



HAL
open science

**Effet de l'orientation des fibres des plis adjacents sur la
résistance au délaminage en mode I pur = Effect of the
fibre's orientation of adjacent ply on pure mode I
fracture toughness**

Xiaojing Gong, Anita Hurez, Hui Sun

► **To cite this version:**

Xiaojing Gong, Anita Hurez, Hui Sun. Effet de l'orientation des fibres des plis adjacents sur la résistance au délaminage en mode I pur = Effect of the fibre's orientation of adjacent ply on pure mode I fracture toughness. JNC 16, Jun 2009, Toulouse, France. 9 p. hal-00389825

HAL Id: hal-00389825

<https://hal.science/hal-00389825v1>

Submitted on 11 Jun 2009

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Effet de l'orientation des fibres des plis adjacents sur la résistance au délaminage en mode I pur

Effect of the fibre's orientation of adjacent ply on pure mode I fracture toughness

Xiao-jing GONG¹, Anita HUREZ², Hui SUN¹

1 : Institut Supérieur de l'Automobile et des Transports (ISAT) ,
Université de Bourgogne – 49 Rue mlle Bourgeois, BP31 – 58027 NEVERS CEDEX
e-mail : xjgong@u-bourgogne.fr,

2 : IUT du Creusot
Université de Bourgogne – 12 Rue de la Fonderie, 71200 LE CREUSOT
e-mail : anita.hurez@u-bourgogne.fr

Résumé

Ce travail concerne l'étude de l'effet de l'orientation des fibres des plis adjacents à la fissure dans une éprouvette DCB (Double Cantilever Beam) sur la résistance au délaminage en mode I pur. Afin d'isoler l'influence de l'orientation l'étude porte sur des stratifiés particuliers ayant tous les mêmes matrices de comportement global A B D. Les résultats expérimentaux montrent une grande variation de résistance au délaminage GIC et des courbes R selon l'orientation des plis situés de part et d'autre du plan de fissure. Une modélisation par éléments finis permet de mettre en évidence l'importance de l'état de contraintes locales et donc de l'endommagement au voisinage du fond de fissure.

Abstract

This work deals with effect of fibre's orientation of adjacent plies of Double Cantilever Beam on pure mode I fracture toughness. In order to isolate the influence of this orientation, we study special laminates having the same global stiffness matrix A B D. Experimental results show a significant variation of GIC fracture toughness and R curve with orientation variation. A finite element model show the importance of the local stresses and so damage near of the front tip.

Mots Clés : délaminage, rupture, DCB test

Keywords : delamination, fracture, DCB test

1. Introduction

Malgré les qualités excellentes des composites stratifiés, il reste difficile d'appréhender les modes complexes d'endommagement étant donné les moyens de fabrication et de mise en œuvre de ce type de matériau. En particulier, le délaminage des stratifiés étant le mode d'endommagement le plus souvent rencontré, il est important de bien comprendre les mécanismes qui le créent et qui le développent. Dans la littérature il s'avère que la résistance au délaminage des stratifiés dépend de divers paramètres : le mode de chargement, les paramètres d'environnement (température, humidité...) et aussi l'orientation des fibres des plis adjacents à la fissure [1-4]. Même en mode I pur, le mode le plus étudié, l'influence de ce dernier reste encore difficile à appréhender, les résultats publiés étant souvent contradictoires. En réalité, la résistance au délaminage en mode I pur est mesurée sur des éprouvettes de type DCB (Double Cantilever Beam). En fait, lorsque l'orientation des fibres adjacentes à la propagation de la fissure varie, les matrices de rigidité A_{ij} , B_{ij} , D_{ij} du stratifié varient également. Les couplages de déformation induisent une distribution de l'énergie de rupture sur la largeur de l'éprouvette complètement différente. Les résultats ainsi obtenus ne sont pas faciles à interpréter. Afin d'étudier l'effet de l'orientation des fibres adjacentes sur la résistance au délaminage en mode I pur, le présent travail propose d'utiliser des stratifiés ayant des caractéristiques particulières et tous les mêmes matrices de comportement global A B et D. Ainsi, nous pouvons choisir librement les angles des plis adjacents : θ_1 /fissure/ θ_2 . Les préimprégnés utilisés pour réaliser les éprouvettes sont des tissus équilibrés.

2. Etude expérimentale

2.1. Stratifiés étudiés

Les stratifiés étudiés sont constitués de plis préimprégnés hybride carbone-verre/époxy HEXPLY42 54% /G1088 dont l'arrangement des fibres longues est un tissu équilibré (satin). Les propriétés mécaniques du pli élémentaire tissé sont indiquées (Tab. 1).

Module longitudinal	E_L (GPa)	28
Module transversal	E_T (GPa)	28
Module de cisaillement	G_{LT} (GPa)	3
Coefficient de Poisson	ν_{LT} (GPa)	0.35
Epaisseur du pli	h (mm)	0.175
Résistance en traction	$X_+=Y_+$ (MPa)	377
Résistance en compression	$X_-=Y_-$ (MPa)	370
Résistance en cisaillement	S (MPa)	58

Tab. 1. caractéristiques des plis.

