

---

# Un élément multi-matériaux pour l'étude du comportement en crash des structures stratifiées : synthèse et perspectives

Daniel Coutellier \* — Claire Gauthier \* — Yves Ravalard \*  
Xiaomin Ni \*\* — Eberhard Haug \*\*

\* LAMIH-Génie-Mécanique URA CNRS 1775

Université de Valenciennes

BP 311, F-59304 Valenciennes cedex

Daniel.Coutellier@univ-valenciennes.fr

\*\* ESI, 20, rue Saarinen, Silic 270

F-94578 Rungis cedex

---

*RÉSUMÉ. Dans les structures du domaine des transports, les matériaux employés sont de plus en plus complexes et il n'est pas rare de trouver de nombreuses parties en composite. De nouveaux matériaux stratifiés sont apparus, en particulier les multicouches multi-matériaux (alliance de couches de métal comme l'acier ou l'aluminium... et de composite résine/fibre). Nous avons développé un élément fini permettant d'étudier en dynamique rapide ces structures. Cet élément est intégré au sein d'un code de calcul en formulation explicite. Une synthèse des développements est présentée et de nombreuses perspectives sont envisagées.*

*ABSTRACT. The materials used within the structures in the field of ground transportation are increasingly complex and it is usual to find numerous composite parts. New laminated materials are appeared, more particularly the multi-layered multi-materials (combining metals such as steel, aluminium... and composite materials such as resins, fibres...). We are to develop a finite element method permitting to study under impact these structures. The latter have been built into an explicit computation software. A synthesis of developments is presented and many perspectives are envisaged.*

*MOTS-CLÉS : multicouches, multi-matériaux, éléments finis, impact, composite.*

*KEY WORDS : multilayered, multi-materials, finite element, impact, composite.*

---

## 1. Introduction

La création de nouveaux outils de simulation numérique rapide pour l'étude du comportement aux crashes des structures stratifiées « métal-composite » (multi-matériaux) est ici abordée. Nous présentons le développement d'éléments finis intégrés dans un logiciel de calcul en formulation explicite. Les éléments sont du type coque stratifiée, dont l'intérêt principal réside dans le fait qu'un pli peut être métallique ou composite. Le pli métallique est considéré comme isotrope, ayant un comportement élasto-plastique avec ou sans endommagement. Pour le composite, deux modèles de comportement sont proposés : le premier est caractérisé par un comportement distinct de la fibre et de la matrice, le second est un modèle global. La cohérence du développement a été démontrée par quelques tests simples [COU96a]. La validation de l'ensemble des travaux est réalisée à partir de deux campagnes d'essais dynamiques réalisées sur le banc vertical du Laboratoire d'Automatique et de Mécanique Industrielle et Humaine (LAMIH) [GAU96]. La première série d'essais expérimentaux concerne des plaques stratifiées soumises à une flexion trois points, la seconde concerne des tubes en acier enrobés de couches de composite soumis à un écrasement axial. Pour conclure, nous exposons les intérêts des développements réalisés et les nombreuses perspectives qui sont apparues à l'issue de ces travaux.

## 2. Présentation de l'élément multicouche multi-matériaux

L'élément est une coque à 4 nœuds basée sur la théorie de Mindlin/Reissner. Les fonctions d'interpolation sont bilinéaires et l'élément n'a qu'un point d'intégration situé au centre du plan moyen de chaque pli. Les développements sont réalisés au sein du logiciel de calcul industriel PAMCRASH<sup>TM</sup>.

### 2.1. Modélisation du pli métallique

Pour les couches de type métallique, le matériau est isotrope, la loi de comportement est de type élasto-plastique incluant les effets de cisaillement transversal et possédant une loi d'endommagement. Le comportement élastique est défini par le module de Young, le coefficient de Poisson, le module de cisaillement et l'épaisseur du pli. Le comportement plastique avec écrouissage isotrope est défini en entrant une courbe contrainte/déformation. Une loi d'endommagement isotrope peut être définie, elle intervient sur toutes les contraintes de la couche. Cette courbe peut être entrée sous les quatre formes suivantes :

- courbe simple contrainte/déformation par couples de points  $(E_i, \sigma_i)$ , avec  $E_i$  module tangent et  $\sigma_i$  contrainte plastique,
- loi contrainte/déformation en utilisant des fonctions  $\sigma(\epsilon_p, \dot{\epsilon})$  avec  $\epsilon_p$  déformation plastique et  $\dot{\epsilon}$  vitesse de déformation,
- loi contrainte/déformation en puissance  $\sigma = a + b\epsilon_p^n$  avec  $a$  contrainte d'écoulement initiale,  $b$  multiplicateur et  $n$  exposant,

• loi contrainte/déformation de type Krupkowsky :  $\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n$  avec K coefficient,  $\varepsilon_0$  déformation offset et n exposant.

Trois méthodes peuvent être utilisées pour évaluer la contrainte d'écoulement en fonction de la vitesse de déformation : Cowper-Symonds, Johnson-Cook ou Jones.

