

Influence de l'orientation des plis sur les mécanismes de fissuration d'un stratifié : Réamorçage de fissures ou décohésion inter-pli ?

Influence of ply orientation on the laminate damage mechanism sequence : crack re-initiation vs. debonding.

Aurélien Doitrand¹ et Nicolas Carrère²

1 : Université Lyon, INSA-Lyon, UCBL
CNRS, MATEIS, UMR5510,
F-69621 Villeurbanne, France
e-mail : aurelien.doitrand@insa-lyon.fr

2 : ENSTA Bretagne
CNRS, IRDL, UMR 6027
F-29806 Brest, France
e-mail : nicolas.carrere@ensta-bretagne.fr

Résumé

On étudie la compétition entre la décohésion inter-plies et le ré-amorçage dans un pli orienté à θ après l'amorçage d'une fissure transverse dans un pli orienté à 90 deg. de la direction de chargement. Une plus grande désorientation du pli à θ favorise la décohésion plutôt que le ré-amorçage, et vice-versa. Ces mécanismes peuvent arriver simultanément à l'amorçage de la fissure transverse dans le pli à 90 deg. seulement pour des plis suffisamment épais.

Abstract

We study the competition between debonding and crack re-initiation in a θ -ply after a transverse crack initiation in a ply oriented at 90 deg. with respect to the loading direction. Greater misorientation of the θ -ply favors debonding rather re-initiation, and vice versa. These mechanisms can occur simultaneously with the initiation of the transverse crack in the 90 deg. ply only for sufficiently thick plies.

Mots Clés : Critère couplé ; décohésion ; fissuration transverse

Keywords : Coupled criterion, debonding, transverse cracking

1. Introduction

L'utilisation de matériaux composites dans des secteurs exigeant à la fois performance et sécurité repose souvent sur des règles empiriques. Dans l'aéronautique, ces règles ont été formalisées sous la forme de recommandations à suivre en matière de drapage lors de la définition de la stratification [1]. Des exemples de recommandation concernent 1) l'homogénéité de la séquence d'empilement ou encore 2) d'éviter de regrouper des plis ayant des orientations identiques. Ces recommandations sont en partie basées sur des observations expérimentales, comme l'influence de l'épaisseur des plis sur la contrainte à l'amorçage de fissures [2] (recommandation 2), ou l'influence de la désorientation des plis sur la résistance [3] (recommandation 1). Compte tenu du coût élevé des essais et des nombreuses possibilités d'optimisation [4], les modèles permettent d'estimer l'influence de l'empilement sur la résistance du stratifié. Parmi les modèles disponibles, le critère couplé (CC) est un outil efficace pour étudier l'amorçage de fissures dans les matériaux composites [5]. Il a été appliqué à l'échelle microscopique pour la décohésion d'une particule [6] ou d'une interface fibre-matrice [7, 8] et à l'échelle macroscopique pour l'amorçage de fissures dans des plaques trouées [9]. Plusieurs applications du CC ont été menées à l'échelle mésoscopique par exemple en 3D dans des taffetas à matrice polymère et fibres de verre [10], ou en 2D dans un composite à matrice céramique [11]. Concernant les stratifiés,

l'accent a été principalement mis sur la fissuration transverse, 2D [12, 13] ou en 3D [14, 15], en considérant également les contraintes résiduelles d'élaboration [16].

La difficulté principale du CC en 3D est la détermination de la surface de fissure. On peut décrire la fissure par plusieurs paramètres, en supposant une forme rectangulaire [14, 16] ou elliptique [17], ces formes n'étant toutefois pas optimales. Une tentative pour obtenir des formes de fissures optimales consiste à définir les fronts de fissure grâce aux lignes d'isovaleurs de contrainte [18, 19]. Cela donne des formes de fissures similaires à celles observées expérimentalement dans certaines configurations [20] et permet de décrire les formes de fissures par un seul paramètre, *i.e.* la surface de fissure. L'objectif de ce travail est d'utiliser le CC pour étudier l'amorçage des fissures d'un composite stratifié dans les plis à θ , adjacents à un pli à 90 deg. Le modèle éléments finis (EF) et le CC sont décrits dans la section 2. La section 3 se concentre sur l'étude de différents mécanismes d'endommagement tels que l'amorçage de fissures dans i) le pli 90 deg. et ii) le pli à θ , ainsi que iii) la décohésion entre le pli 90 deg. et le pli à θ .

