



HAL
open science

Modélisation de la propagation d'une coupure sur stratifié mince de composite tissé soumis à un chargement cyclique de traction

Thomas Rouault, Christophe Bouvet, Matthieu Bizeul, Vincent Nègre

► **To cite this version:**

Thomas Rouault, Christophe Bouvet, Matthieu Bizeul, Vincent Nègre. Modélisation de la propagation d'une coupure sur stratifié mince de composite tissé soumis à un chargement cyclique de traction. 17èmes Journées Nationales sur les Composites (JNC17), Jun 2011, Poitiers-Futuroscope, France. pp.68. hal-00597941

HAL Id: hal-00597941

<https://hal.science/hal-00597941>

Submitted on 2 Jun 2011

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

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

Modélisation de la propagation d'une coupure sur stratifié mince de composite tissé soumis à un chargement cyclique de traction

A model of propagation of a through-the-thickness notch in a thin woven composite under tension-tension fatigue loading

Thomas Rouault^{1,2}, Christophe Bouvet¹, Matthieu Bizeul, et Vincent Nègre²

1 : Université de Toulouse, INSA, UPS, Mines Albi, ISAE, Institut Clément Ader,
10 av E. Belin F-31077 Toulouse

2 : Eurocopter, 13725 Marignane, France
e-mail : thomas.rouault@isae.fr

Résumé

Ce papier présente un modèle de propagation de coupure (à travers l'épaisseur) sur matériau composite sous chargement de fatigue en traction. Il est adapté à un stratifié mince, de plis à renforts tissés, verre/époxy semblables à ceux utilisés pour les pales d'hélicoptère. La démarche adoptée vise à appréhender les phénomènes influençant la cinétique d'endommagement que l'on pourrait retrouver par exemple dans un revêtement de pale d'hélicoptère soumis à un effort longitudinal cyclique. Le modèle résultant, repose sur le principe original de découplage entre les comportements en fatigue des fibres et de la matrice. Il consiste en la superposition de deux maillages unidirectionnels représentant respectivement les fibres des directions chaîne et trame du stratifié, reliés par des éléments ressorts dont la raideur est dégradable. La méthode de modélisation ainsi que l'identification des paramètres du modèle est détaillée. Ce modèle a été éprouvé en comparant ses résultats aux vitesses de propagation de coupures sur des éprouvettes structurales représentatives de la structure d'un revêtement de pale présentant une entaille.

Abstract

This paper describes a modeling of through-the-thickness crack propagation on thin woven fabric composites under tension-tension fatigue loading. The aim of this modeling is to understand the damage kinetic that one could observe on an helicopter blade under longitudinal cyclic loading. The main characteristic of this modeling is the decoupling between fibers and matrix behavior. Actually, it consists in two superimposed meshes of fibers, one for warp direction fibers, the other for weft ones, linked themselves by springs which stiffness can be decreased to simulate damage. The modeling methodology is first describes, and identification of the parameter is then detailed. Finally, in order to test the accuracy of the modeling, results are compared with crack propagation experiments results on structural samples which are representative of a cracked blade.

Mots Clés : Tissu, Propagation de coupure, Endommagement, Fatigue, Modélisation

Keywords : Woven fabric, Through-the-thickness crack propagation, Damage, Fatigue, Modelling

1 Introduction

Les pales d'hélicoptère sont schématiquement constituées d'un longeron reprenant l'effort centrifuge, de nervures, et d'un remplissage en mousse, recouvert d'un revêtement mince pouvant être en matériau composite tissé. Le chargement de fatigue couplé à un endommagement préalable est susceptible d'amorcer une coupure à travers le revêtement au niveau du bord de fuite. La propagation éventuelle de cette coupure doit pouvoir être étudiée et sa vitesse quantifiée afin d'évaluer la criticité d'un tel dommage et de définir des intervalles d'inspection.

Le comportement des structures composites entaillées est une problématique abordée par Marissen *et al.* [1] qui utilisent la mécanique linéaire élastique de la rupture (MLER) dans le cadre d'études de propagation de coupure sous chargement quasi-statique sur stratifié de plis unidirectionnels. Shindo *et al.* [2] ont eu recours à la méthode de l'intégrale de Rice, « J », afin de prendre en compte la zone de dommage en pointe de coupure non considérée dans le cadre de la MLER. L'approche du « Point Stress Criterion » c'est-à-dire l'évaluation d'un critère de rupture à une distance caractéristique du front de coupure, a été utilisée par Poe et Reeder [3]. Kennedy *et al.* [4] ont

modélisé un panneau de fuselage criqué soumis à une pression interne à l'aide d'une fissure cohésive, c'est-à-dire une zone sur le trajet de la coupure sur laquelle des éléments finis transmettent des contraintes cohésives variant avec l'ouverture de la coupure. Aussi, l'approche développée par Hochard *et al.* [5] exploite la mécanique des milieux continus endommageables, et la définition de critères de rupture non locaux (moyennés sur une zone) sur des forces thermodynamiques associées aux variables d'endommagement.

Dans notre démarche, décrite en [6] et [7], nous avons souhaité rendre compte des dommages matriciels du matériau en les représentant comme discrets. Les discontinuités spatiales entre les mèches sont rendues possibles par le maillage utilisé qui représente le tissu mèche par mèche à une échelle qui est par conséquent intermédiaire entre les échelles microscopique et macroscopique. Cette modélisation alternative, et complémentaire des modèles utilisant la mécanique des milieux continus, a pour vocation d'aider à comprendre les phénomènes et les mécanismes d'endommagement, dans le cas de forts taux de concentrations de contraintes. Elle sera appliquée au cas de propagation de coupures en fatigue à déformation imposée. Le matériau étudié est un stratifié de deux plis à renforts tissés verre/époxy à motif satin de 8. La description du modèle par éléments finis développé puis l'identification des paramètres est détaillée. Enfin les résultats sont confrontés à des résultats expérimentaux de propagation.