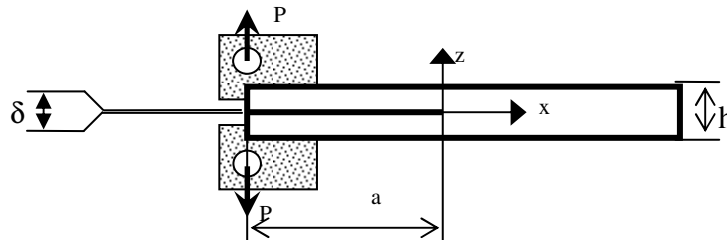


Fig. 1. Epreuve DCB.

Lors de la fabrication des éprouvettes DCB (Fig. 1), un film polyester d'épaisseur de 15 μ m a été inséré à mi-épaisseur pour créer une fissure artificielle entre les deux bras. Les stratifiés sont constitués de 16 plis (Tab. 2), leurs matrices de comportement global sont identiques (égalité des termes A_{ij} , B_{ij} et D_{ij} entre tous les stratifiés). Ils ont des propriétés particulières afin de supprimer au maximum les couplages [5], les deux bras et l'éprouvette totale sont :

- quasi-homogènes : leurs rigidités de membrane et de flexion sont égales
- quasi-isotrope : A_{ij} , B_{ij} , D_{ij} sont identiques dans toutes les directions ;
- non couplés : $B_{ij}=0$ et $A_{16}=A_{26}=D_{16}=D_{26}=0$.

angles	bras supérieur	fissure	bras inférieur
0°/0°	(45/0/0/45/0/45/45/0)	film	(0/45/45/0/45/0/0/45)
0°/15°	(45/0/0/45/0/45/45/0)	film	(15/-30/-30/15/-30/15/15/-30)
0°/30°	(45/0/0/45/0/45/45/0)	film	(30/-15/-15/30/-15/30/30/-15)
0°/45°	(45/0/0/45/0/45/45/0)	film	(45/0/0/45/0/45/45/0)
15°/15°	(-30/15/15/-30/15/-30/-30/15)	film	(15/-30/-30/15/-30/15/15/-30)
15°/30°	(-30/15/15/-30/15/-30/-30/15)	film	(30/-15/-15/30/-15/30/30/-15)
15°/45°	(-30/15/15/-30/15/-30/-30/15)	film	(45/0/0/45/0/45/45/0)
15°/60°	(-30/15/15/-30/15/-30/-30/15)	film	(-30/15/15/-30/15/-30/-30/15)
15°/75°	(-30/15/15/-30/15/-30/-30/15)	film	(-15/30/30/-15/30/-15/-15/30)
30°/30°	(-15/30/30/-15/30/-15/-15/30)	film	(30/-15/-15/30/-15/30/30/-15)
30°/45°	(-15/30/30/-15/30/-15/-15/30)	film	(45/0/0/45/0/45/45/0)
30°/60°	(-15/30/30/-15/30/-15/-15/30)	film	(-30/15/15/-30/15/-30/-30/15)
45°/45°	(0/45/45/0/45/0/0/45)	film	(45/0/0/45/0/45/45/0)

Tab. 2. Les séquences d'empilement des stratifiés utilisés

Les essais ont été effectués sur des éprouvettes de longueur 100 mm, de largeur 20 mm avec des tailles de fissure variant de 20 à 60 mm. Les essais permettent de mesurer l'évolution de la charge P en fonction de la distance entre les bras de l'éprouvette DCB. On en déduit ensuite la résistance au délaminage du stratifié en terme de taux de restitution d'énergie critique et les courbes R qui traduisent la résistance à la propagation de fissure.

2.2. Résistance au délaminage

La résistance au délaminage est évaluée par le taux de restitution d'énergie critique correspondant à l'amorçage de la fissure. Sa valeur expérimentale est déterminée en appliquant la méthode de complaisance. Pour les essais DCB, la loi de complaisance expérimentale a été établie en utilisant le modèle de Berry :

$$C = \alpha \cdot a^n \quad (\text{eq. 1})$$

$$G_{IC} = \frac{P_c^2}{2b} \frac{dC}{da} = \frac{P_c^2}{2b} \alpha \cdot n \cdot a^{n-1} \quad (\text{eq. 2})$$

Ici C est la complaisance mesurée pour différentes tailles de fissures initiales ; α et n sont déterminés par l'interpolation des points expérimentaux ; P_c est la force critique correspondant à l'amorçage de la fissure ; a et b sont respectivement la longueur initiale de la fissure et la largeur de l'éprouvette. La charge critique P_c utilisée est définie soit par P_{NL} (fin de la partie linéaire de la courbe $P=f(\delta)$) (Fig. 2), soit par $P_{5\%}$ (charge correspondant à une chute de rigidité de 5%).