2. Modélisation de l'amorçage de fissures

2.1. Le critère couplé

Le CC prévoit que l'amorçage d'une fissure se produit si les deux conditions suivantes sont réunies :

- Le taux de restitution d'énergie (TRE) incrémental (\mathcal{G}_{inc}) doit être supérieur au TRE critique du matériau \mathcal{G}_c : $\mathcal{G}_{inc} \geq \mathcal{G}_c$.
- Un critère en contrainte doit être rempli sur tout le chemin de la fissure avant amorçage. On choisit un critère combinant les composantes de traction (σ_{nn}) et de cisaillement (σ_{nt}) :

$$\sqrt{(\sigma_{nn}/\sigma_c)^2 + (\sigma_{nt}/\tau_c)^2} \geq 1 \text{ où } \sigma_c \text{ et } \tau_c \text{ sont les résistances en traction et au cisaillement.}$$

En élasticité linéaire et sous l'hypothèse des petites déformations, les contraintes sont proportionnelles à la déformation appliquée (notée ε_0) et l'énergie est proportionnelle au carré de la déformation appliquée. Ces conditions s'écrivent :

$$\begin{cases} \sigma_{eq} = \sqrt{(\sigma_{nn})^2 + (\frac{\sigma_{nt}}{\alpha})^2} = \xi(S)\varepsilon_0 \geq \sigma_c \\ \mathcal{G}_{inc} = A(S)\varepsilon_0^2 \geq \mathcal{G}_c. \end{cases} \quad (\text{Eq. 1})$$

où $\alpha = \tau_c/\sigma_c$ et ξ et A sont des fonctions qui dépendent de la géométrie et des propriétés du matériau. La déformation pour remplir les conditions en contrainte ou en énergie est alors :

$$\begin{cases} \varepsilon_0^{\text{contrainte}}(S) = \frac{\sigma_c}{\xi(S)} \\ \varepsilon_0^{\text{énergie}}(S) = \sqrt{\frac{\mathcal{G}_c}{A(S)}} \end{cases} \quad (\text{Eq. 2})$$

Pour une surface de fissure S donnée, la déformation pour remplir les deux critères est le maximum entre $\varepsilon_0^{\text{contrainte}}(S)$ et $\varepsilon_0^{\text{énergie}}(S)$. La déformation appliquée à l'initiation ε_c est déterminée pour la surface de fissure S_c qui minimise la déformation appliquée.

$$\begin{cases} \varepsilon_c = \min_S \left(\max(\varepsilon_0^{\text{contrainte}}(S), \varepsilon_0^{\text{énergie}}(S)) \right) \\ S_c = \arg \min_S \left(\max(\varepsilon_0^{\text{contrainte}}(S), \varepsilon_0^{\text{énergie}}(S)) \right) \end{cases} \quad (\text{Eq. 3})$$

2.2. Modèle éléments finis

Les modèles éléments finis présentés ci-après sont obtenus avec le logiciel AbaqusTM Standard. L'ouverture des fissures pour tous les mécanismes étudiés (fissuration dans un pli à 90 deg., dans un pli à θ ou décohésion, voir Fig. 1) est simulée en dédoublant les nœuds le long de la surface correspondante. Les trajectoires des fissures sont orientées par la microstructure et suivent donc la