2 Méthodologie de modélisation

La procédure de calcul de vitesse de propagation (Fig. 1) est basée sur une modélisation éléments finis, à partir d'un maillage dont les spécificités sont décrites plus loin. Le parcours de la fissure est supposé connu. Pour une longueur de coupure donnée, la déformation longitudinale en pointe de coupure est évaluée. Il est constaté expérimentalement qu'une mèche ne peut rompre qu'entièrement en fatigue. Aussi sous l'hypothèse que la tenue en fatigue des mèches est directement liée à celle des fibres, une loi de fatigue extraite de la courbe de Wöhler des fibres permet, pour une longueur de coupure donnée, d'estimer le nombre de cycles à rupture de la mèche en pointe de coupure. La vitesse de propagation de la coupure se déduit ensuite directement connaissant la largeur d'une mèche. Cette opération est répétée pour différentes longueur de coupure, afin d'obtenir l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de coupure.

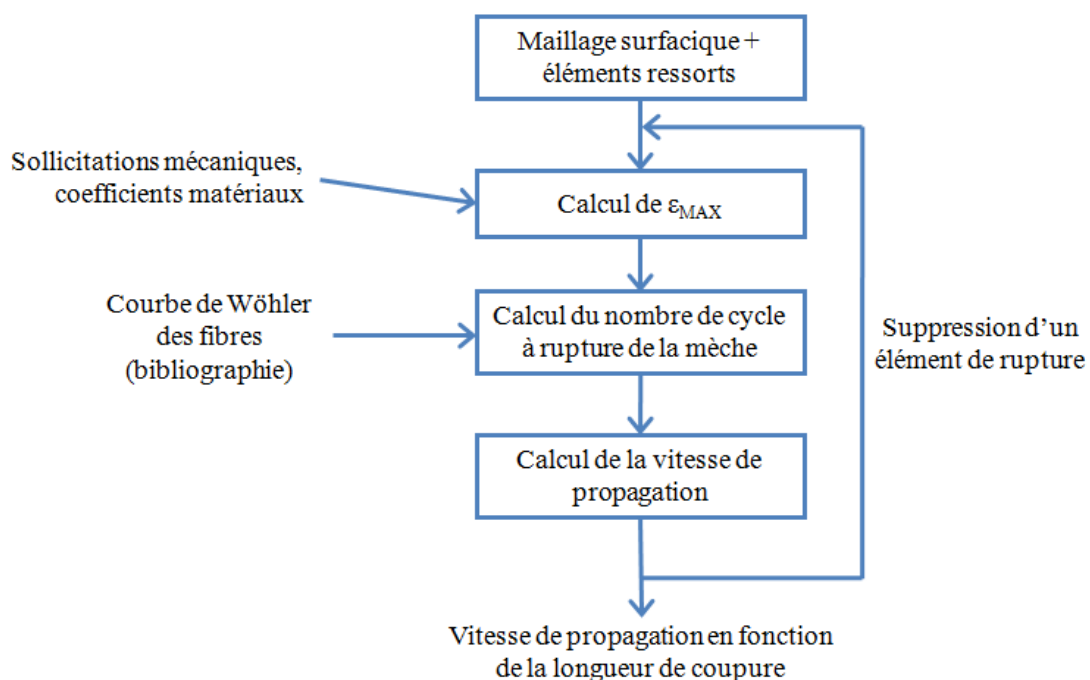


Fig. 1 - Principe de calcul d'évolution de la vitesse de propagation à partir du modèle numérique

3 Maillage et lois de comportement

3.1 Principe général du maillage

Dans le modèle présenté, le stratifié est maillé à l'échelle de la mèche, de sorte que chaque mèche de fibres est représentée séparément par une rangée d'éléments finis quadrangles. La largeur de ces éléments est imposée par la largeur des mèches, ou plus précisément la périodicité spatiale w des mèches dans le composite (Fig. 2a).