Une loi d'endommagement isotrope peut être définie, elle intervient sur toutes les contraintes de la couche de la manière suivante :  $\sigma = (1 - d(\varepsilon_p))\sigma_0$  avec  $\sigma$  tenseur des contraintes endommagé,  $d(\varepsilon_p)$  fonction scalaire d'endommagement isotrope,  $\varepsilon_p$  déformation plastique et  $\sigma_0$  tenseur des contraintes calculé à partir de la loi élasto-plastique sans endommagement. La fonction d'endommagement est linéaire entre les valeurs seuils de déformations  $\varepsilon_{pi}$  (déformation plastique équivalente initiale),  $\varepsilon_{pl}$  (déformation plastique équivalente intermédiaire) et  $\varepsilon_{pu}$  (déformation plastique équivalente ultime); d est nul pour  $0 \leq \varepsilon_p \leq \varepsilon_{pi}$ , augmente linéairement de 0 à  $d_l$  pour  $\varepsilon_{pi} \leq \varepsilon_p \leq \varepsilon_{pl}$ , et de  $d_l$  à  $d_u$  pour  $\varepsilon_{pl} \leq \varepsilon_p \leq \varepsilon_{pu}$ . Pour  $\varepsilon_p > \varepsilon_{pu}$ , l'endommagement est constant, égal à  $d_u$ . Enfin, si la déformation plastique maximale dans le pli atteint la valeur limite spécifiée, l'élément entier est éliminé.

## 2.2. Modélisation du pli composite

### 2.2.1. Modèle bi-phase

La particularité du modèle composite bi-phase réside essentiellement dans le fait qu'il s'agit d'un modèle hétérogène, avec la participation de la matrice d'une part et la participation des fibres d'autre part [PIC89] [HAU93]. Ce modèle est donc particulièrement adapté aux composites à fibres continues unidirectionnelles. La rigidité de l'élément est calculée en superposant les effets d'une phase orthotrope (la matrice sans les fibres) et d'une phase unidimensionnelle (les fibres). Chaque phase a ses propres lois rhéologiques : la matrice a un comportement orthotrope élastique fragile, ou un comportement élastique endommageable, les fibres ont un comportement unidirectionnel élastique fragile avec endommagement. Les contraintes sont calculées séparément pour chaque phase et l'endommagement (fissuration de la matrice, rupture des fibres) peut se propager indépendamment, selon le critère choisi pour chaque phase.

Après une phase initiale élastique, la matrice et les fibres peuvent subir un endommagement suivant la loi :

$$E(d) = E^0 (1-d) \quad [1]$$

où E est la matrice au temps courant des modules dans la relation matricielle contrainte/déformation,  $E^0$  est la matrice initiale non endommagée des modules et d est le paramètre scalaire d'endommagement qui dépend de la déformation.

Ce paramètre d'endommagement s'écrit :

$$d(\epsilon) = d_v(\epsilon_v) + d_s(\epsilon_s) \quad [2]$$

où  $d_v$  est l'endommagement volumique, résultant de la déformation équivalente volumique  $\epsilon_v$ ,  $d_s$  est l'endommagement dû au cisaillement, résultant de la déformation équivalente de cisaillement  $\epsilon_s$ .

- Pour la matrice :

$$\begin{aligned} \epsilon_v &= \epsilon_{kk} \\ \epsilon_s &= \left[ (1/2) e_{ij} e_{ji} \right]^{1/2}, \text{ avec } e_{ij} = \epsilon_{ij} - (1/3) \epsilon_{kk} \delta_{ij} \end{aligned} \quad [3]$$

où  $\epsilon_{kk}$  est la trace du tenseur des déformations totales et les  $e_{ij}$  sont les composantes du tenseur déviatorique des déformations.

- Pour la fibre :

$$\begin{aligned} \epsilon_v &= \epsilon_f \\ \epsilon_s &= 0 \end{aligned} \quad [4]$$

où  $\epsilon_f$  est la déformation unidimensionnelle des fibres,  $\epsilon_v$  est le premier invariant du tenseur des déformations totales,  $\epsilon_s$  est le second invariant du tenseur des déformations déviatoriques.

La valeur de l'endommagement dépend de la valeur de la déformation équivalente  $\epsilon$  à un instant donné :

- pour  $0 \leq \epsilon \leq \epsilon_i$ ,  $d(\epsilon) = 0$  [5]

- pour  $\epsilon_i \leq \epsilon \leq \epsilon_l$ ,  $d(\epsilon) = \frac{\epsilon - \epsilon_i}{\epsilon_l - \epsilon_i} * d_l$  [6]

- pour  $\epsilon_l \leq \epsilon \leq \epsilon_u$ ,  $d(\epsilon) = \frac{\epsilon - \epsilon_l}{\epsilon_u - \epsilon_l} * (d_u - d_l) + d_l$  [7]

- pour  $\epsilon > \epsilon_u$ ,  $d(\epsilon) = 1 - (1 - d_u) * \frac{\epsilon_u}{\epsilon}$  [8]

avec :  $\epsilon$  déformation équivalente,  $\epsilon_i$  déformation seuil initiale,  $\epsilon_l$  déformation intermédiaire,  $d_l$  endommagement intermédiaire,  $\epsilon_u$  déformation ultime et  $d_u$  endommagement ultime.

Pour la matrice, les déformations équivalentes  $\epsilon_i$ ,  $\epsilon_l$ ,  $\epsilon_u$ , et les endommagements  $d_l$  et  $d_u$  doivent être donnés en cisaillement et en volumique (traction et compression). Pour les fibres, il n'y a pas d'endommagement en cisaillement, les

déformations directes  $\epsilon_i$ ,  $\epsilon_j$ ,  $\epsilon_{ij}$ , et les endommagements  $d_j$  et  $d_{ij}$  doivent être donnés en traction et en compression, dans la direction de la fibre. Les fonctions d'endommagement ainsi définies correspondent à des courbes d'endommagement du module ou encore à des lois contrainte/déformation.

