

17ème Colloque National en Calcul des Structures : Modélisation discrète thermomécanique de l'endommagement dans les stratifiés composites : application aux essais DCB et ENF

N. Jawad^{1,2}, C. Bouvet¹, C. Morel¹, L. Ratsifandrihana²

¹ Institut Clément Ader, ISAE-SUPAERO-INSA-IMT Mines Albi-UPS-CNRS
10 Av Edouard Belin 31400 Toulouse Cedex 4, France, jawad.naciri@isae-supero.fr

² Segula Technologies – 24 Boulevard Deodat de Séverac 31700 Colomiers, France

Résumé — Cette étude décrit l'adaptation en thermomécanique du *Discrete Ply Model* (DPM) pour simuler l'endommagement et la rupture des stratifiés composites. Le DPM, basé sur une description explicite des plis et des interfaces de délaminage et de fissuration matricielle, est étendu à l'aide d'un élément d'interface thermique utilisateur développé pour modéliser les différents transferts thermiques ainsi que la production de chaleur issue de l'endommagement. Son fonctionnement est validé sur des essais de délaminage en mode I et II pour, par la suite, être utilisé dans des modèles plus complexes.

Mots clefs — Rupture, Thermomécanique, Interfaces

1. Introduction

1.1 Positionnement du problème

L'utilisation croissante des matériaux composites dans l'industrie s'explique par leur excellente résistance spécifique, faisant d'eux des candidats privilégiés pour l'allègement des structures, notamment dans le domaine aéronautique. Ces matériaux sont cependant très sensibles aux dommages, et leur rupture peut se diviser en trois catégories : la rupture interlaminaire, ou délaminage, la rupture intralaminaire, ou fissuration matricielle, et la rupture translaminaire, ou rupture de fibres [1], [2]. Cependant, l'étude de ces modes de rupture est complexe, car dans une structure réelle, la ruine résulte d'une combinaison de ces différents types d'endommagement. Par ailleurs, dans les composites carbone/époxy, la majeure partie de l'énergie dissipée lors de l'endommagement et de la rupture se transforme en chaleur. Cela permet, par exemple, de mesurer des longueurs de fissure [3], mais également de distinguer et de quantifier les énergies dissipées par les différents mécanismes, à partir de leur signature thermique [4], bien que l'utilisation quantitative de la donnée thermique soit encore peu présente dans la littérature. Il convient donc de développer des outils numériques capables de reproduire et de dissocier ces mécanismes de rupture, tant sur le plan mécanique que thermique, afin d'évaluer leur contribution respective à la rupture globale du stratifié, et d'utiliser le champ thermique comme information quantitative discriminante dans la juste représentation des phénomènes modélisés.

Les travaux présentés s'intéressent à la modélisation numérique de ces phénomènes à l'aide du *Discrete Ply Model* (DPM) ainsi qu'à son adaptation pour l'étude thermomécanique de la rupture des composites stratifiés. Les simulations feront l'objet d'une comparaison à l'aide d'une base d'essais instrumentés par corrélation d'images numériques (CIN) et par thermographie infrarouge (TIR), permettant ainsi de valider la fidélité de la simulation du comportement thermomécanique du stratifié.

L'objectif de ces travaux est d'adapter le DPM pour la simulation thermomécanique des composites stratifiés dans divers scénarios d'endommagement et de rupture, afin de permettre une comparaison essai-calcul alimentée par la thermique afin de fiabiliser le modèle.

1.2 Discrete Ply Model

Le DPM est un modèle numérique mésoscopique explicite semi-continu permettant de simuler avec précision l'endommagement et la rupture des composites. Il combine une description continue de l'endommagement des fibres avec une représentation discrète des phénomènes de fissuration matricielle et de délaminages afin de rendre compte du couplage entre ces deux types d'endommagement. Ce modèle, initialement développé pour de l'impact basse vitesse [5], a largement été validé à l'aide de comparaisons expérimentales sur diverses configurations comme la compression après impact (CAI) [6] ou les essais de tractions entaillée et trouée [7], [8]. Afin de représenter les différents modes de ruptures du stratifié, un maillage spécifique est généré à l'aide d'une routine Fortran. Dans ce maillage, chaque pli est modélisé par un élément C3D8 dans l'épaisseur, tandis que la fissuration matricielle et le délaminage sont représentés par des éléments cohésifs COH3D8 d'épaisseur nulle, comme schématisé Figure 1. Le comportement du matériau est défini à l'aide d'une loi utilisateur VUMAT, dans laquelle sont implémentés les mécanismes d'endommagement et de rupture pour les éléments volumiques ainsi que pour les éléments d'interfaces.