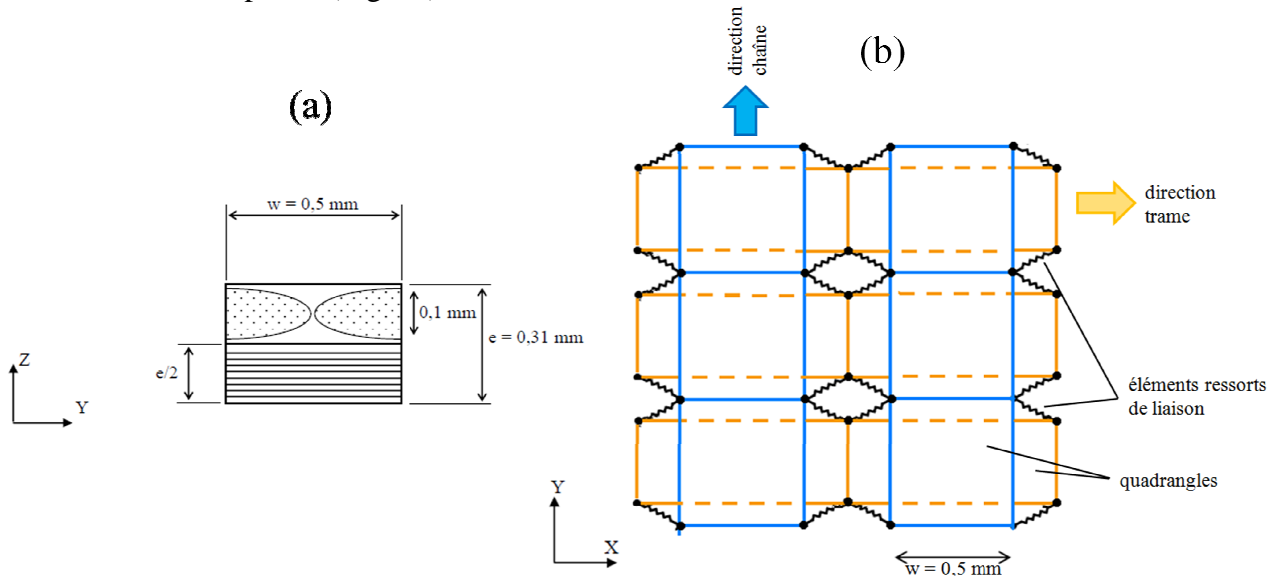


Fig. 2 – (a) : coupe d'une maille élémentaire de tissu – (b) : représentation du maillage utilisé dans la modélisation: superposition d'un maillage chaîne et d'un maillage trame liés par des éléments ressorts. Ces éléments ressorts sont volontairement distendus pour la clarté de l'illustration.

Un maillage sens chaîne et un maillage sens trame sont superposés (Fig. 2b). Les liaisons chaîne/trame sont assurées par des éléments ressorts à 2 nœuds et 4 degrés de liberté. Les liaisons entre deux mèches consécutives d'une même direction sont réalisées indirectement par l'intermédiaire des liaisons chaîne/trame entre mèches de directions orthogonales. Les éléments surfaciques, sont affectés d'un comportement élastique linéaire, non-endommageable, tandis que les éléments ressorts ont pour rôle de décrire l'endommagement dans la matrice. Cet endommagement peut se situer à l'intérieur des torons ou entre deux torons d'une même direction (fissuration transverse), entre des mèches de directions différentes (méta-délaminage) ou entre deux plis (délaminage). Les différents phénomènes ne sont pas représentés séparément, l'objectif n'étant pas de caractériser ces dommages mais de traiter leurs effets sur la dégradation de la rigidité du stratifié.

3.2 Comportement des éléments surfaciques

Les éléments surfaciques sont affectés d'un comportement linéaire élastique orthotrope, non-endommageable. L'hypothèse de contraintes planes est adoptée. La rigidité dans l'axe de la mèche correspond à la rigidité apparente des fibres connaissant la fraction volumique de fibres par direction de renforts, et leur module d'élasticité communiquée par le fournisseur. La rigidité orthogonale est évaluée de manière à ce que la rigidité homogénéisée de l'ensemble des deux maillages corresponde à celle du stratifié. La direction transverse des éléments surfaciques représente donc l'ensemble de la résine contenue dans les mèches chaînes, trame, et dans l'interface entre les mèches.

De cette façon, les valeurs obtenues supposent que la contribution de la rigidité des fibres à la rigidité longitudinal d'un pli est $E_{FIBRES} / E_{TOTAL} = 67\%$. Cette valeur est à rapprocher d'essais de fatigue expérimentaux, pour lesquels il semble que l'endommagement maximal que l'on peut atteindre corresponde à une raideur résiduelle d'environ 70% de la raideur initiale.

Le module de cisaillement et un coefficient de Poisson de ces éléments ont été évalués expérimentalement.

3.3 Identification des lois de comportement des ressorts de liaisons

Les ressorts de liaison ont pour fonction d'assurer les transferts d'efforts entre mèches de même direction entre elles et des mèches de directions orthogonales, et de rendre compte de l'ensemble des mécanismes d'endommagement du stratifié. Ils sont affectés d'un comportement élastique linéaire, dont la raideur est dégradable. La valeur initiale de cette raideur (celle d'un ressort non endommagé) doit idéalement être infinie. Dans la pratique cette valeur a été fixée à $k_0 = 10^6$ N/mm. On peut montrer [6] qu'en dégradant uniformément les raideurs des ressorts, le module homogénéisé E , du stratifié, évolue en fonction de la raideur k des éléments selon la Fig. 3. Il vaut E_0 , module équivalent du stratifié sain dans la direction des renforts lorsque la raideur des ressorts vaut k_0 . Lorsque ces derniers sont totalement endommagés, les efforts ne sont plus transmis d'une mèche à l'autre, ce qui correspond au moment où les fissurations matricielles et décollements fibre/matrice sont maximaux. Dans cet état, qui n'est pas forcément accessible dans la réalité, seules les fibres dans la direction de sollicitation contribuent à la rigidité du pli. L'endommagement équivalent est alors de $d = 1 - E/E_0 = 0,33$.

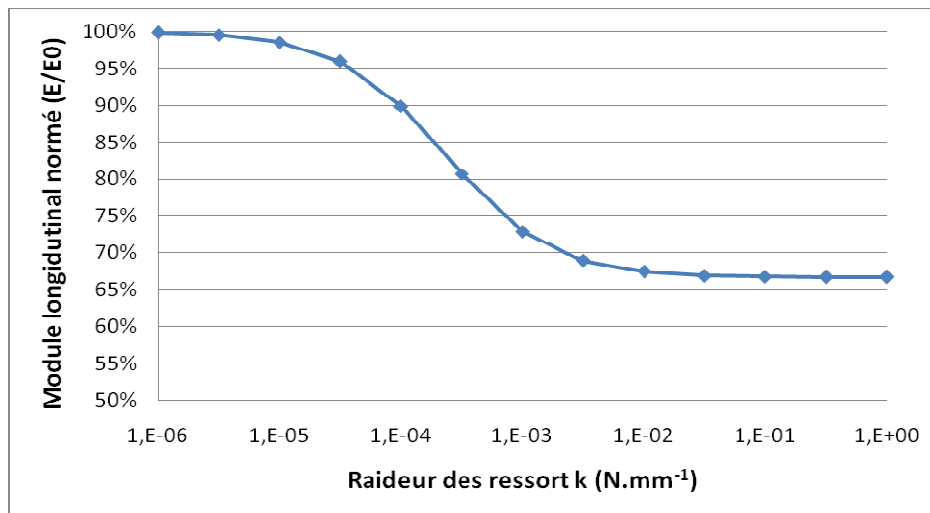


Fig. 3 - Evolution du module longitudinal homogénéisé en fonction de l'assouplissement uniforme des éléments ressorts