Par une habile utilisation des différents paramètres matériels, on peut donc modéliser de nombreux types de matériaux composites, qu'ils soient plus ou moins fragiles, ductiles, en traction ou en compression, hétérogènes ou quasiment homogènes... C'est un atout de ce modèle très généraliste.

Les caractéristiques de base nécessaires pour définir le modèle sans endommagement s'obtiennent facilement à l'aide de deux essais de traction l'un sur un unidirectionnel orienté à  $0^\circ$ , l'autre orienté à  $45^\circ$ .

Par contre, la démarche utilisée pour obtenir les endommagements de manière fiable, est complexe et longue. Les deux étapes suivantes sont nécessaires :

- réalisation d'essais expérimentaux permettant d'obtenir des caractéristiques matérielles descriptives du comportement du matériau,
- modélisation des essais réalisés et recalage des caractéristiques pour corrélérer les résultats expérimentaux avec les résultats numériques.

### 2.2.2. Modèle homogène

La modélisation retenue pour le pli dans cette approche a été développée par Ladevèze et ne distingue pas la fibre de la matrice [LAD86] [LAD92]. La méthode utilise deux variables d'endommagement  $d$  et  $d'$  agissant sur le module de cisaillement  $G_{12}$  et sur le module transverse  $E_2$ .

$$G_{12} = G_{12}^0 (1 - d) \quad [9]$$

$$E_2 = E_2^0 (1 - d') \quad [10]$$

Les évolutions des grandeurs  $d$  et  $d'$  sont linéaires par rapport à la variable associée à l'endommagement. Les endommagements  $d$  et  $d'$  traduisent les phénomènes relevés expérimentalement, c'est-à-dire de type décohésion fibre-matrice, fissuration de la matrice et rupture des fibres, le délaminage n'étant pas traité. La couche élémentaire ne subit pas d'endommagement progressif dans la direction des fibres, cette hypothèse est liée aux observations expérimentales sur les composites (rupture fragile des fibres). Ce modèle est destiné essentiellement à être appliqué à des composites unidirectionnels, c'est-à-dire isotropes transverses ( $G_{13} = G_{12}$ ). L'endommagement  $d$  s'appliquant à  $G_{12}$  s'applique donc à  $G_{13}$ . La contrainte de cisaillement transversal  $\sigma_{23}$  est considérée comme faible par rapport aux autres, on considère donc qu'il n'est pas nécessaire de prendre en compte son endommagement. Le comportement plastique de la matrice n'est pas intégré dans ce cas, ce phénomène est considéré relativement faible pour les résines utilisées dans nos applications et nettement moins important que la plastification des couches métalliques.

nos applications et nettement moins important que la plastification des couches métalliques.

L'énergie de déformation du matériau endommagé s'écrit alors :

$$E_D = \frac{1}{2} \left[ \begin{array}{l} \frac{\sigma_{11}^2}{E_1^0} - 2 \frac{\nu_{12}^0}{E_1^0} \sigma_{11} \sigma_{22} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_+^2}{E_2^0(1-d')} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_-^2}{E_2^0} + \\ \frac{\sigma_{12}^2}{G_{12}^0(1-d)} + \frac{\sigma_{13}^2}{G_{12}^0(1-d)} + \frac{\sigma_{23}^2}{G_{23}^0} \end{array} \right] \quad [11]$$

avec

$$\begin{cases} \langle a \rangle_+ = a \text{ si } a \geq 0 ; \text{ sinon } \langle a \rangle_+ = 0 \\ \langle a \rangle_- = a \text{ si } a \leq 0 ; \text{ sinon } \langle a \rangle_- = 0 \end{cases} \quad [12]$$

et d et d' variables scalaires d'endommagement du pli.

La différence de comportement des fibres en traction et en compression est prise en compte avec un comportement de type élastique linéaire fragile en traction et un comportement élastique non-linéaire fragile en compression. Le module de Young dans la direction des fibres a alors pour expression en compression :

$$E_1 = E_1^0 [1 + \gamma \langle \sigma_{11} \rangle_-] \quad [13]$$

Le modèle élastique complet s'écrit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \epsilon_{11} = \frac{\sigma_{11}}{E_1^0(1 + \gamma \langle \sigma_{11} \rangle_-)} - \frac{\nu_{12} \sigma_{22}}{E_1^0} \\ \epsilon_{22} = -\frac{\nu_{12} \sigma_{11}}{E_1^0} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_+}{E_2^0(1-d')} + \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_-}{E_2^0} \\ \epsilon_{12} = \frac{\sigma_{12}}{2G_{12}^0(1-d)} \\ \epsilon_{13} = \frac{\sigma_{13}}{2G_{12}^0(1-d)} \\ \epsilon_{23} = \frac{\sigma_{23}}{2G_{23}^0} \end{array} \right. \quad [14]$$