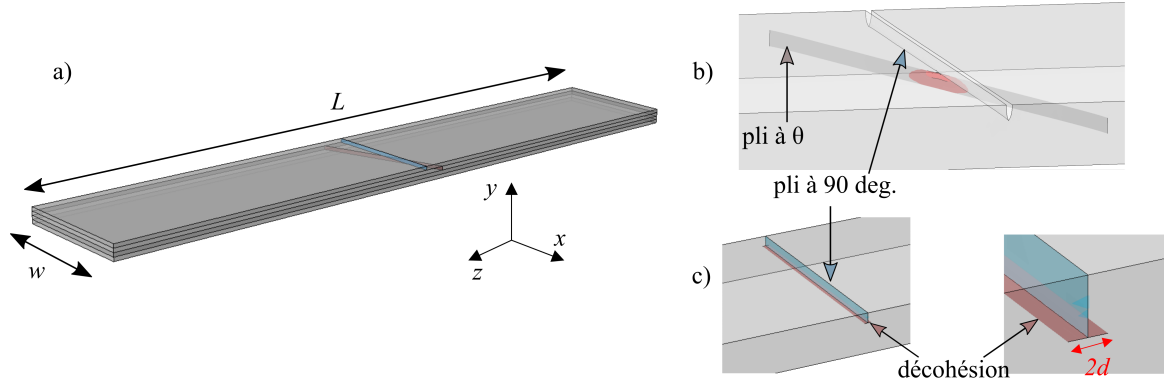


FIG. 1. – Géométrie et dimensions a) de l'éprouvette et des mécanismes intervenant après l'amorçage d'une fissure transverse dans le pli à 90 deg. : b) ré-amorçage de fissures dans un pli à θ ou c) décohésion entre le pli à 90 deg. et le pli à θ .

direction des fibres. L'orientation du matériau est défini localement dans chaque pli et les mêmes propriétés du pli sont définies ce repère local. Les propriétés isotropes transverses des plis sont $E_L = 127$ GPa, $E_T = 9.2$ GPa, $\nu_{LT} = 0.302$, $\nu_{TT} = 0.4$, $G_{LT} = 4.8$ GPa [14], où l'indice L représente la direction longitudinale des fibres et T la direction perpendiculaire dans le plan des plis. Les résistances en traction et en cisaillement des plis sont $\sigma_c = 63.9$ MPa et $\tau_c = 91$ MPa, le TRE critique est de 248 J/m² [14]. Des déplacements sont imposés sur les faces de l'échantillon le long de la direction de chargement en traction. Le maillage est constitué de tétraèdres quadratiques (10 nœuds par éléments pour un total d'environ 250000 nœuds), le maillage est raffiné à proximité des fissures.

2.3. Fissuration transverse

La principale différence entre la simulation 2D et 3D de l'amorçage des fissures transverses dans les stratifiés réside dans le fait que le champ de contrainte n'est pas parfaitement homogène dans l'ensemble du pli, mais seulement au centre du pli, la contrainte augmentant près du bord libre du pli. Néanmoins, Garcia *et al.* [14] ont montré que les applications 2D ou 3D du CC donne une déformation d'amorçage de la fissure transverse similaire (<10 %). En considérant une contrainte homogène dans le pli, le CC s'écrit :

$$\varepsilon_c = \max(\varepsilon_0^{\text{contrainte}}(S_{90}), \varepsilon_0^{\text{energie}}(S_{90})) = \max\left(\frac{\sigma_c}{\xi_{90}(S_{90})}, \sqrt{\frac{\mathcal{G}_c}{A_{90}(S_{90})}}\right) \quad (\text{Eq. 4})$$

où $S_{90} = wt_{90}$ est la surface de la fissure traversant le pli. Les fonctions $\xi_{90}(S_{90})$ et $A_{90}(S_{90})$ (correspondant aux fonctions ξ et A dans l'équation (Eq. 2) dans le cas de la fissuration transverse) sont obtenues à partir de deux calculs EF, l'un avant l'ouverture de la fissure pour calculer $\xi_{90}(S_{90})$ et l'autre après ouverture pour obtenir $A_{90}(S_{90})$. La déformation à l'amorçage est obtenu avec l'équation (Eq. 4).