3.4 identification des endommagements

Les éléments ressorts relient deux nœuds appartenant chacun à deux mailles du maillage surfacique. L'endommagement local, c'est-à-dire la raideur des ressorts est pilotée par les déformations calculées « au voisinage direct » de ce ressort, c'est-à-dire sur les 4 déformations longitudinales, ε_L , et angulaires, γ_{lt} , calculées, et en particulier, ce sont les valeurs maximales des 4 déformations longitudinales et angulaires qui sont exploitées. Les dégradations de raideurs, calculées en tant qu'augmentation de souplesse δ , ont été identifiées à partir de données expérimentales de quatre types d'essais :

Essais de traction quasi-statique dans l'axe des renforts

Les essais expérimentaux mettent en évidence une inflexion typique dans la courbe de comportement du stratifié en traction. Ce « knee-point », également constaté par Pandita *et al.* [8], Osada *et al.* [9] et Steeves et Fleck [10] notamment, apparaît à des niveaux de déformation différents suivant que ce soit les mèches de la direction chaîne ou de la direction trame qui soient sollicitées en traction (Fig. 4). Une loi d'assouplissement des éléments ressorts, linéaire au-delà de ce seuil permet d'approcher le comportement en traction du tissu (Fig. 4).

$$\delta_1 = \left\langle \frac{\varepsilon_L(t) - \varepsilon_c}{\eta_c} \right\rangle_+ \quad (\text{Eq. 1})$$

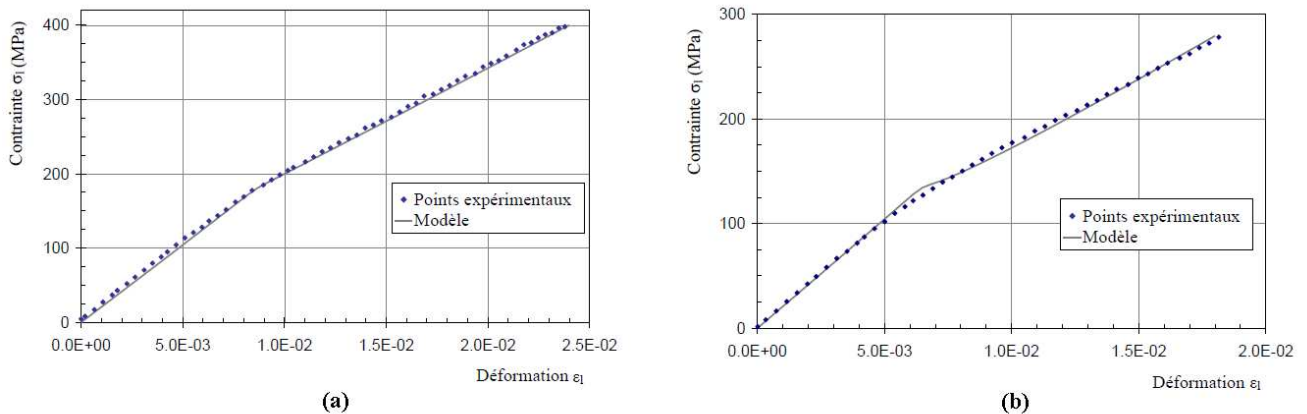


Fig. 4 - Comparaison du résultat de la modélisation adoptée avec les courbes expérimentales de traction suivant les sens chaîne (a), et trame (b).

Endommagement en traction quasi-statique à 45° par rapport à l'axe des renforts.

Le même principe de loi d'assouplissement linéaire au-delà d'un certain seuil de déformation est adopté (Eq. 2).

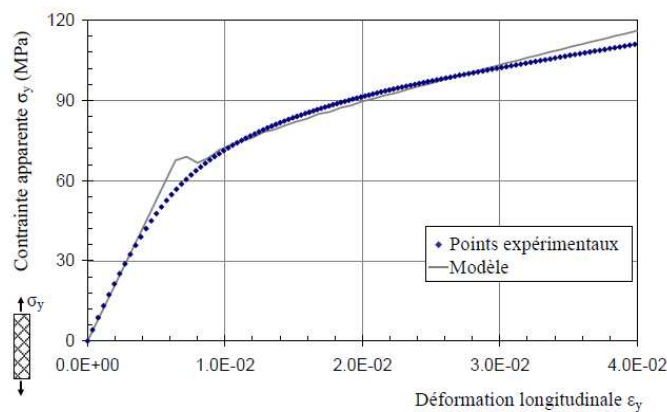


Fig. 5 - Comparaison du résultat de la modélisation adoptée de dégradation des ressorts en cisaillement avec la loi de comportement mesurée expérimentalement sur essais de traction à $\pm 45^\circ$

$$\delta_2 = \left\langle \frac{\gamma_{lt}(t) - \gamma_{lt}^0}{\eta_{cis}} \right\rangle_+ \quad (\text{Eq. 2})$$

Endommagement de fatigue en traction à déformation maximale faible (3000 μ def)

Une très large part de la durée d'un essai de propagation précède l'initiation de la coupure. Pendant cette phase antérieure à la phase de propagation que nous étudions, l'ensemble de l'éprouvette est éprouvée en fatigue à hauteur de la sollicitation imposée (3000 μ def dans notre cas). Des dommages apparaissent alors de manière diffuse, et peuvent être caractérisées par l'évolution du module d'Young en fonction du nombre de cycles, détaillée dans la littérature [8] [11] [12] et généralement constituée de trois phases : une décroissance rapide, suivi d'un plateau asymptotique, avant une dernière phase de décroissance annonçant la rupture. C'est ce que l'on peut constater expérimentalement (Fig. 6). On peut approcher ce comportement sous forme d'une baisse de rigidité par la loi (Eq. 3) qui comporte deux paramètres, et dont le résultat est comparé aux essais de fatigue en Fig. 6.