Les contraintes effectives associées sont alors définies par :

$$\{\tilde{\sigma}\} = \left\{ \begin{array}{c} \sigma_{11} \\ \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_+}{1-d'} + \langle \sigma_{22} \rangle_- \\ \frac{\sigma_{12}}{1-d} \\ \frac{\sigma_{13}}{1-d} \\ \sigma_{23} \end{array} \right\} \quad [15]$$

Les variables thermodynamiques  $Y_d$  et  $Y_{d'}$  associées aux endommagements  $d$  et  $d'$  sont définies par :

$$Y_d = \left. \frac{\partial E_D}{\partial d} \right|_{\tilde{\sigma}, d'} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{G_{12}^0 (1-d)^2} \quad [16]$$

$$Y_{d'} = \left. \frac{\partial E_D}{\partial d'} \right|_{\tilde{\sigma}, d} = \frac{1}{2} \frac{\langle \sigma_{22} \rangle_+^2}{E_2^0 (1-d')^2}$$

Le seuil de non-endommagement du pli est alors donné par les variables suivantes :

$$\underline{Y}(t) = \sup_{\tau \leq t} (\sqrt{Y_d(\tau) + b Y_{d'}(\tau)})$$

$$\underline{Y}'(t) = \sup_{\tau \leq t} (\sqrt{Y_{d'}(\tau)}) \quad [17]$$

Les lois d'évolution de l'endommagement s'écrivent alors sous la forme suivante :

$$d = \frac{\langle \underline{Y} - Y_0 \rangle_+}{Y_c} \quad \text{si } d < 1 \text{ et } \underline{Y}' < Y_s' \text{ et } \underline{Y} < Y_R \text{ sinon } d = 1.$$

$$d' = \frac{\langle \underline{Y} - Y_0' \rangle_+}{Y_c'} \quad \text{si } d' < 1 \text{ et } \underline{Y}' < Y_s' \text{ et } \underline{Y} < Y_R \text{ sinon } d' = 1. \quad [18]$$

Les paramètres  $Y_0$ ,  $Y_c$ ,  $Y_0'$ ,  $Y_c'$ ,  $b$  et  $Y_s'$  sont des caractéristiques matérielles, déterminées expérimentalement.  $Y_s'$  traduit le seuil d'endommagement fragile correspondant à la rupture de l'interface fibre-matrice pour une traction transverse.  $Y_R$  est un seuil de rupture supplémentaire qui correspond à la valeur  $\underline{Y}$  de rupture du pli élémentaire, cette rupture pouvant être atteinte avant que les valeurs de  $d$  et  $d'$  soient égales à 1.

Toutes les caractéristiques nécessaires pour définir le modèle ci-dessus s'obtiennent facilement à l'aide des cinq essais suivants :

- un essai de traction sur un stratifié  $[0]_8$  : identification de  $E_1^0$ , de  $\nu_{12}$  et de la déformation maximale en traction des fibres avant rupture  $\epsilon_{11}^T$ ,
- un essai de traction sur un stratifié  $[\pm 45]_{2S}$  avec plusieurs cycles de charge/décharge : identification de  $G_{12}^0$  et de la loi d'évolution de l'endommagement  $d$ ,
- un essai de traction sur un stratifié  $[45]_8$  : identification de  $G_{12}^0$  et de  $E_2^0$ ,
- un essai de traction sur un stratifié  $[\pm 67,5]_{2S}$  avec plusieurs cycles de charge/décharge : identification de la loi d'évolution de l'endommagement  $d'$  et du terme de couplage  $b$  entre les endommagements,
- un essai de compression sur un stratifié  $[0,90]_{4S}$  ou un essai de flexion 4 points sur un stratifié  $[0,90]_{6S}$  : identification de la déformation maximale en compression des fibres avant rupture  $\epsilon_{11}^C$  et de la caractéristique de perte de rigidité en compression  $\gamma$ .

### 3. Validation de l'élément multicouche multi-matériaux en dynamique rapide

#### 3.1. Application à des plaques en flexion

##### 3.1.1. Présentation de l'étude

Nous présentons ici quelques résultats obtenus en flexion trois points dynamique sur des plaques composées de couches d'aluminium et de couches de composite verre-E/époxy. La validation de la simulation numérique est effectuée à partir des résultats expérimentaux obtenus sur le banc vertical d'essais dynamiques du laboratoire.

Trois simulations numériques ont été traitées [COU96b] :

- deux avec l'élément multi-matériaux dont une avec le modèle bi-phase et une avec le modèle homogène pour les plis composites,
- une avec la superposition de l'élément métallique et de l'élément composite bi-phase (cette solution étant la seule existante avant nos travaux).

Deux types de plaques de dimensions 300 mm par 200 mm, sont testés dans le cadre de cette étude :

- la première est composée de trois couches d'aluminium d'épaisseur 1 mm et de deux couches de composite verre-E/époxy d'épaisseur 0,8 mm (l'orientation des fibres du composite est de  $0^\circ$  par rapport à la longueur de la plaque), la disposition des couches est la suivante aluminium/composite  $0^\circ$ /aluminium/composite  $0^\circ$ /aluminium,
- la seconde plaque est composée de trois couches d'aluminium d'une épaisseur égale à 1 mm, de deux couches de composite verre-E/époxy d'épaisseur 0,4 mm

