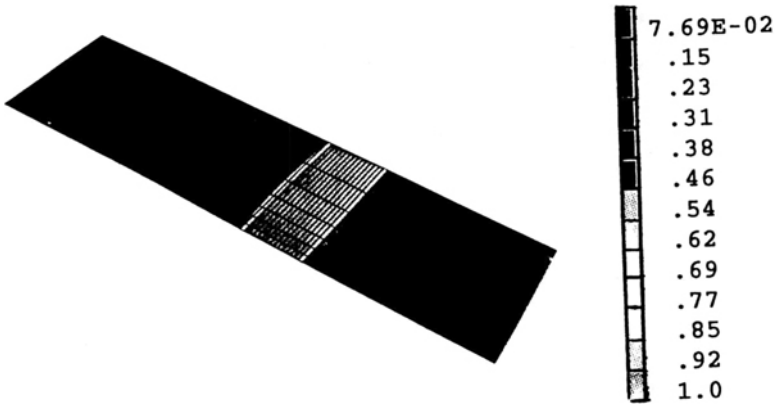


Figure 17. Maillage non symétrique, modèle avec effet de retard

Dans le cas de l'utilisation du modèle sans effet de retard, avec lequel il n'y a pas unicité de la solution post-critique [LAD 92a], le résultat dépend du maillage. Lorsque l'endommagement atteint dans un des éléments la valeur critique au delà de laquelle il y a localisation de l'endommagement, il y a un transfert de charge instantané de la zone voisine vers la zone de localisation. La carte des endommagements le long du front de délaminage dépend alors fortement du maillage et il est nécessaire d'utiliser un algorithme de type Riks [DAU 94]. L'effet régularisateur du modèle avec effet de retard permet de contrôler ce phénomène et facilite la simulation numérique [LAD 95]. Le même type de résultat a été obtenu dans le cadre de la modélisation du pli en dynamique [ALL 97].

4.3. Simulation du délaminage sur une plaque trouée

Nous considérons ici l'analyse d'une plaque stratifiée trouée $[-22.5, +22.5]_z$ constituée de matériaux IM6/914 sollicitée en traction (figure 18). Le comportement des interfaces est endommageable et le comportement des plis, constitués d'éléments CUB8, est élastoplastique endommageable. Les deux instants considérés pour la présentation du délaminage sont portés sur la courbe effort/déplacement figure 19.