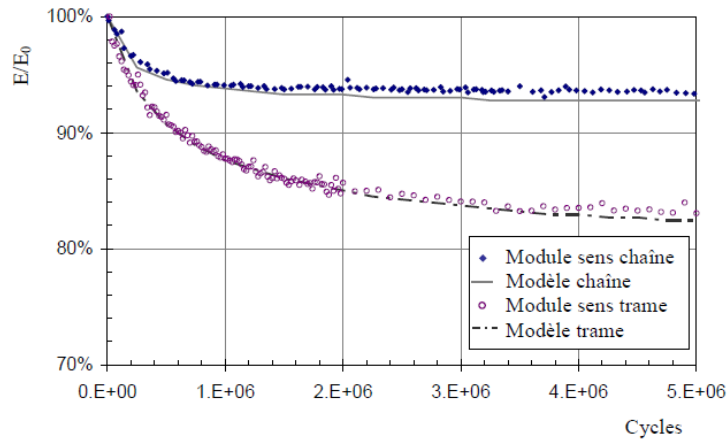


Fig. 6 - Evolution simulée et mesurée du module longitudinal sous sollicitations de fatigue à $\epsilon_{MAX} = 3.10^{-3}$ en fonction du nombre de cycles

$$\delta_3 = \frac{1}{k_1 + (k_0 - k_1) \frac{\log(1 + \alpha N_{INIT})}{\alpha N_{INIT}}} \tag{Eq. 3}$$

où k_1 correspond à la raideur asymptotique, le coefficient α caractérise la vitesse de convergence vers cette asymptote, N_{INIT} représente le nombre de cycle à l’initiation de la coupure.

Endommagement de fatigue en traction à niveau de déformation moyen (6000µdef)

Il est apparu qu’au-delà de la déformation correspondant au knee-point, la dégradation du module d’Young en fatigue s’accélérait et était plus prononcée. Afin de tenir compte de ce constat la loi de souplesse a été définie à partir de deux hypothèses :

Ce type de dégradation commence au knee-point

Les liaisons chaîne/trame sont supposées être entièrement dégradées pour une déformation de 12.10^{-3} .

Une interpolation exponentielle entre ces deux valeurs amène à la loi suivante représentée Fig. 7.

$$\delta_4 = \delta_0 e^{\beta < \epsilon - \epsilon_c >_+} \tag{Eq.4}$$

Le manque de données expérimentales sur les essais de fatigue à haut niveau de déformation empêche pour l’instant d’obtenir une loi plus précise, ce qui devra faire l’objet d’améliorations ultérieures.

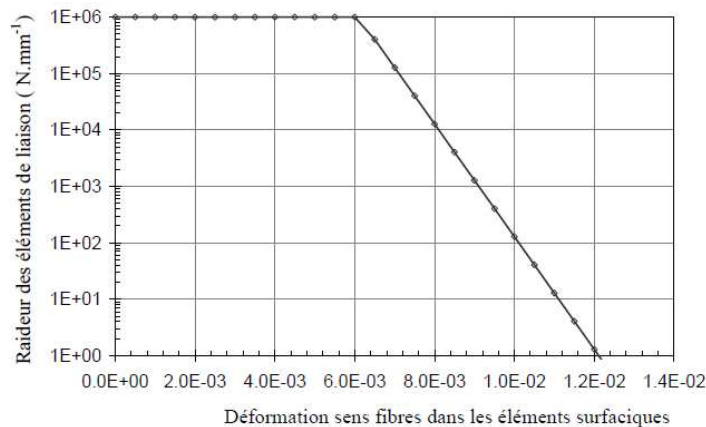


Fig. 7 - Modèle d’évolution de la raideur des éléments ressorts en fonction de la déformation longitudinale maximale de fatigue

Pour un état de déformation donné, les 4 valeurs de souplesses calculées ont des ordres de grandeurs relativement différents. Afin de tenir compte des différents « modes » d'endommagement, une loi de sommation utilisant un coefficient de pondération n_0 a été introduite afin que la contribution de chacun des types d'endommagement soit tenue en compte.

$$\delta = \left(\delta_1^{1/n_0} + \delta_2^{1/n_0} + \delta_3^{1/n_0} + \delta_4^{1/n_0} \right)^{n_0} \tag{Eq. 5}$$

L'inverse de la souplesse donne la raideur de l'élément en tenant compte que celle-ci ne peut que décroître :

$$k(t) = \frac{1}{\max_{\tau < t} \{ \delta(\tau) \}} \tag{Eq. 6}$$

Les valeurs des coefficients utilisés pour cette modélisation sont reportés Tab. 1.

	δ_1	δ_2	δ_3	δ_4
Chaîne	$\epsilon_c = 8.10^{-3}$	$\gamma_{lt}^0 = 1.0.10^{-2}$ $\eta_s = 2 \text{ N.mm}^{-1}$	$k_1 = 13000 \text{ N.mm}^{-1}$	$\epsilon_c = 6.10^{-3}$ $\beta = 2300$
	$\eta_c = 40 \text{ N.mm}^{-1}$		$\alpha = 1500$	
Trame	$\epsilon_c = 6.10^{-3}$		$k_1 = 3000 \text{ N.mm}^{-1}$	
	$\eta_c = 15 \text{ N.mm}^{-1}$		$\alpha = 1500$	

Tab. 1 - Valeurs des paramètres des différentes lois d'évolution de raideur des éléments ressorts

4 Résultats

4.1 Application à une éprouvette structurale

Les résultats de ce modèle ont été comparés qualitativement avec les essais expérimentaux de propagation réalisés sur éprouvettes structurales [6] afin de juger de la pertinence de ce type de modélisation. Deux largeurs d'éprouvettes (30 et 50 mm) ont été testées, pour un drapage [0/90]₂. Une bande unidirectionnelle de composite à base de fibres de carbone est ajoutée à l'éprouvette, afin que sa constitution se rapproche de la structure d'une pale (Fig. 8).

