Modélisation asymptotique de l'effet de paroi dans un stratifié composite unidirectionnel : application à l'étude des effets de bords libres

Mohamed Haboussi — Hélène Dumontet — Jean-Louis Billoët

Laboratoire de Modélisation et de Mécanique des Structures
CNRS URA n° 1776, ENSAM/UPMC/ENSC
151, Boulevard de l'Hopital, F-75013 Paris

RÉSUMÉ. *Deux modèles raffinés de l'intercouche dans les stratifiés composites sont proposés pour analyser les effets de bords libres. Le premier est un modèle de comportement tridimensionnel évolutif dans la direction d'empilement. Basée sur la notion de l'effet de paroi, cette modélisation tient compte de l'enrichissement en résine et de la répartition spécifique des fibres au voisinage de l'interface entre deux plis adjacents. Dans le second modèle proposé, l'intercouche est simulée par une surface matérielle munie d'une loi d'interface asymptotiquement équivalente au comportement d'une intercouche souple hétérogène, lorsque son épaisseur tend vers zéro. Implémentés dans le code de calcul ABAQUS, ces deux modèles sont introduits dans l'analyse des effets de bords libres d'un multicouche* $(0°/90°)_S$ *en traction. Ces calculs révèlent des contraintes interlaminaires qualitativement comparables dans les deux approches et non singulières en bord libre, à l'interface entre les plis, ceci contrairement aux approches classiques mésoscopiques dans lesquelles l'interface est considérée comme une surface parfaite de transmission des efforts. L'utilisation de la carte d'interface développée pour le second modèle apparait numériquement très performante.*

ABSTRACT. *Two interface models are presented using the physical considerations to analyze the free-edge effects in unidirectional multilayered composites. The first model is developed using transition spatial evolution behavior law, defined for an interlayer according to the stacking direction. It is based on a microscopic analysis of the fiber distribution in the interlayer vicinity between two layers. The numerical simulation of this model gives accurate stress distributions in the laminate, including the interlaminar stresses at the free edge which are non-singular. The second model uses an interface law, defined on material surface, resulting from the asymptotic resolution of an elastic problem pertaining to the interlayer, simulating a very thin flexible layer. This model also gives non-singular free-edge interlaminar stresses close to those obtained in the first model.*

MOTS-CLÉS : *stratifiés, comportement de l'intercouche, effet de paroi, techniques asymptotiques, effets de bords libres, singularité de contraintes.*
KEY WORDS : *laminates, interlayer behavior, wall effect, asymptotic expansion method, free-edge effects, singular interlaminar stresses.*

1. Introduction

Le délaminage est un des principaux modes de dégradation des matériaux composites. Son initiation en bords libres est liée aux différences matérielles entre les couches et se manifeste par un état complexe tridimensionnel des contraintes présentant un effet de concentration important.

Initialement étudié par Pipes et Pagano [PIP 70] en suivant une approche numérique aux différences finies, ce phénomène a été ensuite largement modélisé par la méthode des éléments finis. Aux approches tridimensionnelles de [RYB 71], [WAN 77], [HER 89], [SHA 92], [ICA 94], ont ainsi succédé des méthodes dites de couche limite, [WAN 83], [LEC 87], [DES 92], [BEC 95] dans lesquelles le champ de contraintes bidimensionnel de la théorie de plaques est corrigé aux voisinages des bords. Ces différentes méthodes ont été généralement appliquées dans le cadre d'une approche dite mésoscopique, l'interface entre les plis étant supposée une surface parfaite de transmission des efforts et des déplacements. Dans ces différentes approches, les contraintes interlaminaires obtenues sont singulières en bords libres et à l'interface entre les plis.

Non physique, cette singularité pose des difficultés dans l'application de critères locaux d'initiation de délaminage, [KIM 84]. Dans ce travail, on montre que si l'on tient compte de la réalité physique des intercouches entre les plis et de leur comportement spécifique, les contraintes en bords libres obtenues ne sont plus singulières.

Des observations expérimentales faites sur une coupe micrographique, comme celle présentée à la figure 1, montrent en effet que l'intercouche présente une épaisseur spécifique et des propriétés structurelles qui sont différentes de celles des plis adjacents, [JAY 92], [LUT 96], [CHE 96]. Elle apparaît comme une zone riche en résine dans laquelle la répartition des fibres est modifiée. La formation d'une telle intercouche intervient au moment même où le matériau est mis en œuvre et est vraisemblablement due aux propriétés d'écoulement de la résine, aux phénomènes de diffusion, aux gradients thermiques et de compositions [FAV 96], aux défauts d'alignement des fibres et à l'effet de paroi décrit au paragraphe 3. Ainsi, le procédé de fabrication RTM qui consiste à injecter sous basse pression une résine thermodurcissable dans un moule chauffé contenant le renfort, génère des intercouches, [HAN 83].

Après une présentation des principaux modèles d'intercouche introduits dans la littérature, nous décrivons au paragraphe 3 le modèle de comportement tridimensionnel évolutif proposé. Basé sur la notion d'effet de paroi, classique en mécanique des milieux granulaires, ce modèle fait intervenir le diamètre des filaments et le volume moyen des fibres dans les plis adjacents. Il dépend donc de paramètres géométriques et mécaniques identifiables, contrairement aux modèles d'interfaces classiques fonction le plus souvent de paramètres arbitraires.

Introduite dans un calcul tridimensionnel d'effets de bord réalisé sur le code de calcul par éléments finis ABAQUS [HIB 97], cette loi de comportement évolutive de l'intercouche permet d'accéder à des contraintes interlaminaires en bord libre réalistes et non singulières. Les coûts de ces calculs relativement élevés, nous ont conduit dans un second temps à rechercher un modèle approché de comportement équivalent, mais défini sur une surface matérielle d'épaisseur nulle, présenté au paragraphe 5.