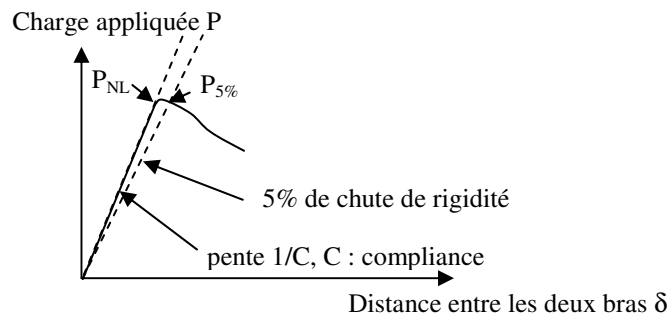


Fig. 2 Courbe $P=f(\delta)$

Le taux de restitution d'énergie critique G_{IC} analytique est déterminé en utilisant la théorie des poutres (eq. 3, 4).

$$C = \frac{\delta}{P} = \frac{\delta_{NL}}{P_{NL}} = \frac{8a^3}{Eb (h/2)^3}; \quad (\text{eq. 3A})$$

$$E = \frac{1}{C} \frac{8a^3}{b (h/2)^3} \quad (\text{eq. 3B})$$

$$G_{IC} = \frac{P_c^2}{2b} \frac{dC}{da} = \frac{12P_c^2 a^2}{Eb^2 (h/2)^3} \quad (\text{eq.4A})$$

$$\text{si } P_c = P_{NL} : G_{IC} = \frac{3\delta_{NL}^2}{abC} \quad (\text{eq.4B})$$

2.3. Courbe R

La courbe R décrit l'évolution de la résistance au délaminage en fonction de l'accroissement de la fissure après le point d'amorçage du délaminage. Dans le cas des éprouvettes du type DCB, la longueur de la fissure a été déterminée de façon effective à partir de la loi de la complaisance basée sur le modèle de Berry (eq. 1):

$$a_{eff} = \sqrt[n]{\left(\frac{C}{\alpha}\right)} \quad (\text{eq. 5})$$

où $C = \frac{\delta}{P}$ est mesurée dans la partie après l'initiation de la propagation de la fissure .

Ensuite la résistance correspondante est déterminée par la relation suivante :

$$G_{Ip} = \frac{n\alpha}{2b} P^2 (a_{eff})^{n-1} \quad (\text{eq. 6})$$

Ainsi nous pouvons tracer la courbe R qui présente la variation de la résistance au délaminage en fonction de l'avancement de la fissure :

$\Delta R = f(\Delta a)$ où $\Delta R = G_{Ip} - G_{IC}$ et $\Delta a = a_{eff} - a_0$, ici a_0 désigne la longueur initiale de la fissure.

3. Modélisation

3.1 Description du modèle éléments finis

L'éprouvette DCB est modélisée avec des éléments volumiques quadratiques (éléments à 20 nœuds), la taille de fissure a est de 40 mm, la largeur d'éprouvette de 20 mm, longueur de 60 mm. Seul le bras supérieur de l'éprouvette est modélisé dans le logiciel SYSTUS, le calcul prend en compte le contact qui peut avoir lieu entre le bras supérieur et le plan de symétrie.

Le chargement appliqué est un déplacement imposé à l'extrémité sur la ligne P5P6. Dans la zone non fissurée la condition de symétrie impose un déplacement nul dans la direction normale au plan de symétrie. Les mobilités sont bloquées par les conditions imposées aux points P1 ($UX=UY=UZ=0$) et P4 ($UX=UZ=0$) (Fig. 3).

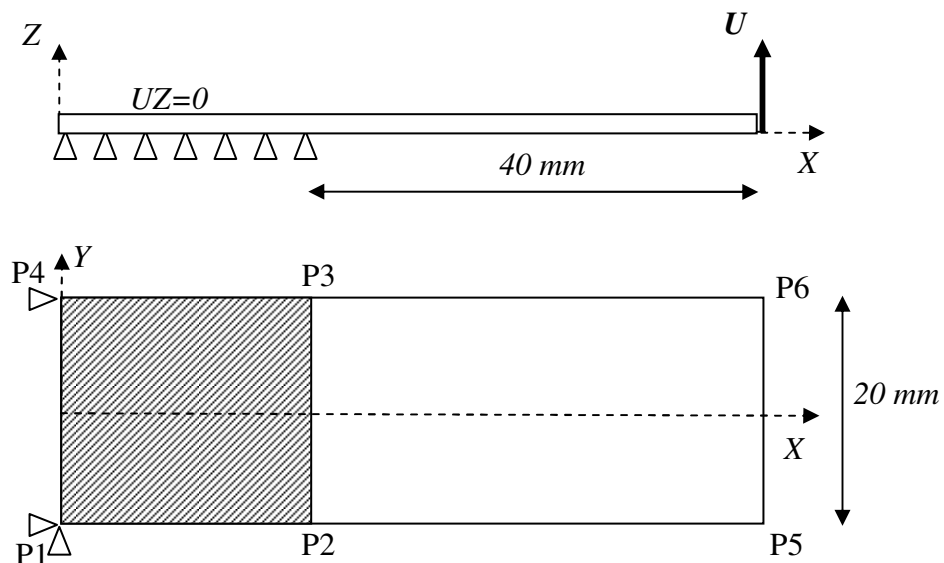


Fig.3. Schéma de l'éprouvette DCB modélisée.