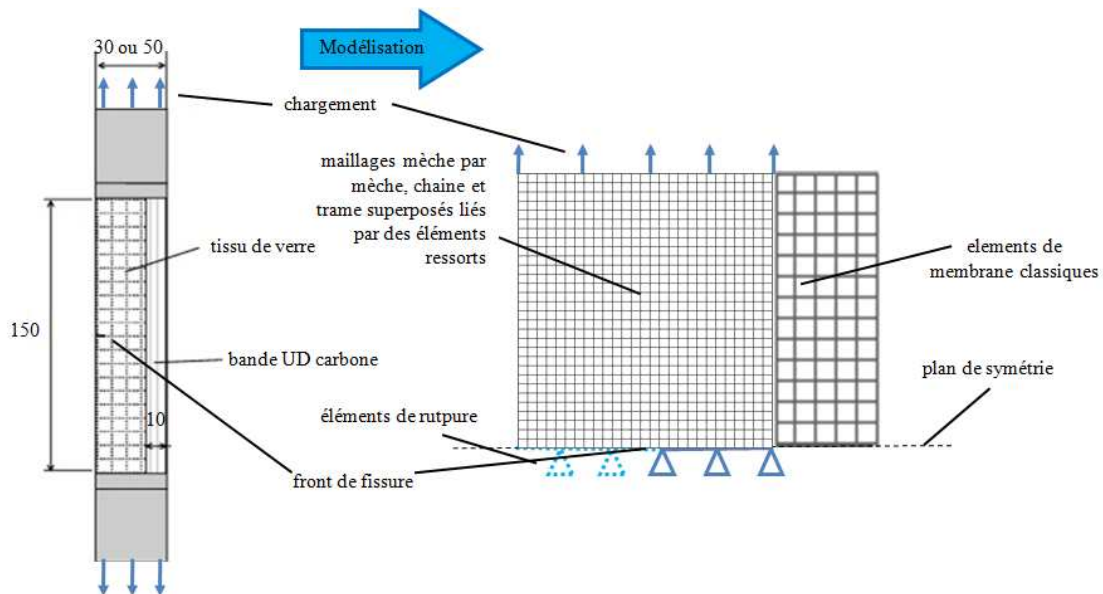


Fig. 8 - schéma de l'éprouvette expérimentale utilisée et de sa modélisation

Le maillage exploite le plan de symétrie de l'éprouvette (Fig. 8), le long de la trajectoire supposée de la coupure. Expérimentalement, la coupure suit bien ce trajet, aux points de tissages près [6]. La

bande d'unidirectionnels à base de fibres de carbone est modélisée en éléments membrane, dont le comportement est linéaire élastique non-endommageable. La progression de la coupure dans l'éprouvette est simulée par la suppression successive des éléments de rupture. Ainsi, chaque avancée de coupure correspond à la rupture d'une mèche, soit une avancée de 0,5 mm du front de coupure. Cet espacement fixe par conséquent l'intervalle entre deux calculs de déformation en pointe de coupure. Le chargement étudié impose une déformation moyenne de 3.10^{-3} à la bande d'unidirectionnels. L'ensemble du modèle a été implémenté dans le code de calcul Samcef.

4.2 Résultats et discussion

Dans le cas du maillage pour lequel la sollicitation est orientée dans le sens chaîne, les résultats des vitesses de propagation sont reportés Fig. 9 pour un paramètre N_{INIT} correspondant au temps d'initiation valant 0 et 4.10^6 cycles à comparer respectivement avec les mesures de vitesse de propagation sur les éprouvettes C4 et C3. La Fig. 10 retranscrit de la même façon les vitesses de propagation simulées et mesurées sur éprouvettes dont la trame est orientée dans la direction de sollicitation. Ces figures mettent tout d'abord en évidence l'influence du paramètre N_{INIT} sur le résultat de la simulation. La propagation est beaucoup plus rapide dans le cas d'une initiation rapide, en cohérence avec les résultats expérimentaux [11][13]. En effet, une valeur élevée de ce paramètre a pour conséquence l'assouplissement des liaisons entre les mèches, ce qui limite le transfert d'effort vers la pointe de coupure. La mèche en pointe de coupure se trouvant moins sollicitée, sa durée de vie en fatigue devrait être allongée.

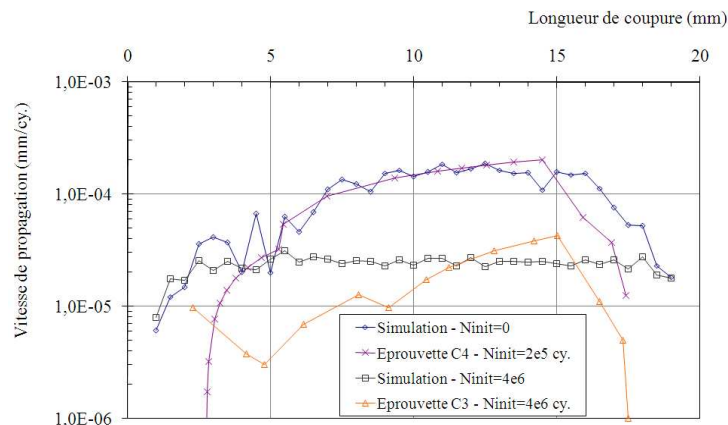


Fig. 9 - Comparaison entre les vitesses de propagation calculées et mesurées dans le cas d'un stratifié $[0]_2$, de largeur 30 mm dont l'axe de sollicitation correspond à la direction chaîne.