2.4. Décohésion

Une décohésion entre le pli à 90 deg. et le pli à θ peut intervenir après amorçage d'une fissure transverse, du fait de la singularité de contrainte en pointe de fissure transverse. En supposant une décohésion symétrique, celle-ci est décrite par un seul paramètre, sa longueur $2d$ (surface correspondante $S_d = 2dw$). Le CC est ensuite appliqué selon le raisonnement décrit dans la section 2.1. Nous faisons l'hypothèse que les mêmes résistances et TRE critique que pour la fissure transverse peuvent être utilisés dans le cas de la décohésion. Les fonctions ξ_d et A_d (correspondant aux fonctions ξ et A dans l'équation (Eq. 2) dans le cas de la décohésion) sont obtenues sur la base de calculs EF pour

plusieurs longueurs de décohésions. Si la déformation à l’amorçage de la décohésion est plus faible que celle à l’amorçage de la fissure transverse, alors ce mécanisme peut se produire instantanément dès lors que la fissure transverse amorce. Dans le cas contraire, aucune décohésion n’est observée sans augmenter la déformation imposée.

2.5. Ré-amorçage dans le pli à θ

Un autre mécanisme d’endommagement possible est la fissuration dans le pli à θ . La présence d’une fissure transverse dans le pli à 90 deg. induit une singularité de contrainte à la pointe de la fissure, à l’interface entre le pli à 90 deg. et le pli à θ , et donc un champ de contrainte hétérogène dans le pli à θ . L’hétérogénéité des contraintes dans le pli à θ nécessite une application 3D du CC. Les formes possibles de fissures sont déterminées sur la base des lignes d’isovaleurs du critère en contraintes [19, 20]. On obtient alors une relation unique entre le niveau de contrainte et la surface de la fissure. Pour une taille de fissure donnée, le critère de contrainte est strictement respecté, par définition. La surface de fissure correspondante est calculée sur la base de la surface des éléments du maillage contenu dans la fissure. Les fonctions ξ_θ et A_θ (correspondant aux fonctions ξ et A dans l’équation (Eq. 2) pour le réamorçage dans le pli à θ) sont calculées en déboutonnant successivement les nœuds de fissure correspondant à des isovaleurs de contrainte décroissantes. La surface de fissure et la déformation imposée au réamorçage dans le pli à θ sont finalement déterminées en résolvant l’équation (Eq. 3).

3. Résultats

3.1. Amorçage dans le pli à 90 deg.

Le CC permet de calculer la déformation qui doit être imposée pour amorcer une fissure dans un pli à 90 deg. (Fig. 2a). Un pli à 90 deg. suffisamment épais ($t > 0.6$ mm) stocke suffisamment d’énergie élastique qui peut être restituée pour former une fissure à une déformation imposée inférieure à celle nécessaire pour remplir le critère de contrainte. L’amorçage de la fissure se produit donc dès que le critère de contrainte est rempli. Pour un pli mince, il n’y a pas assez d’énergie disponible pour créer la fissure lorsque le critère de contrainte est rempli. La déformation imposée pour amorcer la fissure est plus grande et correspond à la déformation nécessaire pour remplir le critère en énergie. Plus la désorientation entre le pli à 90 deg. et le pli à θ est importante, plus la déformation imposée à l’amorçage est grande, même si la différence reste inférieure à 10 % pour les configurations étudiées.