Des techniques de développements asymptotiques raccordés ont ainsi permis de formuler des lois de discontinuités aux intercouches, asymptotiquement équivalentes à des conditions de transmission à travers une fine intercouche souple et hétérogène, lorsque son épaisseur est très faible. Reliant le vecteur contraintes aux sauts de déplacements à l'interface, ces lois ont été implémentées et testées dans le code de calcul ABAQUS à travers des cartes d'interface spécifiques.

Introduites au paragraphe 6, dans le calcul d'effets de bord, ces cartes d'interfaces apparaissent numériquement très performantes et avantageuses au regard des calculs tridimensionnels décrits précédemment.

2. Modèles d'interface dans les composites

Les modélisations proposées dans la littérature de la région interfaciale dans les composites, qu'il s'agisse de la liaison fibre/matrice ou de la liaison entre plis d'un stratifié, se distinguent en deux grandes approches. La première consiste à considérer cette région comme une interface sans épaisseur, éventuellement dotée de propriétés spécifiques, la seconde voit cette région comme un milieu tridimensionnel.

Dans la première approche, le modèle d'interface dite parfaite, assurant la transmission des efforts et la continuité des déplacements, est certainement le plus couramment utilisé. Cependant, dans beaucoup de cas, il est inadéquat car il ne permet pas d'incorporer dans les simulations les propriétés de l'interphase/intercouche. Ainsi, depuis quelques années, différents modèles d'interfaces, dites imparfaites, ont été également proposés et intégrés au calcul du comportement global du composite, [LEN 82], [BEN 85], [LAT 88], [ACH 89], [HAS 91], [MIC 94], [LAI 94], [CHE 96]. Le vecteur contrainte ou le saut de contraintes, comme pour Cardon [CAR 93], y est relié aux sauts de déplacements par l'intermédiaire de coefficients de raideur, qui contrôlent la qualité du transfert de charges aux interfaces. Sur le plan numérique, ces modèles posent le problème du phénomène physiquement impossible de l'interpénétration entre matériaux, soulevé par [ACH 89]. Pour éviter ce problème purement numérique, certains auteurs [MIC 94], [LAI 94] et [CHE 96] proposent d'utiliser des conditions de contact. L'implémentation numérique de ces modèles devient alors laborieuse. Ce qui explique en partie les nombreuses utilisations bidimensionnelles (prise en compte du glissement seul) dont ils font l'objet, au prix parfois d'une perte de représentativité du comportement de l'intercouche, [LAT 88].

Dans la seconde approche, l'interphase ou l'intercouche est considérée comme un milieu tridimensionnel. Ainsi, Hashin et Rosen [HAS 64] ont proposé de modéliser l'interphase par un matériau homogène. Devant la difficulté de caractériser les propriétés mécaniques spécifiques de cette région, [HER 95] a proposé de remplacer l'unique interphase par n phases, parfaitement jointes, pour représenter une évolution possible de ses propriétés mécaniques. Plus généralement, [DEL 88], [JAY 92], [YAN 94] et [LUT 96] permettent aux propriétés élastiques de varier continûment entre les propriétés des différents constituants suivant une fonction donnée arbitrairement.

Devant les difficultés expérimentales que pose la caractérisation des propriétés de la région interfaciale [CAR 93], nous avons cherché, dans ce travail, à modéliser le comportement de cette région en fonction de grandeurs spécifiques accessibles, comme la taille des filaments et leur volume moyen dans les plis adjacents.

3. Modèle d'intercouche basé sur l'effet de paroi

Inspiré de la réalité physique de l'intercouche mise en évidence par exemple sur la coupe micrographique présentée à la figure 1, le comportement de l'intercouche, proposé dans ce paragraphe, se veut décrire l'enrichissement en résine et la répartition spécifique des fibres dans cette zone. Nous utiliserons pour établir ce modèle la notion d'effet de paroi, classique en mécanique des milieux granulaires, introduite pour le première fois dans l'étude des stratifiés par Billoët *et al.*, [BIL 94].

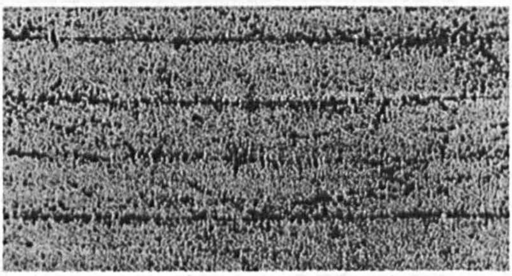

Figure 1. *Coupe micrographique d'un stratifié (S.I. Anderson et K. Nielsen, ECCM 5, 1992)*

Cette notion permet de décrire la distribution spatiale des filaments spécifique au voisinage d'une surface de contact. Dans le cas d'un stratifié, la surface de contact est soit une couche dont les renforts sont dans une orientation différente de la couche étudiée, soit aussi la paroi du moule ayant servi à mettre en œuvre le composite.

Soit Ω' une surface sécante à la couche et parallèle à la paroi Ω, figure 2. En pleine masse, par unité d'aire de cette surface Ω', les aires des sections de fibres s_f et de résine s_r sont dans le même rapport que les fractions volumiques des constituants : $s_f+s_r = v_f+v_r = 1$. Si la distance de Ω' à Ω est d'un ordre de grandeur très faible par rapport au diamètre des filaments, la fraction surfacique des fibres s_f devient très faible devant celle de la résine s_r. Au contact de la paroi, par un effet d'ordre géométrique, la couche s'enrichit en résine, d'où par exemple, l'aspect des pièces réalisées en moule qui présentent une surface extérieure totalement lisse.