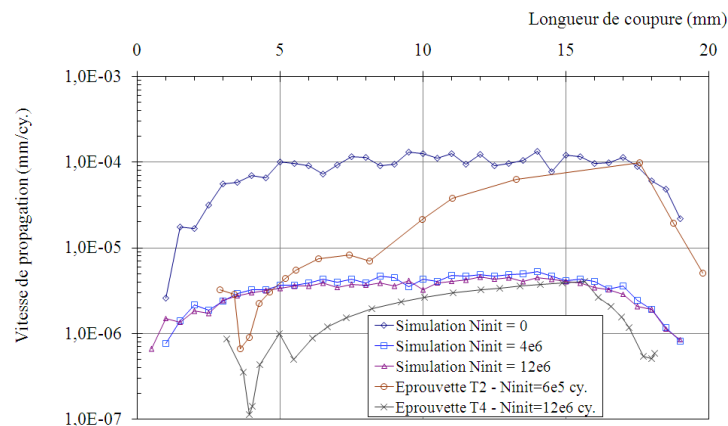


Fig. 10 – Comparaison entre les vitesses de propagation calculées et mesurées dans le cas d'un stratifié $[90]_2$, de largeur 30 mm dont l'axe de sollicitation correspond à la direction trame.

Les ordres de grandeurs de vitesse de propagation concordent plus ou moins bien avec les résultats expérimentaux. On note en général une vitesse de propagation quasiment constante pour des

longueurs de coupures comprises entre 5 et 15 mm. L'augmentation régulière de la vitesse de propagation constatée sur cette plage n'est pas retranscrite. Le modèle ne rend pas non plus compte de la baisse typique de vitesse de propagation observée immédiatement après l'initiation. Cette diminution se retrouve également de façon marquée sur les éprouvettes de 50 mm de large (Fig. 11).

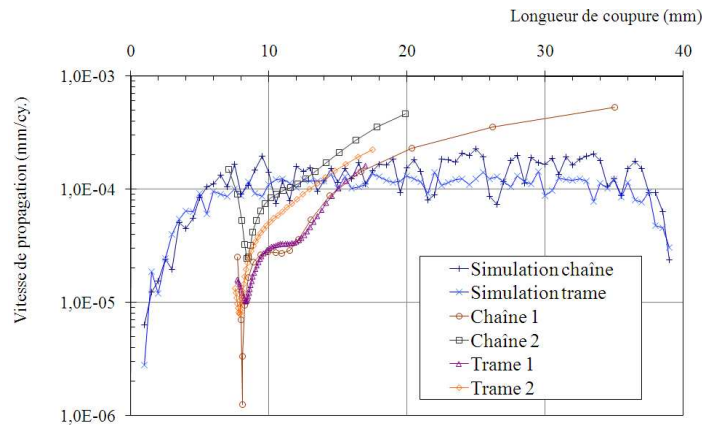


Fig. 11 – Comparaison entre les vitesses de propagation calculées et mesurées dans le cas de stratifiés $[0]_2$ et $[90]_2$, de largeur 50 mm

On note enfin que l'allure des courbes de simulations est sensiblement saccadée, alors que les résultats expérimentaux présentent des évolutions régulières. L'hypothèse de la sensibilité au maillage initialement postulée a finalement été écartée. En effet, les résultats d'un modèle de l'éprouvette avec deux éléments par largeur de mèche, présentent les mêmes fluctuations. Une explication possible de ce phénomène repose sur le transfert d'efforts des ressorts vers les éléments constituant les mèches dans la direction de sollicitation lorsque ceux-ci s'endommagent. La chronologie des évolutions serait la suivante :

Pour une longueur de coupure L , des déformations importantes en pointe de coupure entraînent une dégradation importante des ressorts voisins.

Pour une longueur de coupure $L+w$, ces ressorts souples transmettent peu d'efforts d'une mèche à l'autre et donc déchargent les éléments en pointe de coupure. La déformation en pointe de coupure est donc moins importante, la vitesse de propagation diminue, et la dégradation des ressorts associée à ce pas de temps est moindre.

Pour une longueur de coupure $L+2w$, la pointe de coupure est entourée par des ressorts plus rigides, ce qui engendre une concentration de contraintes plus importante. La déformation en pointe de coupure ainsi que la vitesse de propagation augmentent en conséquence.

Ce schéma de variation du champ de déformation et de dégradation des ressorts n'a, à l'heure actuelle, pas été clairement mis en évidence.