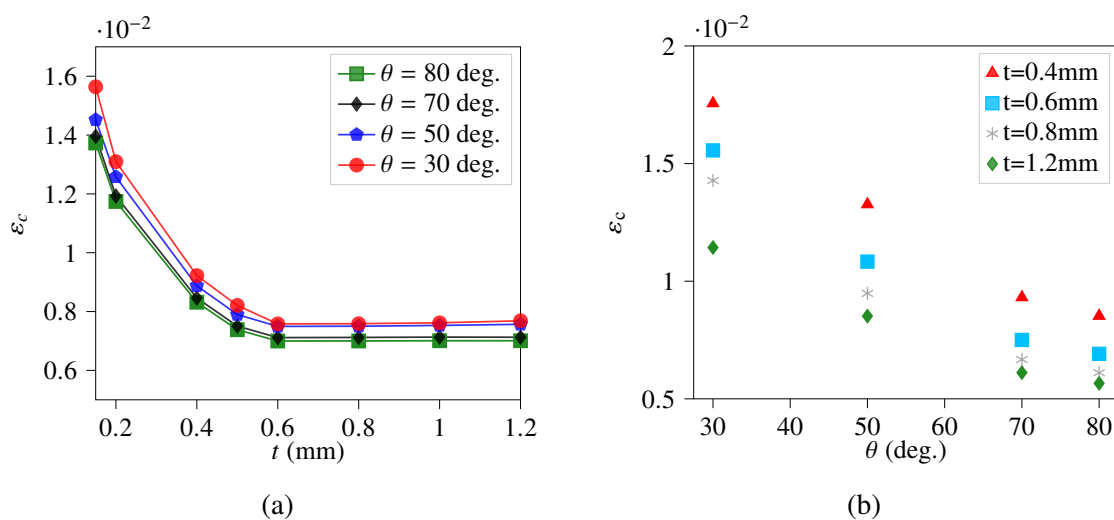


FIG. 2. – a) Déformation imposée à l’amorçage d’une fissure transverse dans un pli à 90 deg. en fonction de l’épaisseur du pli pour différentes orientations du pli à θ . b) Déformation imposée au réamorçage d’une fissure dans le pli à θ après l’amorçage d’une fissure transverse dans le pli à 90 deg. en fonction de l’orientation du pli, pour différentes épaisseurs de plis.

3.2. Décohésions entre les plis à 90 deg. et à θ

La décohésion à l'interface entre le pli à 90 deg. et le pli à θ n'est susceptible de se produire qu'une fois la fissure transverse amorcée. Deux configurations se présentent, conduisant ou non à une décohésion. Si la déformation à l'amorçage de la décohésion est plus grande que celle à l'amorçage du pli à 90 deg., celle-ci ne sera observée que si le chargement augmente. C'est le cas pour les plis suffisamment fins (Fig. 3). Pour des plis suffisamment épais, la décohésion peut amorcer au même niveau de chargement que le pli à 90 deg. Pour les configurations étudiées, la décohésion n'est donc susceptible de se produire simultanément que pour les plus grandes épaisseurs de plis, pour une orientation du pli à θ suffisamment proche de 90 deg. En pratique, le réamorçage d'une fissure dans le pli à θ est également possible.

3.3. Ré-amorçage dans le pli à θ -ply crack re-initiation

Similairement à la décohésion, le réamorçage dans un pli à θ peut intervenir soit i) simultanément à l'amorçage de la fissure transverse dans le pli à 90 deg. (si la déformation au réamorçage est plus faible que celle à l'amorçage du pli à 90 deg.) ou ii) pour une déformation appliquée plus grande. La déformation au réamorçage de la fissure dans le pli à θ est montrée en Fig. 2b pour différentes épaisseurs de plis et différentes désorientations de pli à θ . Nous comparons enfin les trois mécanismes d'endommagement, à savoir l'amorçage de fissure transverse, la décohésion et le réamorçage de fissure dans le pli à θ -ply (Fig. 3) pour plusieurs orientations de plis. Pour une orientation des plis proche de 90 degrés. (Fig. 3a) et des plis suffisamment épais ($t > 1$ mm), la décohésion ou le réamorçage de fissures sont susceptibles de se produire juste après l'amorçage d'une fissure transverse dans le pli à 90 deg. Pour les plis minces ($t < 6$ mm), la séquence de dommages susceptibles de se produire est l'ordre suivant :

- i) Amorçage d'une fissure transverse
- ii) Ré-amorçage dans un pli à θ
- iii) Possible décohésion entre les plis

Pour une orientation des plis suffisamment différente de 90 degrés. (Fig. 3b), quelle que soit l'épaisseur du pli, la séquence d'endommagement la plus probable est l'amorçage d'une fissure transverse suivie d'une décohésion à une déformation imposée plus grande. Le ré-amorçage d'une fissure pourrait éventuellement se produire à une déformation imposée plus importante.