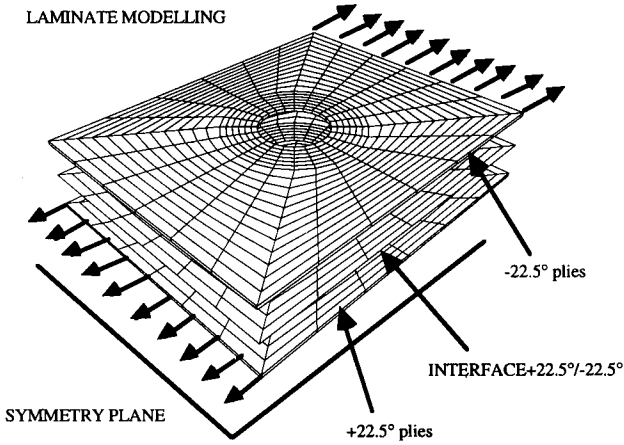


Figure 18. Maillage et conditions aux limites pour la plaque trouée

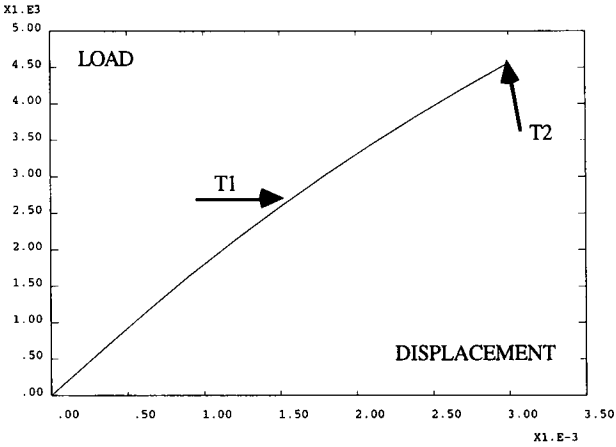


Figure 19. Courbe effort/déplacement

Nous ne présentons ici que la dégradation correspondant au délaminage. Cet exemple a déjà été présenté avec les dégradations dans les plis [LAD 95]. On peut voir l'évolution du front de délaminage correspondant aux deux instants T1 et T2 sur la figure 20. Notons que la forme du front est réaliste par rapport aux essais réalisés à l'Aérospatiale [TRA 91]. D'autres calculs ont été réalisés avec des maillages plus fins et les résultats obtenus sont similaires.

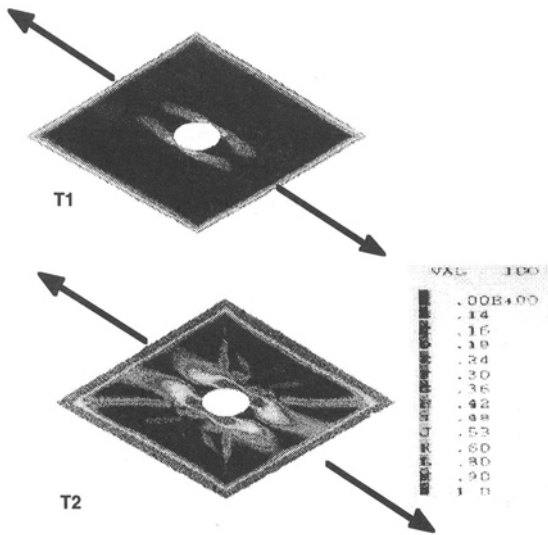


Figure 20. *Délaminage de l'interface aux temps T1 et T2*

5. Conclusion

L'extension aux structures tridimensionnelles des modèles d'interface déjà utilisés par [DAU 94][ALL 95] a nécessité l'utilisation de modèles d'évolution de l'endommagement avec effet de retard. Ces modèles qui ont un sens physique fort régularisent le problème initial et permettent d'obtenir jusqu'à la phase ultime de la rupture des résultats objectifs vis-à-vis de la discrétisation éléments finis. Une campagne d'essais et d'identification plus fine des paramètres du modèle d'interface est en cours de réalisation pour le matériau M55J/M18 [ALL 96] afin de bien séparer les mécanismes d'initiation et de propagation du délaminage. Un autre pas consiste à introduire les mécanismes d'endommagement des couches dans la simulation.