Le maillage comporte environ 14500 nœuds et 3100 éléments, la taille des éléments de fond de fissure est de 0,2 mm dans la direction X (Fig. 4). Afin de mieux reproduire la singularité de contrainte au voisinage du fond de fissure, le nœud milieu de l'élément situé au fond de fissure est décalé au quart du côté (éléments de Barsoum).

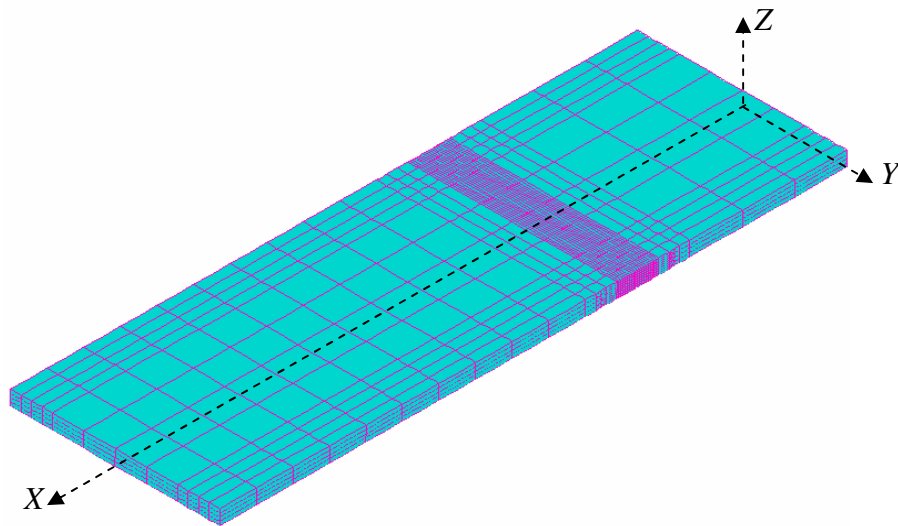


Fig.4. Maillage 3D de l'éprouvette DCB.

Nous avons calculé la solution EF pour les quatre stratifiés utilisés pour les bras d'éprouvette (0// θ , 15// θ , 30// θ et 45// θ). Les stratifiés sont définis dans le logiciel avec les propriétés mécaniques indiquées (Tab. 1).

Nous avons choisi une modélisation tridimensionnelle afin d'estimer au mieux les contraintes dans l'éprouvette DCB. Le calcul permet de déterminer la répartition du taux de restitution d'énergie dans la largeur de l'éprouvette et de calculer le critère de rupture de Hoffman dans la zone du fond de fissure.

3.2 Calcul du taux de restitution d'énergie

Le calcul du taux de restitution d'énergie est réalisé par une méthode de fermeture du fond de fissure. La modélisation effectuée nécessite deux étapes (Fig. 5) : un premier calcul avec une fissure de longueur a , un second calcul avec une taille de fissure $a-\Delta a$ pour simuler la fermeture de la fissure.

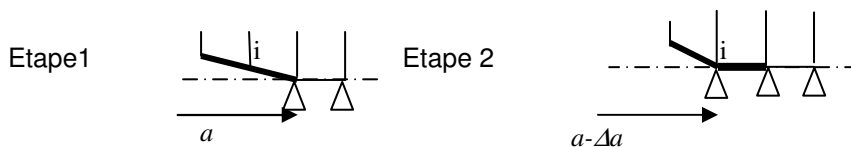


Fig. 5 : Méthode de calcul des taux de restitution d'énergie

Cette méthode est basée sur les travaux d'Irwin considérant que pour une petite extension de fissure Δa , l'énergie absorbée dans le processus de fissuration est égale au travail nécessaire pour refermer la fissure. Le taux de restitution d'énergie au nœud i est donc calculé à partir du déplacement u_{zi} du nœud i situé à l'avant de la fissure (à une distance Δa) et de la force F_{zi} qui s'exerce au nœud i après la fermeture de la fissure (eq. 7).

$$G_i = \frac{1}{2b\Delta a} F_{zi}(2u_{zi}) \quad (\text{eq. 7})$$

4. Résultats et discussion

4.1 Module d'Young

Pour déterminer la valeur théorique du module d'Young E_{11} des stratifiés à partir de la théorie de la stratification, on utilise certaines constantes d'un pli préimprégné du matériau HEXPLY 42 54 %/G1088 Carbone-Verre/Epoxyde (tab.1). Les valeurs mesurées sur différents stratifiés sont déterminées par l'équation 3. Chaque valeur est une moyenne au moins de 6 mesures.