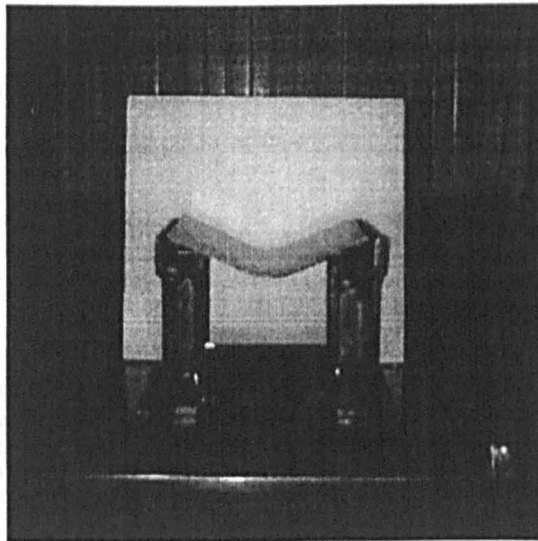


dont l'orientation des fibres est de  $0^\circ$  par rapport à la longueur de la plaque et de deux couches de composite verre-E/époxy d'épaisseur 0,4 mm dont l'orientation des fibres est de  $90^\circ$  par rapport à la longueur de la plaque, la disposition est la suivante : aluminium/composite  $90^\circ$ /composite  $0^\circ$ /aluminium/composite  $90^\circ$ /composite  $0^\circ$ /aluminium.

Les plaques non symétriques ont aussi été testées "à l'envers", c'est-à-dire que l'empilement se présente de la façon suivante : aluminium/composite  $0^\circ$ /composite  $90^\circ$ /aluminium/composite  $0^\circ$ /composite  $90^\circ$ /aluminium. Dans ce cas, nous avons constaté expérimentalement un délaminage entre la dernière couche de composite ( $90^\circ$ ) et l'aluminium.

Les essais sont réalisés avec un impacteur tombant en chute libre au milieu de la plaque à partir de différentes hauteurs sur les plaques (figure 1). Un capteur de déplacement ainsi qu'un accéléromètre nous permettent d'obtenir la déflexion maximale et l'accélération. De ces mesures, nous déterminons le déplacement, l'effort appliqué et l'énergie interne absorbée par la plaque.

Pour la simulation numérique, la plaque repose sur appuis simples et elle est sollicitée sur toute sa largeur en son milieu. Pour le maillage, nous utilisons des éléments de forme carrée, un corps rigide est employé pour charger la structure.



**Figure 1.** *Vue d'une plaque après impact sur ses supports*

### 3.1.2. Comparaison des résultats

Une première étude (figure 2) a montré l'influence négligeable de la taille des éléments sur l'ensemble des résultats obtenus (efforts, énergies, déplacements...).

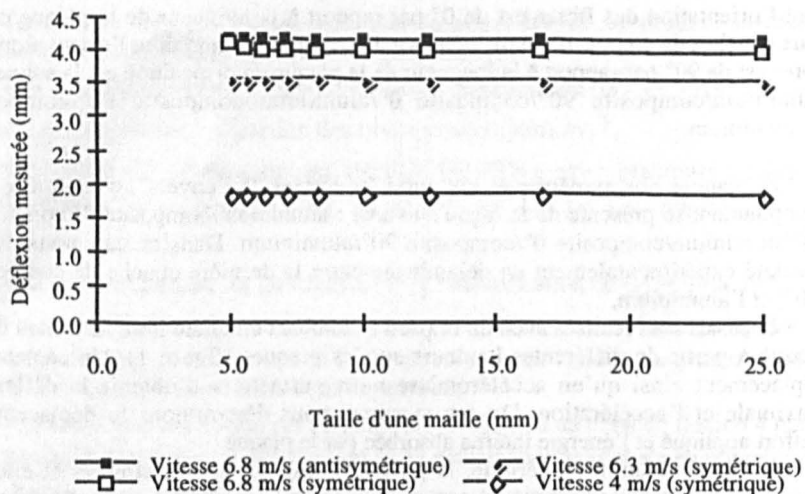


Figure 2. Variations de la déflexion par rapport à la taille des éléments

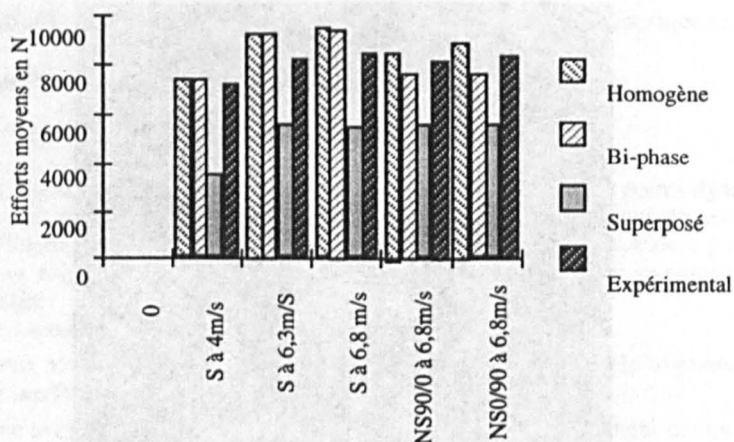


Figure 3. Efforts moyens pour les différents cas d'étude

Nous avons relevé différentes données pour comparer les résultats numériques aux valeurs expérimentales :

- sur la figure 3, nous avons repris les efforts moyens appliqués sur les plaques symétriques (S), non symétriques (NS90/0) et non symétriques retournées (NS0/90) pour différentes vitesses d'impact testées (4, 6,3 et 6,8m/s),

- sur la figure 4, nous avons représenté les flèches maximales obtenues dans les mêmes cas d'étude.