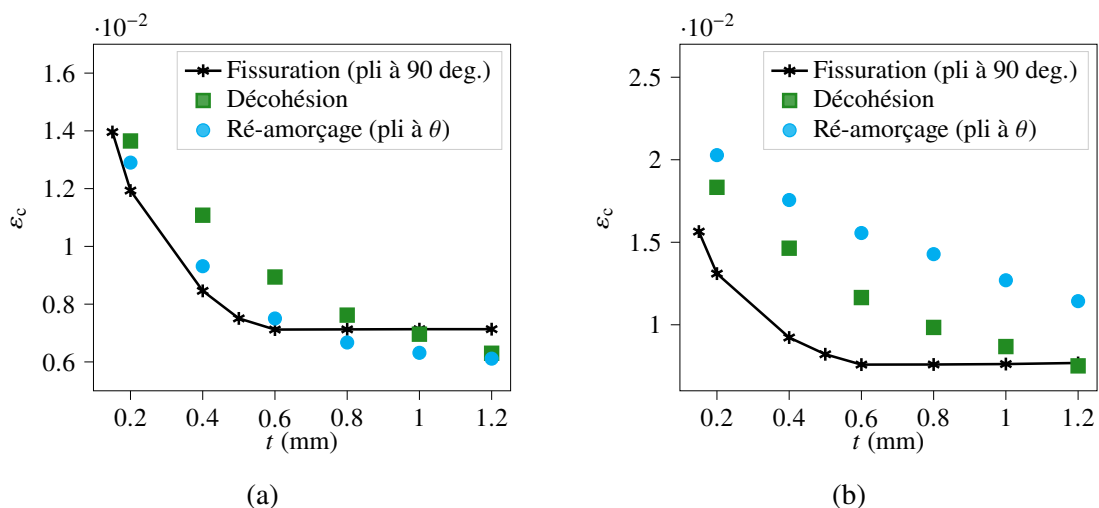


FIG. 3. – Déformation i) à l'amorçage d'une fissure transverse dans un pli à 90 deg., ii) d'une décohésion et iii) au réamorçage d'une fissure dans un pli à θ pour une pli à θ orienté à a) 70 deg. ou b) 30 deg. de la direction de sollicitation.

4. Conclusion

Les simulations montrent qu'après un amorçage d'une fissure transverse dans le pli à 90 deg., la séquence d'endommagement dépend de la différence d'orientation entre les plis à 90 deg. et à θ . On observe soit un décohésion, soit un réamorçage de fissures dans le pli à θ . Ces deux mécanismes peuvent se produire à la même déformation que celle de la fissuration transverse si le pli est suffisamment épais et l'orientation du pli à θ suffisamment proche de 90 deg. Sinon, l'un des deux mécanismes se produit à une déformation imposée plus importante, le ré-amorçage des fissures se produisant pour un pli à θ suffisamment proche de 90 deg. et la décohésion pour une désorientation plus importante entre le pli à 90 deg. et le pli à θ . Des essais de caractérisation des configurations simulatées permettront d'évaluer la pertinence du modèle à prévoir ces différentes séquences d'endommagement.