6. Bibliographie

- [ALL 92] ALLIX O., LADEVEZE P., « Interlaminar interface modelling for the prediction of laminates delamination », *Composite Structure*, 22 , pp. 235-242, 1992.
- [ALL 95] ALLIX O., LADEVEZE P., CORIGLIANO A., « Damage analysis of interlaminar fracture specimen », *J. Composite Structures*, 31(1), pp. 61-74, 1995.
- [ALL 96] ALLIX O., LADEVEZE P., LEVEQUE D., PERRET L., « Identification and validation of an interface damage model for delamination prediction », *Proceeding of Complas 5*, Barcelone, pp. 1139-1147, 1996.
- [ALL 97] ALLIX O., DEU JF., « Delay-damage modelling for fracture prediction of laminated composite », *Engineering transactions*, 45, 1, pp. 29-46, 1997.
- [BAZ 79] BAZANT Z.P., ESTENSSORO F., « Surface singularity and crack propagation », *Int. J. Solids Structures*, Vol. 15, pp. 405-426, 1979.
- [BEE 85] BEER G., « An isoparametric joint/interface element for finite element analysis », *Int.j. for numer. methods eng.*, 21, pp. 585-600, 1985.
- [CAR 86] CARLSSON L., GILLOSPIE J. W., RPES R. B., « On the analysis and design of end notched flexure (E.N.F.) specimen for mode II testing », *J.Comp.Mat.*, 20, pp. 594-604, 1986.
- [COR 53] CORNELL R.W., « Determination of stresses in cemented lap joints », *J. of Appl. Mech.*, 75, 1953, pp. 355-364.
- [DAU 94] DAUDEVILLE L., LADEVEZE P., « Une méthode simplifiée pour l'analyse du délaminage auprès d'un bord droit », *Revue européenne des éléments finis*, 3 (1), pp. 127-150, 1992.
- [DAV 90] DAVIES P., « Measurement of GIc and GIIC in carbon/Epoxy Composites », *Comp. Sci. & Technol.*, 39, pp. 193-205, 1990.
- [GOR 96] GORNET L., « Simulation des endommagements et de la rupture dans les composites stratifiés », Thèse de l'université Paris 6/LMT/ENS Cachan, 1996.
- [HIG 82] HIGHSMITH A.L., REIFSNIDER K.L., Stiffness reduction mechanism in composite material, In: ASTM-STP 775, Damage in Composite Materials, A.S.T.M., pp. 103-117, 1982.
- [HER 87] HERAKOVICH C.T., ABOUDI J., LEE S.W., STRAUSS E.A., « Damage in composite laminates: effects of transverse crack », *Mechanics of Materials*, 7, pp. 91-107, 1987.
- [LAD 86] LADEVEZE P., « Sur la Mécanique de l'endommagement des composites », Comptes rendus des JNC 5 , C. Bathias & D. Menkès eds, Pluralis Publication, Paris, pp. 667-683, 1986.
- [LAD 92a] LADEVEZE P., « Towards a Fracture Theory », *Proceedings of the third International Conference on computational Plasticity Part II*, D.R.J. Owen, E. Onate, E. Hinton ed, Pineridge Press, Cambridge U.K., pp. 1369-1400, 1992.
- [LAD 92b] LADEVEZE P., « A damage computational method for composite structures », *J. Computer and Structure*, 44(1/2), pp. 79-87, 1992.

- [LAD 92c] LADEVEZE P., LE DANTEC E., « Damage modelling of the elementary ply for laminated composites », *Comp. Sc. and Tech.*, 43-3, pp. 257-268, 1992.
- [LAD 94] LADEVEZE P., « Inelastic strains and damage », *Damage Mechanics of Composite Materials*, Talreja R. ed, Elsevier, pp. 117-136, 1994.
- [LAD 95] LADEVEZE P., « A damage computational approach for composites: Basic aspects and micromechanical relations », *Computational Mechanics*, 17, pp. 142-150, 1995.
- [LAK 91] LAKSIMI A., BENZEGGAGH M.L., JING G., HECINI M., ROELANDT J.M., « Mode I Interlaminar Fracture of Symmetrical Cross-ply Composites », *Comp. Sci. and Tech.*, 41, pp. 147-164, 1991.
- [LEV 98] LEVEQUE D., « Analyse de la tenue au délaminage des composites stratifiés. Identification d'un modèle d'interface interlaminaire », Thèse de l'ENS Cachan, 1998.
- [MAT 79] MATTHIES, STRANG, « The solution of non linear equations », *Int. J. Num. Meth. Engng.*, 14, pp. 1613-1626, 1979.
- [RUS 85] RUSSELL A.J., STREET K.N., « Moisture and Temperature Effects on the Mixed-Mode Delamination Fracture of Unidirectional Graphite/Epoxy », *Delamination and Debonding of Materials*, ASTM STP 876, W.S. Johnson, Ed., Philadelphia, pp. 349-370, 1985.
- [SCH 93] SCHELLEKENS J.C., DE BORST R., « A non-linear finite element approach for the analysis of mode I-free edge delamination in composites », *Int. Journal Solids Structures*, Vol. 30-9, pp. 1239-53, 1993.
- [TAL 85] TALREJA R., « Transverse cracking and stiffness reduction in composite laminates », *Journal of Composite Materials*, Vol. 19, pp. 355-375, 1985.
- [TRA 91] TRALLERO D., « Etude expérimentale et numérique de l'endommagement de structures percées en matériaux stratifiés », Mémoire de diplôme d'Ingénieur CNAM, 1991.
- [WIL 90] WILLIAMS J. G., « Finite displacement correction factors for E.N.F. test », *Composites Science and Technology*, 39, pp. 279-282, 1990.

Article reçu le 10 juillet 1997.
Version révisée le 5 mai 1998.