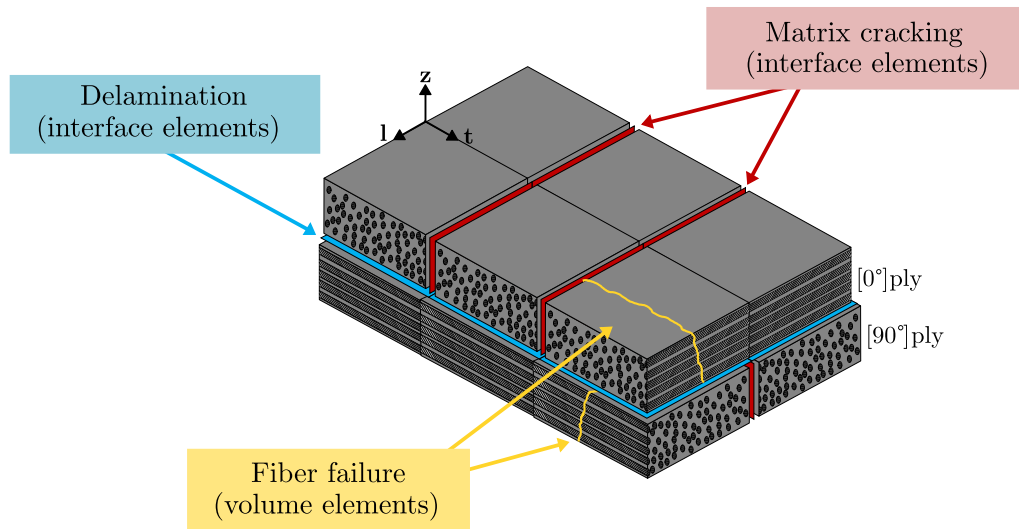


Figure 1 – Géométrie du DPM

2. Modélisation thermomécanique

L'adaptation du modèle en thermomécanique revient à rajouter un degré de liberté en température et à résoudre l'équation de la chaleur en parallèle de l'équation d'équilibre à chaque pas de temps pour simuler l'évolution de la température au sein du stratifié.

Pour les éléments volumiques, cette adaptation est prise en charge nativement sur Abaqus/Explicit à l'aide des éléments C3D8T permettant une résolution couplée Température-Déplacement. Les paramètres thermiques nécessaires à la résolution du problème thermique et leur signification sont donnés Tableau 1. Il suffit alors de modifier la VUMAT pour prendre en compte la dilatation thermique orthotrope dans l'évolution des déformations ainsi que d'ajouter des éventuels couplages thermomécaniques.

Tableau 1 – Paramètres thermiques du modèle

Paramètre	Rôle dans le modèle	Valeurs	Unité
β	Coefficient de Taylor-Quinney	0,9	–
α_l	Coefficient de dilatation thermique longitudinale	$4,07 \cdot 10^{-7}$	1/K

α_t	Coefficient de dilatation thermique transverse	$3,26 \cdot 10^{-5}$	1/K
k_l	Conductivité longitudinale	5,5	mW/mm/K
k_t	Conductivité transverse	0,5	mW/mm/K
C_p	Capacité thermique massique	$882 \cdot 10^3$	mJ/kg/K
h	Coefficient de convection	0,01	mJ/s/mm ² /K
ε	Emissivité	0,95	–
σ	Constante de Stefan	$5,67 \cdot 10^{-11}$	mJ/s/mm ² /K ⁴

La chaleur produite dans l'élément volumique est alors calculée à partir de l'énergie dissipée par plasticité et par endommagement. Le coefficient de Taylor-Quinney β permet de définir la part de cette énergie effectivement convertie en chaleur. A cette contribution s'ajoute la chaleur issue des couplages thermomécaniques. L'évolution de la température est obtenue par la résolution de l'équation de la chaleur :