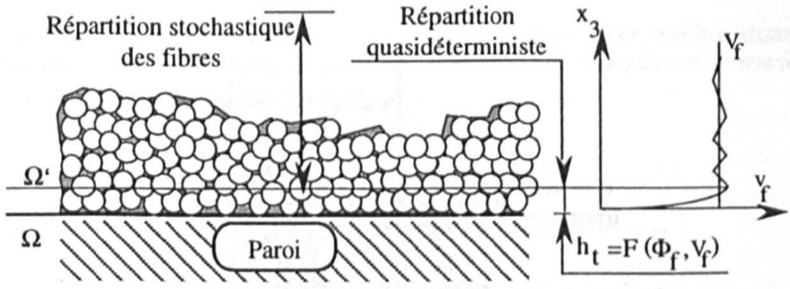

Figure 2. *Représentation de l'effet de paroi*

La fraction volumique de filaments contenue dans la zone située entre le plan Ω' et la paroi Ω peut être évaluée, approximativement, à partir de considérations géométriques simples pour un arrangement périodique des fibres donné. On peut montrer alors que la distribution de cette fraction volumique dans l'épaisseur dépend du volume de fibres moyen et du diamètre des filaments. Nulle au niveau de la paroi, elle atteint sa valeur moyenne à une distance de la paroi qui dépend du taux de fibre moyen. Dans le cas d'un arrangement hexagonal des fibres, cette distance est de l'ordre du diamètre des fibres, comme le montre la figure 3.

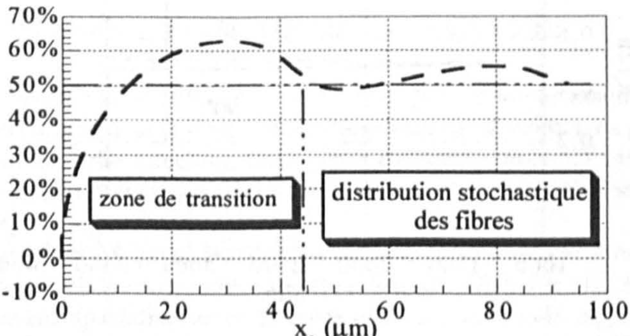

Figure 3. *Répartition de la fraction volumique des fibres selon la distance à la paroi (V_f = 50 %, Φ_f = 20 µm)*

En première approximation, l'évolution du taux de fibres peut être supposée linéaire dans l'intercouche prise d'épaisseur égale à deux fois le diamètre des fibres. Intégrée dans un calcul d'homogénéisation simplifié [BER 92], cette évolution fournit les propriétés mécaniques effectives de l'intercouche. On obtient ainsi une loi de comportement de l'intercouche de transition évolutive dans l'épaisseur x_3 qui se raccorde avec celles des plis adjacents, figure 4.

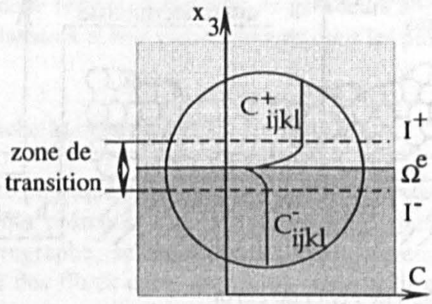

Figure 4. *Loi de comportement évolutive dans l'intercouche*

A titre d'exemple, l'évolution des coefficients de rigidité C_{1313} et C_{2323} dans l'épaisseur est représentée à la figure 5.

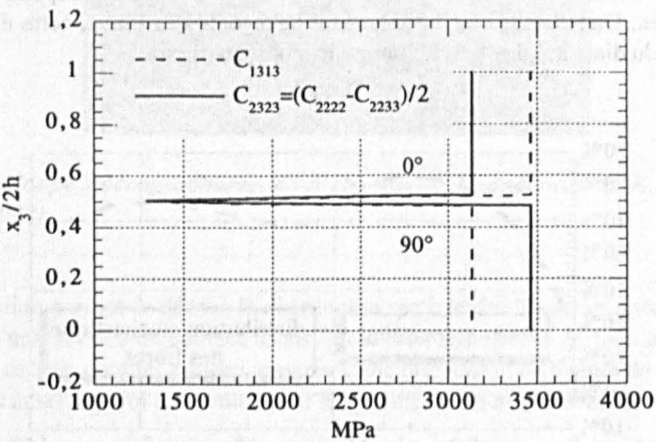

Figure 5. *Evolution des coefficients de rigidité C_{1313} et C_{2323} dans l'épaisseur*

Dans le prochain paragraphe, le modèle d'intercouche ainsi obtenu va être intégré dans un calcul d'effets de bords libres. Une comparaison avec les résultats d'un calcul classique supposant l'interface sans épaisseur et parfaite sera faite pour montrer la pertinence d'un tel modèle d'intercouche.

4. Analyse d'effets de bords libres avec le modèle de transition évolutif

Le stratifié étudié est formé de 4 couches élémentaires unidirectionnelles d'orientation (0°, 90°)$_S$ de même épaisseur h, soumis à un chargement de traction et dont la géométrie est précisée sur la figure 6.

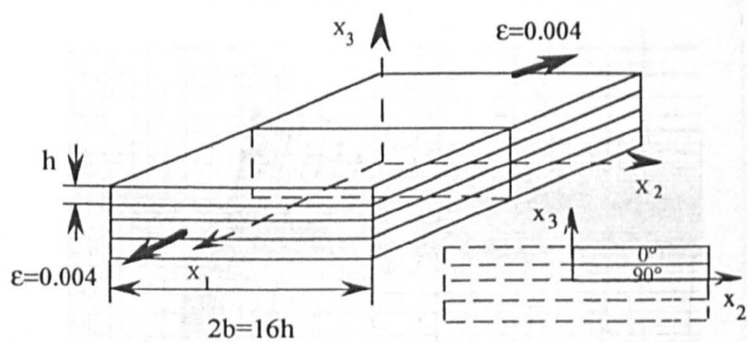

Figure 6. *Stratifié (0°, 90°)$_S$ et sa partie maillée*

Les couches sont prises isotropes transverses, avec les caractéristiques suivantes en pleine masse :

E_{11} = 38250 MPa ; $E_{22} = E_{33}$ = 9200 MPa

G_{23} = 3135 MPa ; $G_{13} = G_{12}$ = 3770 MPa ; $\nu_{12} = \nu_{13}$ = 0.325

La discrétisation du stratifié, réalisée sur ABAQUS, utilise un maillage 3D, mais avec un seul élément dans la direction de chargement car la solution du problème est indépendante de cette direction. Deux types d'éléments finis 3D solides ont été testés, répertoriés C3D8 et C3D20, respectivement à interpolation linéaire et quadratique.