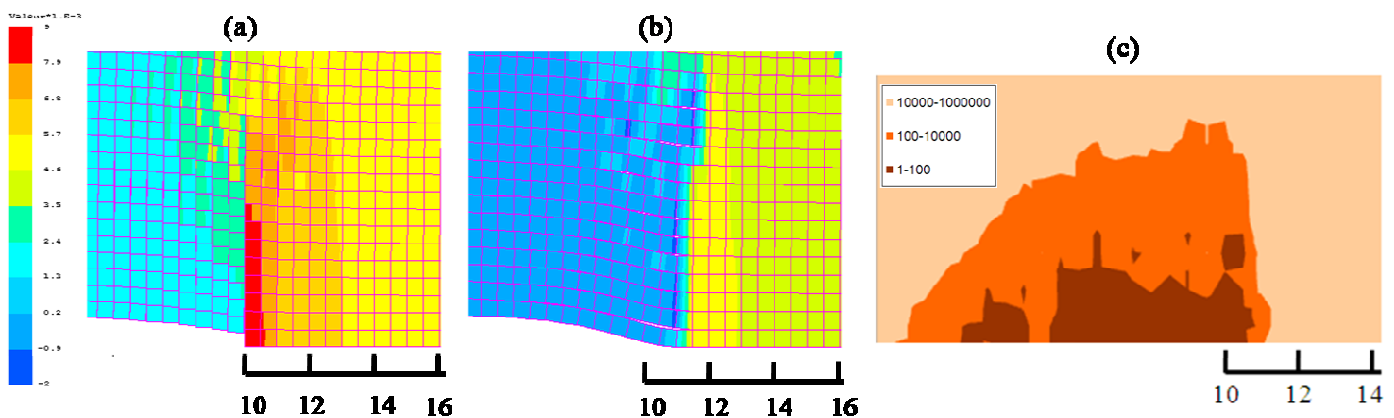


Fig. 12 - Visualisation des déformations longitudinales dans les éléments "mèches" orientés suivant la direction de sollicitation (a), et orthogonalement (b), et carte de la raideur des éléments ressorts (c)

La Fig. 12 présente la visualisation des déformations longitudinales typiques dans les maillages chaîne (a), et trame (b), avec l'exemple d'une longueur de coupure de 10 mm sur un maillage déformée (le facteur d'échelle de la déformé est 10). Le dégradé de couleur représente les déformations longitudinales des mèches. Pour cette même longueur de coupure, la raideur des éléments ressorts a été reportée en (c). On observe un glissement important des mèches chaînes et trame les unes par rapport aux autres, permis par la dégradation des éléments ressorts.

5 Conclusion

Le modèle présenté repose sur des hypothèses mises en lumière par des observations expérimentales de l'endommagement des composites à renforts tissés en traction. Le modèle résultant puise son originalité dans l'échelle de modélisation adoptée fixée par la largeur des mèches, la coexistence d'éléments membranes purement élastiques et d'éléments ressorts endommageables, et le caractère semi-discret du maillage. Le découplage du comportement des fibres de celui de la résine, et le pilotage de l'endommagement par une raideur dégradable rendent délicate l'interprétation physique des différents paramètres identifiés. Même si certains phénomènes ne sont pas correctement représentés, les résultats obtenus fournissent des ordres de grandeurs réalistes, et des tendances acceptables. Ces résultats ouvrent des perspectives d'améliorations, concernant la prise en compte de déformations résiduelles, spécialement en cisaillement, l'identification de la dégradation des ressorts en fatigue sur d'autres essais, et la rationalisation de la loi de sommation des endommagements.

Remerciements

Cette étude a été menée dans le cadre d'une collaboration entre l'Institut Clément Ader et Eurocopter France que les auteurs tiennent à remercier pour son soutien financier.

Références

- [1] R. Marissen, T. Westphal, et J. C. Sterk, « Fracture of quasi-isotropic composite sheets with sharp notches », *Composites Science and Technology*, vol. 66, n° 11-12, p. 1803-1812, sept. 2006.
- [2] Y. Shindo, A. Inamoto, et F. Narita, « Characterization of Mode I fatigue crack growth in GFRP woven laminates at low temperatures », *Acta Materialia*, vol. 53, n° 5, p. 1389-1396, mars. 2005.
- [3] C. Poe et J. Reeder, « Fracture Behavior of a Stitched Warp-Knit Carbon Fabric Composite ». [Online]. Available: <http://portal.acm.org/citation.cfm?id=888350>. [Accessed: 15-avr-2011].
- [4] T. C. Kennedy, M. H. Cho, et M. E. Kassner, « Predicting failure of composite structures containing cracks », *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 33, n° 4, p. 583-588, avr. 2002.
- [5] C. Hochard, J. Payan, et C. Bordreuil, « A progressive first ply failure model for woven ply CFRP laminates under static and fatigue loads », *International Journal of Fatigue*, vol. 28, n° 10, p. 1270-1276, oct. 2006.
- [6] M. Bizeul, « Study of the fatigue crack growth in thin composite skins made of woven plies - PhD thesis, Université de Toulouse; 2009. »
- [7] M. Bizeul, C. Bouvet, J. J. Barrau, et R. Cuenca, « Fatigue crack growth in thin notched woven glass composites under tensile loading. Part II: Modelling », *Composites Science and Technology*, vol. 71, n° 3, p. 297-305, févr. 2011.
- [8] S. D. Pandita, G. Huysmans, M. Wevers, et I. Verpoest, « Tensile fatigue behaviour of glass plain-weave fabric composites in on- and off-axis directions », *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 32, n° 10, p. 1533-1539, oct. 2001.
- [9] T. Osada, A. Nakai, et H. Hamada, « Initial fracture behavior of satin woven fabric composites », *Composite Structures*, vol. 61, n° 4, p. 333-339, sept. 2003.
- [10] C. A. Steeves et N. A. Fleck, « Collapse mechanisms of sandwich beams with composite faces and a foam core, loaded in three-point bending. Part II: experimental investigation and numerical modelling », *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 46, n° 4, p. 585-608, avr. 2004.
- [11] M. Bizeul, C. Bouvet, J. J. Barrau, et R. Cuenca, « Influence of woven ply degradation on fatigue crack growth in thin notched composites under tensile loading », *International Journal of Fatigue*, vol. 32, n° 1, p. 60-65, janv. 2010.
- [12] U. Hansen, « Damage Development in Woven Fabric Composites during Tension-Tension Fatigue ». [Online]. Available: <http://jcm.sagepub.com/content/33/7/614>. [Accessed: 28-févr-2011].
- [13] M. Bizeul, C. Bouvet, J. J. Barrau, et R. Cuenca, « Fatigue crack growth in thin notched woven glass composites under tensile loading. Part I: Experimental », *Composites Science and Technology*, vol. 71, n° 3, p. 289-296, févr. 2011.