Nous remarquons une très bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les valeurs issues de la simulation numérique avec les nouveaux éléments multi-matériaux. Dans tous ces cas, l'erreur commise maximale est inférieure à 12 %. La superposition d'éléments à comportements différents, comme on pouvait s'y attendre, ne convient pas du tout pour traiter des structures soumises à des chargements en flexion. Notre développement apporte donc des possibilités nouvelles pour l'étude par simulation numérique des structures stratifiées multi-matériaux.

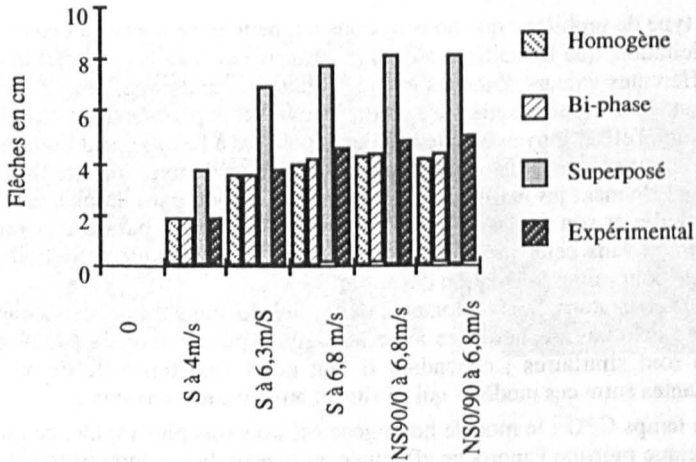


Figure 4. Flèches maximales pour les différents cas d'étude

### 3.2. Application à des tubes en compression axiale

#### 3.2.1. Présentation de l'étude

Nous présentons l'étude que nous avons menée sur le comportement de tubes multi-matériaux soumis à un effort de compression axiale. L'objectif principal est de trouver des éléments de comparaison (tels que l'écrasement maximum, l'effort moyen appliqué...) à partir d'une campagne expérimentale afin de valider numériquement les modèles multi-matériaux développés pour la simulation des structures stratifiées. Le choix des tubes comme structures à étudier, permet de tester la capacité de l'élément multi-matériaux à modéliser des comportements complexes en grandes déformations et d'envisager des solutions nouvelles pour la conception d'absorbeurs d'énergie dans le domaine des transports terrestres.

Les tubes de longueur égale à 250 mm ont un profil carré de 60 mm de côté. Ils sont constitués d'un acier E24 d'épaisseur 1 mm et sont renforcés extérieurement de trois couches de composite verre-E/époxy dont les fibres sont toujours enroulées dans le plan de la section du tube.

Pour réaliser nos essais, nous avons choisi une masse d'impact de 264,4 kg lâchée à une hauteur de 2 m, la vitesse au moment de l'impact est de l'ordre de 6,26 m/s. Les essais nous permettent d'obtenir des résultats moyennés de référence.

Pour effectuer la simulation numérique, nous avons choisi, pour modéliser l'impacteur, un corps rigide s'appliquant sur tous les nœuds situés à l'extrémité haute du tube. En ce qui concerne la modélisation du support, nous avons choisi un mur rigide ; il nous permettra de déterminer l'effort appliqué sur le tube.

### 3.2.2. Comparaison des résultats

Le type de problème que nous traitons ici, peut nous amener à penser, du fait de la sollicitation, que le maillage aura une influence certaine sur les résultats. A partir des différentes valeurs obtenues par la simulation numérique, nous avons dressé le pourcentage d'erreur calculé par rapport à la valeur expérimentale pour l'écrasement maximum, l'effort moyen et le temps correspondant à l'écrasement maximum. Si l'on prend comme critère de validité un pourcentage d'erreur inférieur à 12 %, les maillages donnant les meilleurs résultats ont un rapport entre la plus petite longueur de la maille et son épaisseur situé autour de 2. D'autres paramètres ont aussi été déterminés dans cette première étude, comme par exemple le défaut intégré au maillage pour initier la création des lobes.

Nous constatons dans le domaine défini précédemment que les valeurs obtenues pour les quantités recherchées avec les deux types de modèle (homogène et bi-phase) sont similaires ; cependant il faut noter l'existence de deux différences importantes entre ces modèles qui se situent aux niveaux suivants :

- le temps CPU : le modèle homogène est trois fois plus rapide, ce qui est tout à fait logique puisque l'approche effectuée au niveau du pli composite est globale au contrairement du modèle bi-phase où l'on distingue les fibres de la matrice,
- l'aspect des déformées : les différences essentielles entre la déformée obtenue grâce au modèle homogène (figure 5a) et celle obtenue grâce au modèle bi-phase (figure 5b), portent sur le nombre de lobes et la longueur de la partie « non écrasée ».

Les problèmes rencontrés sur la déformée du modèle homogène semblent dus à la modélisation complexe de ce type de structure et notamment à la représentation des coins. En effet, on constate expérimentalement (figure 5c) que les fibres cassent essentiellement dans les angles et donc le modèle homogène ne permet pas de traduire ce phénomène trop localisé. D'autres simulations sur des tubes circulaires ont donné des résultats satisfaisants sur la déformée avec le modèle homogène ce qui tendrait à confirmer notre hypothèse précédente.