Pour assurer un comportement continu de l'intercouche dans la simulation, nous avons utilisé pour la zone de transition une carte d'ABAQUS dite FIELD qui permet d'imposer un champ continu sur un domaine décrit par des nœuds. Appliquée à notre cas, la technique consiste à introduire des propriétés élastiques différentes pour chaque ensemble de nœuds ayant la même côte x_3. Une interpolation linéaire du comportement est ensuite effectuée dans la hauteur de l'élément.

Le modèle contient 1 200 éléments C3D20, soit 26 259 degrés de liberté. Les éléments sont progressivement raffinés jusqu'à une largeur de 0,0012 mm aussi bien du côté du bord libre qu'au voisinage de l'interface, ces éléments hautement raffinés sont réservés à une zone de transition de 0,040 mm, soit h/25 de part et d'autre de l'interface, figure 7.

Deux types de simulations ont été réalisés, la première correspond à l'approche classique mésoscopique avec une interface parfaite sans loi de transition, référencée par « SLT ». La seconde correspond à l'approche proposée au paragraphe précédent et tient compte de la loi de transition évolutive identifiée précédemment, référencée « LTE ». Signalons que le modèle numérique a été validé par comparaison aux résultats de [SHA 92], dans le cas d'une approche mésoscopique classique.

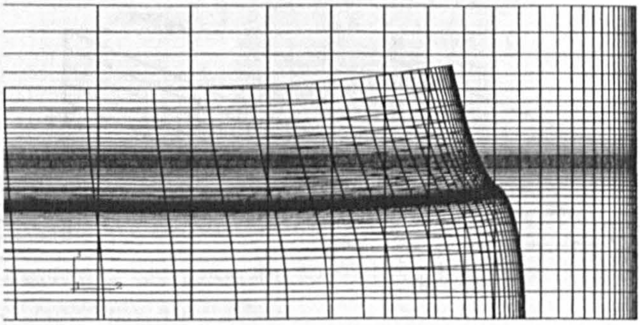

Figure 7. *Maillage E.F. du stratifié et sa déformée au voisinage du bord*

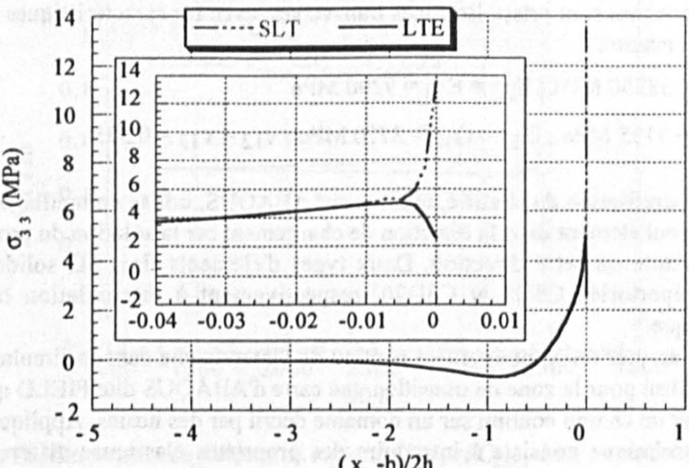

Figure 8. *Evolution de la contrainte normale σ_{33} le long de l'interface avec un agrandissement au voisinage du bord libre*

Les résultats mis en évidence sur les figures 8 et 9 font apparaître l'effet de concentration de contraintes attendue à l'intersection du bord libre et de l'interface. Loin du bord libre, les deux approches coïncident, les contraintes interlaminaires tendant à s'annuler conformément aux théories de plaque. En revanche, elles diffèrent au voisinage immédiat du bord libre.

Des raffinements successifs des maillages au voisinage du bord mettent en évidence le caractère non singulier des contraintes à l'intersection du bord et de l'interface dans l'approche à loi de transition continue, et au contraire, on retrouve la singularité des contraintes observée classiquement en utilisant une approche mésoscopique avec interface parfaite.

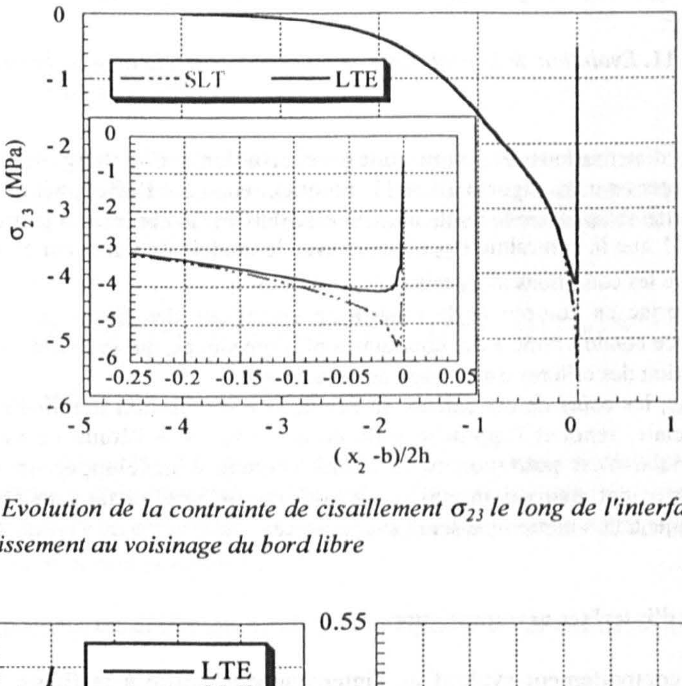

Figure 9. *Evolution de la contrainte de cisaillement σ_{23} le long de l'interface avec un agrandissement au voisinage du bord libre*