théorique	stratifié	0//0	0//15	0//30	0//45	15//15	15//30	15//45	15//60
20.41	E_{11}	19.86	20.34	21.00	20.67	21.24	19.60	20.48	21.42
	Erreur (%)	-2.69	-0.34	2.89	1.27	4.07	-3.97	0.34	4.95
	stratifié	15//75	30//30	30//45	30//60	30//75	45//45	45//60	45//75
	E_{11}	21.32	20.33	20.65	21.07	22.02	20.71	20.70	20.24
	Erreur (%)	4.46	-0.39	1.18	3.23	7.89	1.47	1.42	0.83

Tab. 3 : les résultats calculés de E_{11} issus de la mesure du module d'Young des éprouvettes

Les résultats (Tab.3) montrent que les valeurs mesurées sont très proches des valeurs théoriques, l'erreur relative par rapport à la valeur théorique est inférieure à 5% à l'exception d'une valeur. Il semble que tous les stratifiés élaborés ont une qualité bien homogène, les essais sont réalisés dans de bonnes conditions et les résultats mesurés sont fiables.

4.2 Résistance au délaminage G_{IC}

Les résultats expérimentaux sont illustrés par la figure 6 (Fig. 6). On constate que la différence de G_{IC} obtenu par eq. 2 et eq. 4 est négligeable devant la dispersion habituelle avec ce type de matériau.

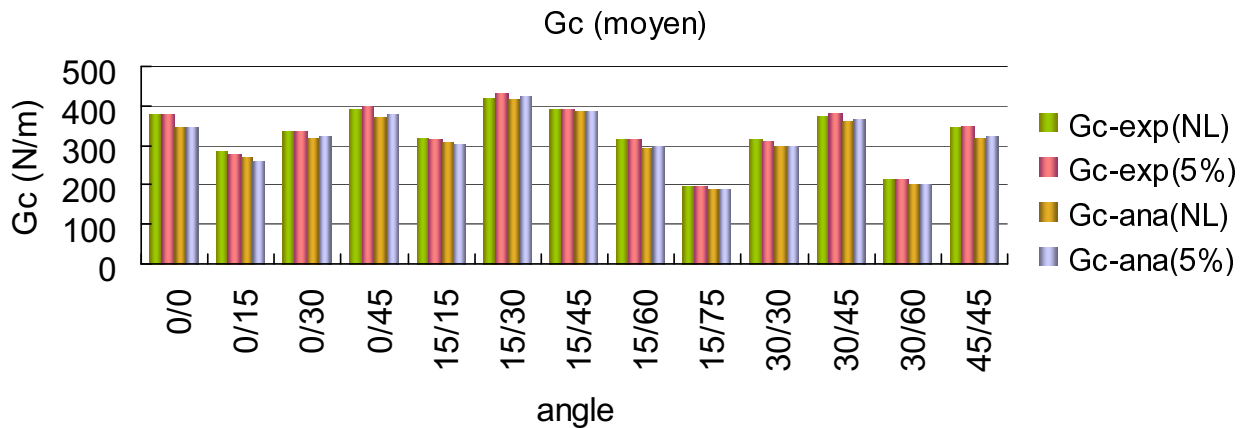


Fig. 6. G_{IC} pour différentes orientations des plis adjacents à la fissure

Par contre, l'orientation des plis adjacents au plan de la fissure a une influence significative sur la résistance au délaminage en mode I pur (correspondant à l'initiation de la propagation de la fissure) G_{IC} . La valeur maximale de G_{IC} est 2 fois plus importante que la valeur minimale. Toutefois, la relation entre la variation de G_{IC} et les angles des plis adjacents semble complexe à cause du tissage du pli élémentaire.

Le calcul par éléments finis permet de tracer la répartition du taux de restitution d'énergie dans la largeur de l'éprouvette (Fig. 7). Celle-ci est la même quelle que soit la séquence d'empilement puisque les matrices de comportement global A, B et D sont identiques pour tous les stratifiés étudiés. On peut voir que la répartition n'est pas constante dans la largeur, G_I est maximum au milieu de l'éprouvette. Ce type de répartition se rencontre communément dans les stratifiés, Davidson [8] considère qu'elle dépend du paramètre $D_C = D_{12}^2 / D_{11}D_{22}$ (ici $D_C = 0.277$).