### 3.2.3. Validation des paramètres de modélisation

Cette première étude nous a permis de mettre en évidence les conditions de modélisation nécessaires à réunir pour une représentation la plus adéquate possible de la compression de tubes multi-matériaux et plus généralement du crash de structures à modes de déformations complexes. Pour valider les hypothèses de modélisation retenues, nous avons réalisé une étude similaire avec les paramètres

définis précédemment sur des tubes de dimensions identiques mais renforcés par deux et quatre couches de composite.

Pour le tube renforcé par deux couches de composite, nous avons choisi de tester trois maillages tel que le rapport entre la plus petite longueur de la coque et son épaisseur se trouve entre 1,55 et 2,4 (les maillages correspondant à ce critère comportent 540, 600 et 744 éléments).

Nous avons relevé, pour chacun des modèles, les écrasements maxima et leur temps correspondant, les efforts maxima, les efforts moyens et le temps CPU. Tous ces résultats sont donnés dans les tableaux 1 et 2.

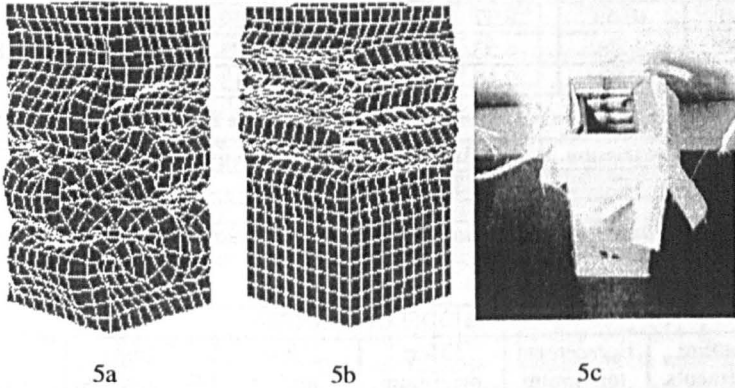


Figure 5. Tubes écrasés

MODELE HOMOGENE					
Nombre d'éléments	Ecrasement maximum (m)	Effort maximum (N)	Effort moyen (N)	Temps d'écrasement (s)	Temps CPU (s)
540	.1510673	44298.57	34262.39	49.8	17610
600	.1572302	61771.13	33046.45	50.4	24680
744	.1705093	81129.07	30933.27	50.1	39950

Tableau 1. Résultats de la simulation numérique avec le modèle homogène

MODELE BI-PHASE					
Nombre d'éléments	Ecrasement maximum (m)	Effort maximum (N)	Effort moyen (N)	Temps d'écrasement (s)	Temps CPU (s)
540	.1752743	48364.80	29255.30	53.7	109030
600	.1809488	49466.19	28362.76	54.7	65130
744	.1827639	59383.99	28299.19	55.2	39950

Tableau 2. Résultats de la simulation numérique avec le modèle bi-phase



Le tableau 3 présente le pourcentage d'erreur des valeurs numériques par rapport aux valeurs expérimentales. Les résultats de la simulation numérique pour les tubes enrobés de deux couches de composite sont très satisfaisants ; nous avons globalement moins de 11 % d'erreur par rapport aux essais. La stratégie de modélisation proposée à l'étude précédente s'avère donc valable pour ce cas.

Nombre d'éléments	MODELE HOMOGENE			MODELE BI-PHASE		
	% erreur sur l'écrasement	% erreur sur l'effort moyen	% erreur sur le temps d'écras.	% erreur sur l'écrasement	% erreur sur l'effort moyen	% erreur sur le temps d'écras.
540	10.63	8.37	0.80	3.69	7.47	6.97
600	6.98	4.53	0.40	7.05	10.29	8.96
744	0.88	2.16	0.20	8.13	10.49	9.96
<i>Rappels des valeurs expérimentales (tubes enrobés de 2 couches de composite)</i>						
<i>Ecrasement maximum</i>		169.03 mm		<i>Temps à l'écrasement maximum</i>		50.2 s
<i>Effort moyen</i>		31615.8N				

**Tableau 3.** Pourcentage d'erreurs entre les résultats numériques et expérimentaux

MODELE HOMOGENE					
Nombre d'éléments	Ecrasement maximum (m)	Effort maximum (N)	Effort moyen (N)	Temps d'écrasement (s)	Temps CPU (s)
350	.1143526	121373.2	44450.66	37.5	12960
380	.1266608	121541.7	40521.91	42.0	14330
400	.1144666	120520.1	45956.50	41.4	17200

**Tableau 4.** Résultats de la simulation numérique avec le modèle homogène

MODELE BI-PHASE					
Nombre d'éléments	Ecrasement maximum (m)	Effort maximum (N)	Effort moyen (N)	Temps d'écrasement (s)	Temps CPU (s)
350	.1145280	114776.5	44866.67	38.7	43290
380	.1170689	109838.4	44083.59	38.7	40660
400	.1181331	99152.49	43049.04	39.0	74030

**Tableau 5.** Résultats de la simulation numérique avec le modèle bi-phase

Pour le modèle à quatre couches de composite, nous avons choisi trois maillages comportant respectivement 350, 380 et 400 éléments (pour ces maillages le rapport entre la longueur et l'épaisseur de la coque est de l'ordre de 1,9 à 2,2). Le reste de la modélisation demeure inchangé par rapport aux simulations précédentes.