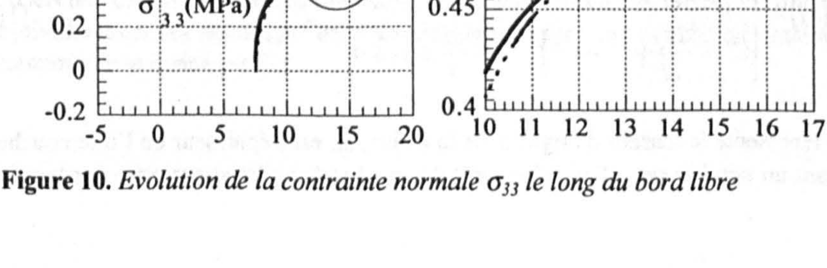

Figure 10. *Evolution de la contrainte normale σ_{33} le long du bord libre*

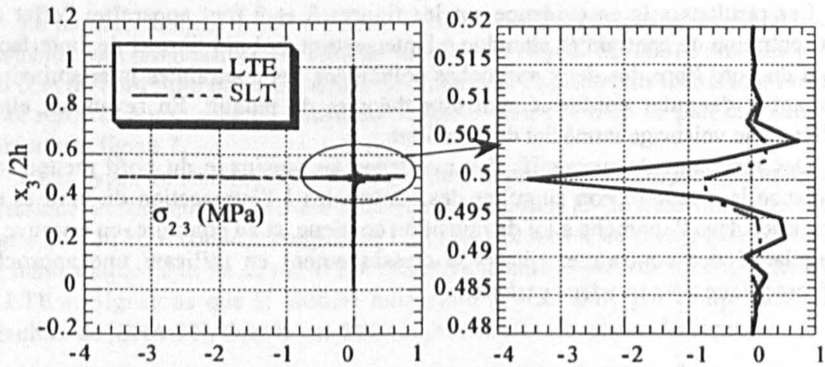

Figure 11. *Evolution de la contrainte de cisaillement σ_{23} le long du bord libre*

Les distributions des contraintes de cisaillement le long du bord libre, représentées sur les figures 10 et 11, montrent encore « l'effet atténuateur » de la singularité obtenu avec la loi de transition évolutive. On observe en particulier sur la figure 11 que la contrainte σ_{23} obtenue avec le modèle de transition évolutif tend à satisfaire les conditions aux limites de bord libre.

La prise en compte de la répartition spécifique des fibres au voisinage de l'interface conduit donc à des contraintes plus physiques, qui se prêtent mieux à une application des critères d'amorçage de délaminage.

Mais, les coûts de ces calculs du fait de la discrétisation très fine de la région interfaciale, rendent l'approche raffinée peu adaptée à l'étude de multicouches industriels, c'est pourquoi, nous avons cherché à développer un modèle de comportement équivalent défini cette fois sur une surface matérielle dont l'implémentation numérique serait avantageuse.

5. Lois d'interface asymptotiques

Le comportement évolutif de l'intercouche identifié à la figure 5 peut être modélisé en première approximation par le tenseur de rigidité suivant :

$$C^e(x_3) = \begin{cases} C^r + \dfrac{2x_3}{el}\left(C^+ - C^r\right) & 0 \leq x_3 \leq +\dfrac{el}{2} \\ C^r - \dfrac{2x_3}{el}\left(C^- - C^r\right) & -\dfrac{el}{2} \leq x_3 \leq 0 \end{cases} \qquad [1]$$

C^r représente le tenseur de rigidité de la résine, el, est l'épaisseur de l'intercouche, e étant un nombre sans dimension petit devant 1 et l une longueur prise par la suite égale à 1. C^+ et C^- sont les tenseurs associés aux plis adjacents supérieur et inférieur. Plus souple que le comportement des plis voisins, le comportement de la région interfaciale, et notamment celui de la résine, peut être supposé de la forme :

$$C^r = e\,\tilde{C}^r \qquad [2]$$

$\tilde{C}^r$ étant une entité finie, de l'ordre de C^+ et de C^-.

En substituant [2] dans [1], le tenseur de rigidité de l'intercouche $C^e(x_3)$ se présente comme la somme de termes de la forme :

$$C = \tilde{C}(y_3)e^m \qquad [3]$$

où m prend les valeurs 1 *et* 0 et où $y_3 = x_3/e$.

On est alors amené à chercher la limite de tels comportements lorsque e tend vers zéro et on utilise pour cela la technique des développements asymptotiques. Les déplacements et contraintes dans l'intercouche sont recherchés alors sous la forme :

$$\begin{aligned} {}^eU(x_1,x_2,x_3) &= U^0(x_1,x_2,y_3) + eU^1(x_1,x_2,y_3) + o(e^2) \\ {}^e\sigma(x_1,x_2,x_3) &= e^{n_0}\sigma^{n_0}(x_1,x_2,y_3) + e^{n_0+1}\sigma^{n_0+1}(x_1,x_2,y_3) + o(e^{n_0+2}) \end{aligned} \qquad [4]$$

l'indice n_0 dépendant de la valeur prise par m.

Ces développements sont alors injectés dans les équations d'un problème d'élasticité classique de transmission posé dans l'intercouche avec des conditions d'adhérence parfaite (continuité de ${}^eU$ et de ${}^e\sigma.\vec{n}$ sur les interfaces de contact I^+ et I^- avec les plis supérieur et inférieur).