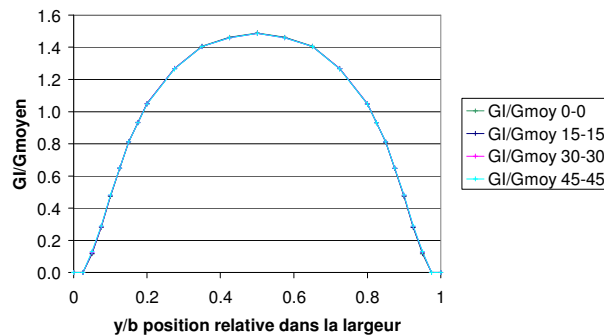


Fig. 7. Répartition de $G_I/G_I(moyen)$ dans la largeur de l'éprouvette DCB

Les calculs ont été effectués en imposant le déplacement correspondant à l'amorçage des stratifiés θ_1/θ_2 . La valeur moyenne G_{IC} calculée est environ 8% supérieure à la valeur expérimentale qui est en fait une valeur moyenne dans la largeur de l'éprouvette (Tab. 4).

angle	0/0	15/15	30/30	45/45	15/-15 (15/75)	30/-30 (30/60)
G_{IC} exp NL	377	318	315	344	198	214
G_{IC} moyen EF	408	340	339	374	215	231
Ecart relatif	8.2%	7.1%	7.8%	8.7%	8.54%	8.16%
R_0 (mm)	0.447	0.573	0.563	0.561	0.279	0.282

Tab. 4. Valeurs du taux de restitution d'énergie critique pour les stratifiés θ/θ et $\theta/-\theta$

Le calcul des contraintes permet de déterminer le critère de Hoffman (eq. 8) dans la zone proche du fond de fissure. Le critère affiché est $1/R$, avec R solution de l'équation 8.

$$R^2 \left(C_1 (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + C_2 (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + C_3 (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + C_7 \sigma_{23}^2 + C_8 \sigma_{13}^2 + C_9 \sigma_{12}^2 \right) + R (C_4 \sigma_{11} + C_5 \sigma_{22} + C_6 \sigma_{33}) - 1 = 0 \quad (\text{eq. 8})$$

La singularité des contraintes a été prise en compte en utilisant des éléments de Barsoum avec le nœud milieu décalé au quart du côté afin de respecter la singularité des contraintes au voisinage du fond de fissure (variation en $1/\sqrt{r}$, r étant la distance par rapport au fond de fissure dans la direction longitudinale de l'éprouvette). On peut constater qu'au moment de la rupture la zone où le critère de rupture de Hoffman dépasse 1 est d'une taille $R_0=0.45$ mm pour 0/0, $R_0=0.56$ mm pour les autres orientations θ/θ et $R_0=0.28$ mm pour les orientations croisées 15/-15 et 30/-30 (Tab. 4).

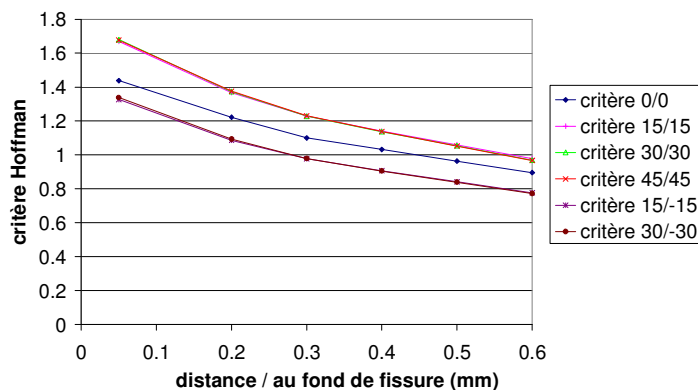


Fig. 8. Critère de Hoffman au voisinage du fond de fissure au moment de la rupture

Ces premiers résultats indiquent que la zone endommagée au voisinage du fond de fissure dépend de l'orientation des plis adjacents. On remarque la similitude entre les orientations croisées 15/-15 et 30/-30, configuration pour lesquelles il y a moins de risque de chevauchement des fibres entre les deux couches adjacentes, la rupture intervient pour une zone endommagée plus confinée que lorsque les couches adjacentes sont identiques.

Toutefois, ce calcul permet de mettre en évidence l'importance de la prise en compte d'une zone d'endommagement en plus du critère du taux de restitution d'énergie critique. En effet, si on se réfère seulement au taux de restitution d'énergie critique G_{IC} , les différents stratifiés étudiés ici présentent tous la même répartition du taux de restitution d'énergie et devraient donc tous casser pour la même valeur critique G_{IC} , or l'expérience montre qu'il en est autrement. Il semble que la notion d'endommagement soit un paramètre indispensable dans l'amorçage de la fissure. Pour autant, le matériau utilisé étant à base de tissu équilibré, il est difficile de tirer des conclusions claires vis-à-vis des variations observées. Il faudra refaire l'étude avec un matériau à base de plis unidirectionnels afin d'obtenir des variations plus significatives dans l'espoir de mieux interpréter l'influence de l'orientation.

4.3 Courbes R

Comme pour la résistance à l'amorçage du délaminage G_{IC} , on peut observer des courbes R très différentes selon l'orientation des plis adjacents (Fig. 9).