Références

- [1] MIL-HDBK-17-3F. Composite materials Handbook volume 3. Polymer Matrix composites materials usage, design, and analysis, 2012.
- [2] A. Parvizi, K. Garrett, J. Bailey « Constrained cracking in glass fibre-reinforced epoxy cross-ply laminates », Journal of Materials Science Vol. 13, pp. 195–201, 1978.
- [3] M. Wisnom, S. Hallett « The role of delamination in strength, failure mechanism and hole size effect in open hole tensile tests on quasi-isotropic laminates », Composites Part A : Applied Science and Manufacturing Vol. 40 n° 4, pp. 335–342, 2009.
- [4] F. Irisarri, D. Bassir, N. Carrère, J. Maire « Multiobjective stacking sequence optimization for laminated composite structures », Composites Science and Technology Vol. 69 n° 7, pp. 983–990, 2009.
- [5] E. Martin, D. Leguillon, N. Carrère, Finite fracture mechanics : a useful tool to analyze cracking mechanisms in composite materials, P.W.R. Beaumont, C. Soutis Eds., Springer, , pp. 529–548, 2016.
- [6] E. Martin, D. Leguillon, A. Catapano, N. Carrère « Prediction of interfacial debonding between stiff spherical particles and a soft matrix with the coupled criterion », Theor. App. Fract. Mech. Vol. 109, pp. 102749, 2017.
- [7] V. Mantič « Interface crack onset at a circular cylindrical inclusion under a remote transverse tension. Application of a coupled stress and energy criterion », Int. J. Sol. Struct. Vol. 46, pp. 1287–1304, 2009.
- [8] H. Girard, A. Doitrand, B. Koohbor, R. Rinaldi, N. Godin, J. Bikard « Comparison between 2D and 3D fiber-matrix debonding simulation for inverse identification of interface fracture properties », Vol. , pp. , 2024.
- [9] E. Martin, D. Leguillon, N. Carrère « A coupled strength and toughness criterion for the prediction of the open hole tensile strength of a composite plate », Int. J. Sol. Struct. Vol. 49(26), pp. 3915–3922, 2012.
- [10] A. Doitrand, C. Fagiano, N. Carrère, V. Chiaruttini, M. Hirsekorn « Damage onset modeling in woven composites based on a coupled stress and energy criterion », Engng. Fract. Mech. Vol. 169, pp. 189–200, 2017.
- [11] J. Li, E. Martin, D. Leguillon, C. Dupin « A finite fracture model for the analysis of multi-cracking in woven ceramic matrix composites », Composites Part B Vol. 139, pp. 75–83, 2018.
- [12] D. Leguillon « Strength or toughness ? A criterion for crack onset at a notch », Eur. J. Mech. - A/Solids Vol. 21(1), pp. 61–72, 2002.
- [13] N. Carrere, N. Tual, T. Bonnemains, E. Lolive, P. Davies « Modelling of the damage development in carbon/epoxy laminates subjected to combined seawater ageing and mechanical loading », Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L : Journal of Materials : Design and Applications Vol. 232 n° 9, pp. 761–768, 2016.
- [14] I. García, B. Carter, A. Ingraffea, V. Mantič « A numerical study of transverse cracking in cross-ply laminates by 3D finite fracture mechanics », Composites Part B Vol. 95, pp. 475–487, 2016.
- [15] J. Vereecke, C. Bois, J. Wahl, T. Briand, L. Ballère, F. Lavelle « Explicit modelling of meso-scale damage in laminated composites – Comparison between finite fracture mechanics and cohesive zone model », Composites Science and Technology Vol. 253, pp. 110640, 2024, ISSN 0266-3538.
- [16] I. García, V. Mantič, A. Blázquez « The effect of residual thermal stresses on transverse cracking in cross-ply laminates : an application of the coupled criterion of the finite fracture mechanics », Int. J. Fract. Vol. 211, pp. 61–74, 2018.
- [17] B. Mittelman, Z. Yosibash « Asymptotic analysis of the potential energy difference because of a crack at a V-notch edge in a 3D domain », Engineering Fracture Mechanics Vol. 131, pp. 232–256, 2014.
- [18] D. Leguillon « An attempt to extend the 2D coupled criterion for crack nucleation in brittle materials to the 3D case », Theoretical and Applied Fracture Mechanics Vol. 74, pp. 7–17, 2014, ISSN 0167-8442.
- [19] A. Doitrand, D. Leguillon « 3D application of the coupled criterion to crack initiation prediction in epoxy/aluminum specimens under four point bending », Int. J. Sol. Struct. Vol. 143, pp. 175–182, 2018.
- [20] A. Doitrand, D. Leguillon « Numerical modeling of the nucleation of facets ahead of a primary crack under modeI+III », Int. J. Fract. Vol. 123(1), pp. 37–50, 2018.