A ces équations, on adjoint une condition physique de non interpénétrabilité :

$${}^eU(x_3 + \xi el) - {}^eU(x_3) \geq -\xi el \qquad -\frac{el}{2} \leq x_3 \leq 0 \quad 0 \leq \xi \leq 1 \qquad [5]$$

Après identification et résolution des problèmes d'équilibre successifs aux différents ordres, on obtient les lois d'interface suivantes asymptotiquement équivalentes à des conditions de transmission à travers une couche très mince de comportement donné par [3].

i) lorsque $m > 1$ $\quad \sigma^0_{i3} \equiv 0$

ii) lorsque $m = 1$ $\quad \left[\sigma^0_{i3}\right] = 0\,;\, \sigma_{i3}{}^0 = k_i\left[U_i^0\right]$

$$\text{avec} \quad k_i = \left(\int_{-1/2}^{+1/2} \frac{1}{\tilde{C}_{i3i3}}\, dy_3 \right)^{-1} \qquad [6]$$

iii) lorsque $m < 1$ $\quad \left[\sigma^0_{i3}\right] = 0; \left[U_i^0\right] = 0$

Auxquelles, on adjoint la condition physique de non interpénétrabilité obtenue à la limite, soit :

$$\text{si } \sigma^0{}_{33} \langle 0 \quad \Rightarrow \quad \left[U^0{}_3\right] = 0 \qquad [7]$$

Dans ces relations, l'indice *i* répété n'est pas sommé, et prend successivement les valeurs 1, 2 et 3. Les crochets désignent les sauts de part et d'autre de l'interface.

Ces lois s'interprètent mécaniquement de la façon suivante :

Lorsque $m<1$, ce qui correspond à une intercouche au comportement peu souple, voire rigide, on retrouve les conditions de transmission parfaite.

Lorsque $m \geq 1$, ce qui correspond à une intercouche au comportement souple ou très souple, on obtient des conditions d'interface qui autorisent les glissements et le décollement, (k_1, k_2, k_3) étant respectivement les coefficients de glissement et de décollement élastiques.

- Dans le cas où ces coefficients prennent des valeurs infinies, on retrouve à nouveau la loi de transmission d'une interface parfaite, comme pour le cas $m<1$.

- Lorsque k_1, k_2 et k_3 prennent des valeurs nulles, l'interface ne joue plus son rôle de liant (pas de transmission de contraintes à l'interface, $\sigma^0 = 0$, $m \rangle 1$).

- Lorsque k_1, k_2 et k_3 prennent des valeurs intermédiaires, l'interface est élastique.

Des problèmes asymptotiques similaires ont été traités, dans le cas d'une intercouche mince homogène et isotrope par [CAI 78], [KLA 91], [DES 92], [KHA 94], [GEY 96], les résultats présentés ici sont en accord avec ces travaux.

Les lois d'interface [6] s'apparentent aux lois d'interface imparfaites introduites par [BEN 85] et autres auteurs. Elles sont justifiées ici et complétées par la condition de non interpénétrabilité [7]. Les raideurs sont calculées à partir du comportement de transition de l'intercouche décrit au paragraphe 4.

Les lois d'interface [6] et [7] schématisent différents comportements d'intercouches hétérogènes qui ne se raccordent pas forcément avec les plis adjacents. Pour obtenir une loi d'interface asymptotiquement équivalente au comportement évolutif présenté au paragraphe 4, il est nécessaire de revenir à la loi [1]-[2] complète et de superposer différents calculs asymptotiques. Néanmoins, les lois d'interface [6] et [7] sont ici étudiées spécifiquement dans la mesure où elles permettent de simuler les transferts de charge propres aux intercouches souples telles que les joints de colle, les enrichissements de résine, et autres couches minces utilisées dans des matériaux composites récemment développés pour des applications aéronautiques, tels que les matériaux ARALL et CARALL, [SHI 94], obtenus en alternant des couches d'aluminium et des couches minces souples hétérogènes.

6. Mise en œuvre numérique des lois d'interface

Les lois d'interface établies précédemment ont été implémentées dans le code de calcul ABAQUS en associant deux types d'éléments finis, un élément ressort et un élément de contact, répertoriés RESSORT et INTER dans ABAQUS.

Trois éléments RESSORT sont introduits suivant trois directions x_1, x_2 et x_3. Chaque triplet de ressort est défini entre deux nœuds de même cote (nœuds dédoublés artificiellement). Les raideurs attribuées aux éléments ressorts sont obtenues à partir des raideurs volumiques données par [6] multipliées par les surfaces affectées aux nœuds. Les éléments INTER, assurant la non interpénétrabilité et autorisant le faible glissement, sont implémentés sur toute l'interface, chaque élément INTER utilise huit nœuds (quatre paires de nœuds).

Les cartes d'interface réalisées ont tout d'abord été testées et validées sur des problèmes élémentaires de traction, de cisaillement et de compression [HABa 97], [HABb 97], comportant une intercouche mince homogène très souple. Différents tests de convergence ont ainsi permis de valider la convergence asymptotique vers la loi d'interface [6] dans le cas $m = 1$.

Les calculs d'effets de bords libres décrits au paragraphe 3 ont ensuite été repris, l'intercouche cette fois étant simulée par la loi d'interface.

La distribution des contraintes obtenue dans le cas $m = 1$, caractéristique par exemple d'une couche mince de résine pure, référencée CI, apparaît non singulière en bord libre et du même niveau d'intensité que celui observé avec le modèle de comportement de transition évolutif de l'intercouche. Ce résultat montre que la couche de résine contrôle bien le transfert de charge, même si on observe sur la figure 13, une perte d'intensité du gradient de contrainte qui s'explique par le caractère globalement plus souple de l'intercouche considérée comparée à la loi de transition évolutive.