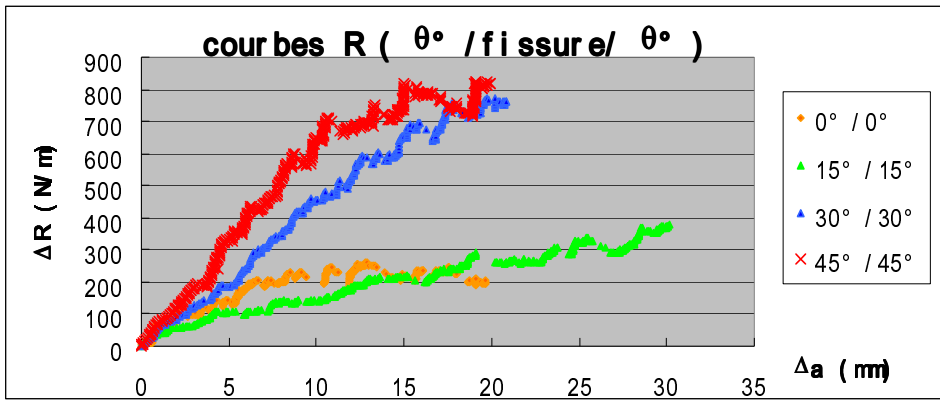


Fig.9A. Courbe R pour différentes orientations des plis adjacents à la fissure : $\theta^\circ//\theta^\circ$

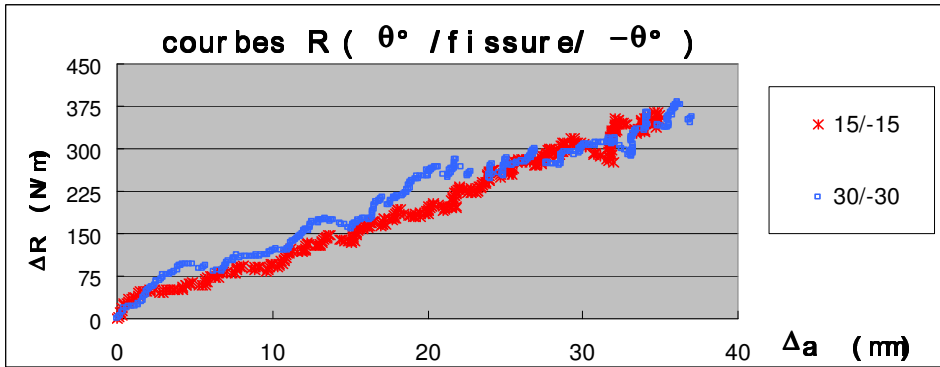


Fig.9B. Courbe R pour différentes orientations des plis adjacents à la fissure : $\theta^\circ//-\theta^\circ$