Nous avons relevé, pour chacun des modèles, les écrasements maxima, le temps correspondant, les efforts maxima, les efforts moyens et le temps CPU. Tous ces résultats sont donnés dans les tableaux 4 et 5.

Nous avons repris dans le tableau 6 le pourcentage d'erreurs des valeurs numériques par rapport aux valeurs expérimentales.

Nombre d'éléments	MODELE HOMOGENE			MODELE BI-PHASE		
	% erreur sur l'écrasement	% erreur sur l'effort moyen	% erreur sur le temps d'écras.	% erreur sur l'écrasement	% erreur sur l'effort moyen	% erreur sur le temps d'écras.
350	11.16	1.03	2.85	11.03	0.10	0.26
380	1.60	9.77	8.81	9.05	1.84	0.26
400	11.07	2.33	7.25	8.22	4.15	1.04
<i>Rappels des valeurs expérimentales (tubes enrobés de 2 couches de composite)</i>						
<i>Ecrasement maximum</i>		128.72 mm		<i>Temps à l'écrasement maximum</i>		38.6s
<i>Effort moyen</i>		44911.1N				

**Tableau 6.** Pourcentage d'erreurs entre les résultats numériques et expérimentaux

Les résultats de la simulation numérique pour les tubes enrobés de quatre couches de composite sont là encore très satisfaisants. La stratégie de modélisation proposée lors des études précédentes est donc totalement validée pour déterminer correctement les quantités calculées. Nous avons effectué les mêmes remarques que dans la première étude sur les temps de calculs et sur les déformées.

#### 4. Conclusion et perspectives

Nous avons présenté ici la première partie de nos travaux, qui consistait à créer un élément multicouche multi-matériaux dans le logiciel PAMCRASH<sup>TM</sup>, à partir de l'élément stratifié composite déjà existant. Les premières validations ont donné des résultats encourageants, ce qui entérine la notion d'élément multicouche multi-matériaux. Les travaux présentés en flexion et sur des cas de chargements combinés, ont validé la cohérence des développements. La dernière étude apporte pour l'utilisateur des repères sur la modélisation à effectuer pour simuler correctement le comportement de structures complexes.

Les travaux actuellement en développement devront permettre l'utilisation de l'élément pour des structures composites plus diverses constituées de tissus, de mats ou autres. D'autres fonctionnalités seront intégrées dans cet élément pour prendre en compte notamment les effets du délaminage. L'introduction des limiteurs de localisation peut aussi permettre de s'affranchir du maillage sur des modèles à endommagement ponctuel. De nouveaux travaux viennent de démarrer sur l'influence de la vitesse de déformation dans les composites et comment la prendre en compte dans les modèles. La plasticité de la matrice est en cours d'intégration

dans le modèle homogène [GAU96][LED89], ce phénomène pouvant jouer un rôle non négligeable pour certaines résines.

## Remerciements

Nous remercions vivement le Conseil Régional du Nord-Pas-de-Calais pour le support financier de ces travaux et la société Engineering Systems International pour la mise à disposition du logiciel PAMCRASH<sup>TM</sup> et l'aide aux développements. Nous remercions également le CNRS et le Groupement Régional de la Recherche sur les Transports pour leur soutien.

## 5. Bibliographie

- [COU96a] D. COUTELLIER, C. GAUTHIER, Y. RAVALARD, X. NI, E. HAUG, « Simulation numérique du comportement des multicouches multi-matériaux sous impact », *Revue des composites et des matériaux avancés*, Ed. Hermès, Vol. 6 - n° 2/1996, pp. 199-216.
- [COU96b] D. COUTELLIER, C. GAUTHIER, Y. RAVALARD, X. NI, E. HAUG, « Modélisation en flexion des multicouches multi-matériaux en dynamique rapide », *J.N.C. 10*, Paris, 29-31 octobre 1996.
- [GAU96] C. GAUTHIER, Contribution à la modélisation du comportement en crash des structures stratifiées métal/composite. Développement d'un élément de coque multicouches multi-matériaux. Application à des essais dynamiques, Thèse de doctorat de Génie Mécanique, Valenciennes, 1996.
- [HAU93] E. HAUG A. DE ROUVRAY, « Crash Response of Composite Structures », Chap. 7 of *Structural Crashworthiness and Failure*, pp. 237-294, Ed. Elsevier, London, 1993.
- [LAD86] P. LADEVEZE, « Sur la mécanique de l'endommagement des composites », *J.N.C. 5*, Paris, 1986, Ed. Pluralis, pp. 667-683.
- [LAD92] P. LADEVEZE, E. LE DANTEC, « Damage modelling of the elementary ply for laminated composites », *Composites Science and Technology*, n° 43, 1992, pp. 257-267.
- [LED89] E. LE DANTEC, Contribution à la modélisation du comportement mécanique des composites stratifiés, Thèse de l'université P&M Curie, 1989.
- [PIC89] A.K. PICKETT, J. RÜCKERT, D. ULRICH, E. HAUG, « Material damage law suitable for crashworthiness investigation of random and directional fibre composite materials », *18th International Finite Element Congress*, Baden-Baden, 1989, pp. 275-294.