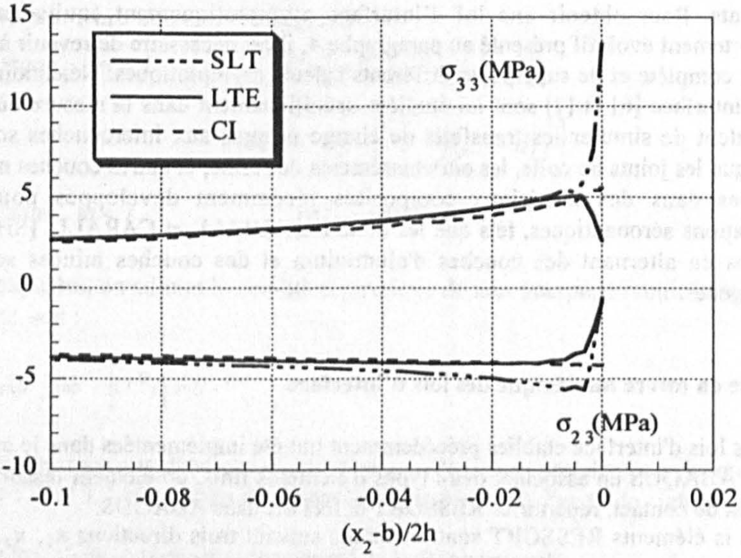

Figure 12. *Evolution des contraintes de cisaillement interlaminaires à l'interface au voisinage du bord libre*

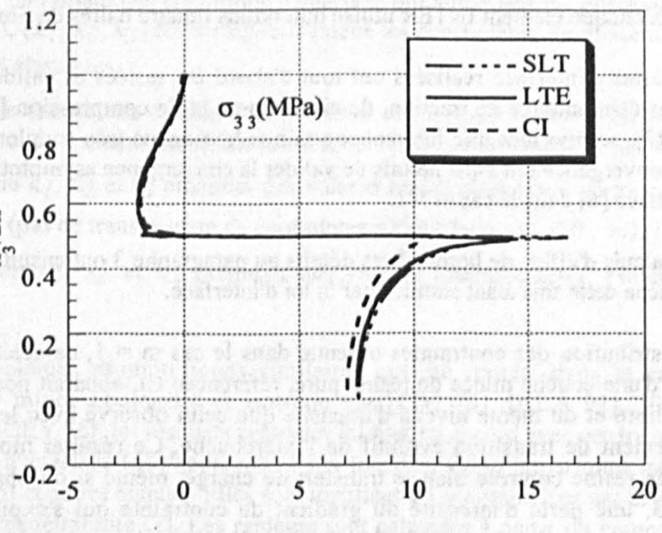

Figure 13. *Evolution de la contrainte σ_{33}sur le bord libre*

Pour vérifier le caractère non singulier des contraintes aux bords libres, nous avons utilisé des maillages hautement raffinés au niveau des bords libres et aux interfaces (32 208 ddl, 39 528 ddl, par exemple) ; les maximums de contraintes obtenues à l'interface restant les mêmes pour tous ces maillages. D'autres maillages plus réduits, avec 4 224 ddl par exemple, permettent d'atteindre ce maximum, d'où, un gain très important en temps de calcul en particulier vis-à-vis du calcul avec la loi de transition évolutive.

7. Conclusion

Les deux modèles proposés ici sont issus d'une description réaliste de l'état de l'intercouche dans les stratifiés. Ils permettent d'incorporer les propriétés de l'intercouche dans des analyses prédictives de façon non arbitraire. Intégrés dans un calcul d'effets de bords libres, ils conduisent à des contraintes non singulières, donc plus physiques, qui se prêtent mieux à une application de critère d'initiation de délaminage.

Sur le plan numérique, le deuxième modèle d'interface présente des avantages numériques certains : gain en coûts de calcul, en faisabilité et en efficacité.

Ce travail a été poursuivi par la prise en compte de l'ensemble des termes du tenseur de comportement évolutif. Différentes lois d'interface, représentatives d'une transition évolutive continue du comportement, ont été établies. On montre que la nature de la loi d'interface équivalente dépend de l'importance de l'enrichissement en résine de l'intercouche. Ainsi, on trouve des lois qui s'apparentent à celles présentées en [6] avec des coefficients de raideur fonction des propriétés de la résine et de sa proportion dans l'intercouche. Sur le plan numérique, les différentes lois d'interface obtenues ont été implémentées sur ABAQUS et intégrées dans un calcul d'effets de bord.

8. Bibliographie

[ACH 89] ACHENBACH J.D. *et al.*, Effect of interfacial zone on mechanical behavior and failure of fiber reinforced composites, *Journal of the Mech. and Phy. of Solids*, Vol. 37, 1989, pp. 381-393.

[BEC 95] BECKER W., Free-edge stress concentration in angle-ply laminates, *Archive of Applied Mechanics*, 65 38-43, Springer Verlag, 1995.

[BEN 85] BENVENISTE Y., On the effect of debonding on the overall behavior of composite materials, *Mech. Mater.*, Vol. 3, pp. 349-358, 1985.

[BER 92] BERTHELOT J.M., *Matériaux composites comportement mécanique et analyse de structures*, ed. Masson, 1992.

[BIL 94] BILLOËT J. L., BEN ZINEB T., BEN LAZREG B., Introduction de l'effet de paroi dans l'analyse des contraintes de bords libres pour les plaques stratifiées, *Journées Nationales des Composites*, Saint Etienne, 1994.

[CAI 78] CAILLERIE D., Sur le comportement limite d'une inclusion mince de grande rigidité dans un corps élastique, C. R. Acad. Sc. Paris, pp. 675-678, 1978.

[CAR 93] CARDON A.H., From micro- to macroproperties of polymer-based composite systems by integration of the characteristics of the interphase regions, *Composites Structures*, n° 24, pp. 213-217, 1993.

[CHE 96] CHENG Z., JEMAH A.K., WILLIAMS F.W., Theory for multilayered anisotropic plates with weakened interfaces, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 63, pp. 1019-1026, 1996.