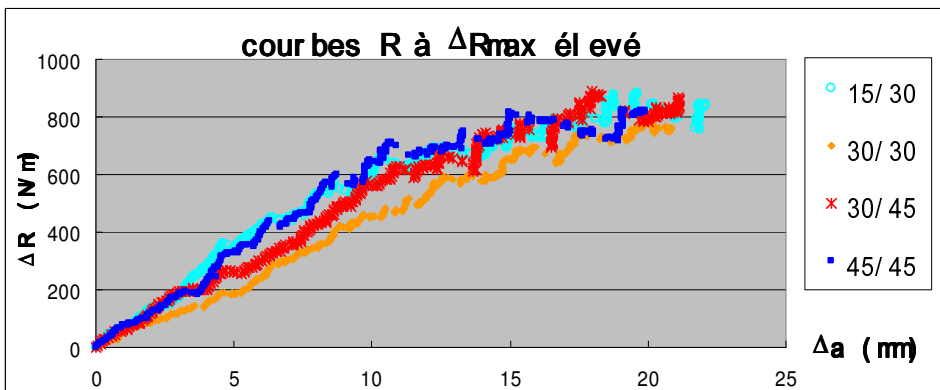


Fig.9C. Courbe R à ΔR_{max} élevé

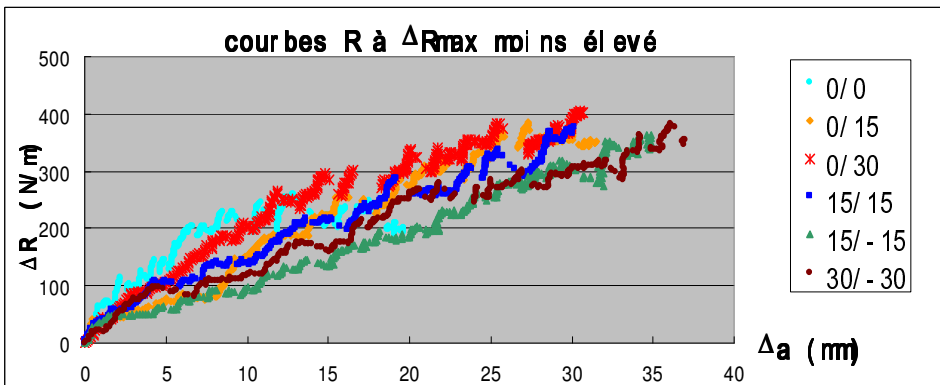


Fig.9D. Courbe R à ΔR_{max} moins élevé

La figure 9A compare les courbes R où la fissure se propage entre deux plis d'orientations identiques. Il s'avère que la résistance dans des stratifiés avec θ élevé augmente beaucoup plus vite que ceux avec θ faible en fonction de la croissance de la fissure. La valeur maximale de R correspondant au plateau stable de la courbe R sur la valeur G_{IC} peut varier entre 1,78 (dans le stratifié $0^\circ/0^\circ$) et 3,54 (dans le stratifié $45^\circ/45^\circ$). Par contre, si la fissure se propage entre deux plis $\pm 15^\circ$ ou $\pm 30^\circ$, la courbe R est pratiquement la même (Fig. 9B). Cela nous incite à penser que l'allure de la courbe R dépend non seulement de l'orientation des fibres adjacents, mais aussi de la différence d'orientation des deux plis adjacents. Le premier élément peut être lié à l'étendu de la zone endommagée et le deuxième évite plus ou moins le chevauchement des fibres des deux plis adjacents.

Les figures 9C et 9D représentent respectivement des courbes R avec la plus forte et la plus faible valeur de ΔR maximale (ΔR_{max}). Si la fissure se propage entre deux couches nommées θ_1 et θ_2 , il paraît que la forte valeur de ΔR_{max} résulte de la valeur de $(\theta_1 + \theta_2)$ supérieure à 45° , alors que la faible valeur de ΔR_{max} correspond aux stratifiés où $(\theta_1 + \theta_2)$ est inférieure à 30° .

Afin de bien expliquer les mécanismes d'endommagement et de mieux comprendre la relation entre la courbe R et les modes d'endommagement en fonction de l'orientation des fibres des couches adjacents à la fissure, des études complémentaires sont nécessaires.

5. Conclusions

Par rapport à la valeur théorique, les valeurs du module d'Young mesurées sur les stratifiés testés présentent une erreur relative inférieure à 5%. Donc, la préparation des éprouvettes et les essais réalisés sont fiables.

Les résultats provenant de 4 méthodes de dépouillement de données sont très proches.

La ténacité du stratifié G_{IC} correspondant à l'initiation de la propagation de la fissure devrait bien dépendre des angles d'orientation des fibres des plis adjacents à la fissure : θ_1/θ_2 , car la valeur maximale de G_{IC} est 2 fois plus importante que la valeur minimale.

Les résultats obtenus sur les stratifiés à partir de tissu équilibré ne permettent pas de déceler une relation claire entre la valeur de G_{IC} et l'angle d'orientation des fibres des plis adjacents à la fissure.

Une influence de l'angle des fibres adjacents à la fissure sur la courbe R a été bien confirmée. Il est montré que la vitesse de l'augmentation ainsi que la valeur stable au plateau de la courbe R, R_{max} , dépend non seulement de l'orientation des fibres adjacents, mais aussi de la différence d'orientation des deux plis adjacents. La valeur de R_{max} devient plus élevée lorsque la valeur de $(\theta_1 + \theta_2)$ est supérieure à 45° .

Afin de bien expliquer les mécanismes d'endommagement et de mieux comprendre la relation entre la valeur de G_{IC} , la courbe R et les modes d'endommagement en fonction de l'orientation des fibres des couches adjacents à la fissure, des études complémentaires sont nécessaires, en particulier sur des stratifiés réalisés à partir de préimprégné unidirectionnel.

Références

- [1] A.B. De Morais, « Double cantilever beam testing of multidirectional laminates », *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 34, pp. 1135-1142, 2003.
- [2] A.B. Pereira, A.B. De Morais, « Mode I interlaminar fracture of carbon/epoxy multidirectional laminates », *Composites Science and Technology*, Vol. 64, pp 2261-2270, 2004.
- [3] P. Robinson, D.Q. Song, « A Modified DCB Specimen for Mode I Testing of Multidirectional Laminates », *Journal of Composites Materials*, Vol. 26, No II, 1992.
- [4] D.J. Nicholls, J.P. Gallagher, « Determination of G_{IC} in Angle Ply Composites Using a Cantilever Beam Test Method », *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 2, 1983.
- [5] P. Vannucci, G. Verchery, « Design of anisotropic laminates without coupling in thermo-elastic behaviour ». *Proceedings of Twelfth International Conference on composite materials, ICCM12*, Paris, 1999.
- [6] E.F. Rybicki and M.F. Kanninen, « A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral », *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 9, pp. 931-938, 1977.
- [7] J.T. Wang, I.S. Raju, « Strain energy release rate formulae for skin-stiffener debond modeled with plate elements », *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 54, pp. 211-228, 1996.
- [8] B.D. Davidson, « An analytical investigation of delamination front curvature in double cantilever beam specimens », *Journal of Composite Materials*, Vol. 24, pp. 1124-1137, 1996.