[DEL 88] DELALE F., ERDOGAN F., On the mechanical modeling of the interfacial region in bonded half-planes, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 55, pp. 317-324, 1988.

[DES 92] DESTUYNDER P. *et al.*, Some theoretical aspects in computational analysis of adhesive lap joints, *Int. Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 35. 1237-1262, 1992.

[FAV 96] FAVRE J. P., Interfaces dans les composites fibreux, *Techniques de l'ingénieur* 8, 1996.

[GEY 96] GEYMONAT G., KRASUCKI F., LENCI S., Analyse asymptotique du comportement d'un assemblage collé, C. R. Acad. Sci. Paris, t. 322, p. 1107-1112, 1996.

[HABa 97] HABOUSSI M., DUMONTET H., BILLOËT J.L., Modélisation asymptotique de l'effet de paroi dans un stratifié composite unidirectionnel : application à l'étude des effets de bords libres, Actes du colloque national en calcul des structures (Giens), 1997.

[HABa 97] HABOUSSI M., DUMONTET H., BILLOËT J.L., Interface Modelling in laminated composites for free-edge effect analysis, *International Conference of Composite Materials*, Melbourne, Australia, 1997.

[HAN 83] HANCOX N.L., High Performance Composites with Resin Matrices, *Handbook of Composites*, Volume Editors : A. Kelly and S. T. Mileiko, North-Holland, 1983.

[HAS 64] HASHIN Z., ROSEN B.W., The elastic moduli of fiber-reinforced materials, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 31, pp. 223-228, 1964.

[HAS 91] HASHIN Z., Thermoelastic properties of particulate composites with imperfect interface, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 39, n° 6, pp. 745-762, 1991.

[HER 89] HERAKOVICH C.T., Free Edge effects in laminated composites, *Handbook of Composites*, Volume 2, Structure and design, Edited by C.T. Herakovich and Y.M. Tarnopol'skii, 1989.

[HER 95] HERVE E., ZAOUI A., Elastic behaviour of multiply coated fibre-reinforced composites, *Int. J. Engng Sci.*, Vol. 33, n° 10, pp. 1419-1433, 1995.

[HIB 97] HIBBIT, KARLSSON & SORENSEN, Inc., ABAQUS V. 5.5, 1997.

[ICA 95] ICARDI U., *et al.*, An evaluation of the influence of geometry and of material properties at the free edges and at corners of composite laminates, *Computers & Structures*, Vol. 57, n° 4, pp. 555-571, 1995.

[JAY 92] JAYARAMAN K., REIFSNEIDER K.L., Residual stresses in a composite with continuously varying Young's modulus in the fiber/matrix interphase, *J. Composite Materials*, Vol. 26, pp. 770-791.

[KLA 91] KLARBRING A., Derivation of the model of adhesively bonded joints by the asymptotic expansion method, *Int. J. Engng. Sci.*, Vol. 29, n° 4, pp. 493-512, 1991.

[KIM 84] KIM R.Y. *et al.*, « Experimental and analytical studies on the onset of delamination in laminated composites », *Journal of Composite Materials*, Vol. 18, January 1984.

[LAI 94] LAIRD G., KENNEDY T.C., Micromechanics of imperfect interfaces in heterogeneous materials, *Composites*, Vol. 25, n° 7, pp. 593-603, 1994.

[LAT 88] LATHAM C.T. *et al.*, A shear-deformable two-layer plate element with interlayer slip, *Int. J. Num. Engng.*, Vol. 26, pp. 1769-1789, 1988.

[LEC 87] LECUYER E., ENGRAND D., DUMONTET H., Comparaison de méthodes de couche limite pour l'analyse des effets de bords dans les matériaux composites, *Annales des composites*, 1987/1.

[LEN 82] LENE F., LEGUILLON D., Homogenized constitutive law for a partially cohesive composite material, *Int. J. Solid Structures*, Vol. 18, n° 5, pp. 443-458, 1982.

[LUT 96] LUTZ M.P., ZIMMERMAN R.W., Effect of the interphase zone on the bulk modulus of a particulate composite, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 63, pp. 855-861, 1996.

[MIC 94] MICHEL J.C., SUQUET P., THEBAUD F., Une modélisation du rôle des interfaces dans le comportement des composites à matrice métallique, *Revue européenne des élements finis*, Vol. 3, n° 4, pp. 573-595, 1994.

[OUL 94] OULD KHAOUA A., LEBON F., LICHT C., Etude théorique et numérique de comportement asymptotique de couches minces, Colloque national en calcul des structures (Giens), 1994.

[PIP 70] PIPES R.B, PAGANO N.J., Interlaminar stresses in composite laminates under uniform axial extension, *J. Composite Materials*, 4, 538, 1970.

[RYB 71] RYBICKI E. F., Approximate three-dimensional solutions for symmetric laminates under inplane loading, *J. Composite Materials, 5*, 354-360, 1971.

[SHA 91] SHAH C. G. *et al.*, Analysis of edge delamination in laminates through combined use of quasi-three-dimensional, eight-noded, two-noded and transition elements, *Computers & Structures*, Vol. 39, n° 3/4, pp. 231-242, 1991.

[SHI 94] SHIHONG L. *et al.*, A new kind of super-hybrid composite material for civil use-ramie fibre/Al, *Composites*, n° 3, pp. 225-228, 1994.

[YAN 94] YANG W., FONG SHIH C., Fracture along interlayer, *Int. J. Solid Structures*, Vol. 31, n° 7, pp. 985-1002, 1994.

[WAN 77] WANG A.S.D. *et al.*, Some new results on edge effect in symmetric composite laminates, *J. Composite Materials*, 11, 92, 1977.

[WAN 83] WANG S.S., Elasticity solutions for a class of composite laminate problems with stress singularities, in Herakovich Hashin Mechanics of composite materials recent advances, 1983.