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} + \text{div}(\underline{q}) = \phi_{\text{int}} + r_{\text{ext}} + p'_{\text{ctm}} \quad (1)$$

Avec p'_{ctm} la puissance volumique due aux couplages thermomécaniques, ϕ_{int} la dissipation intrinsèque et r_{ext} les sources externes de chaleur. Parmi les couplages thermomécaniques, seul le couplage thermoélastique est pris en compte et son expression dans le cadre de l'étude (*i.e.* pour des variations de température négligeables devant T_0 [9]) est donnée par :

$$p'_{\text{ctm}} \approx C_e = -T_0 \underline{\alpha} : \underline{\dot{\sigma}} \quad (2)$$

Avec $\underline{\underline{\sigma}}$ le tenseur des contraintes, $\underline{\underline{\alpha}}$ le tenseur de dilatation thermique orthotrope et T_0 la température initiale. La dissipation intrinsèque s'écrit ici :

$$\phi_{\text{int}} = \underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}_p + \gamma : \underline{\underline{d}} \quad (3)$$

Où $\underline{\underline{\varepsilon}}_p$ correspond au tenseur des déformations permanentes, $\underline{\underline{d}}$ l'endommagement et γ sa variable thermodynamique conjuguée.

Pour simuler correctement les transferts thermiques dans toutes les directions, et compte tenu de la stratégie de maillage, les flux de chaleur à travers les interfaces de fissuration matricielle et de délaminage doivent être modélisés. Etant donné que l'élément COH3D8T n'est pas pris en charge nativement par Abaqus/Explicit 2022, un élément utilisateur dédié a été implémenté pour permettre l'échange thermique à travers les éléments d'interfaces.

2.1 Élément d'interface utilisateur

Le DPM nécessite donc une adaptation afin de correctement représenter le transfert thermique au sein du composite du fait de sa nature semi-continue. Il a alors été choisi d'écrire un élément d'interface utilisateur, qui sera référé comme VUTH, permettant de modéliser les différents types de transferts thermiques présent dans les interfaces de fissuration matricielle et de délaminage. Cet élément utilisateur est alors superposé à l'élément cohésif natif d'Abaqus. La géométrie de l'interface comprenant le VUTH, le COH3D8 et leur voisin est présentée Figure 3. En pratique, l'élément utilisateur partage les mêmes nœuds que le COH3D8, de sorte que chaque degré de liberté obtenu à l'issue de la

résolution explicite du problème mécanique est également appliqué à l'élément utilisateur. Ces éléments d'interfaces sont gérés différemment selon qu'ils représentent de la fissuration matricielle (où l'endommagement est piloté par un critère de rupture en contrainte) ou du délaminage (critère en énergie). Ce dernier correspond à une loi de traction séparation avec un adoucissement linéaire de la contrainte en fonction du déplacement de sorte que l'aire sous la courbe $\sigma - d_{eq}$ soit égale à l'énergie dissipée dans les modes I, II & III. Cette évolution est représentée Figure 2 pour le mode I.

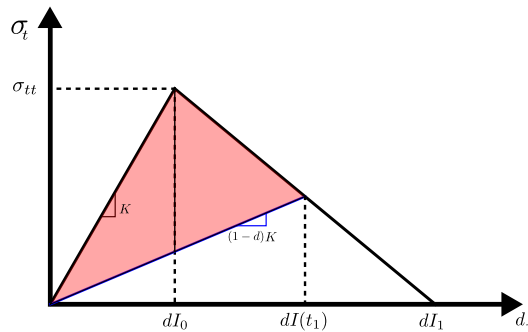


Figure 2 – Loi de dégradation de la raideur pour le délaminage en mode I

Lorsque la distance atteint la distance critique dI_0 , une dégradation de la raideur en mode I est mise en place et se termine quand le taux de restitution d'énergie critique associé G_{Ic} est dissipé. L'aire en rouge correspond donc à l'énergie dissipée à l'instant t_1 (avant la rupture totale du cohésif) pour un endommagement donné $d < 1$.

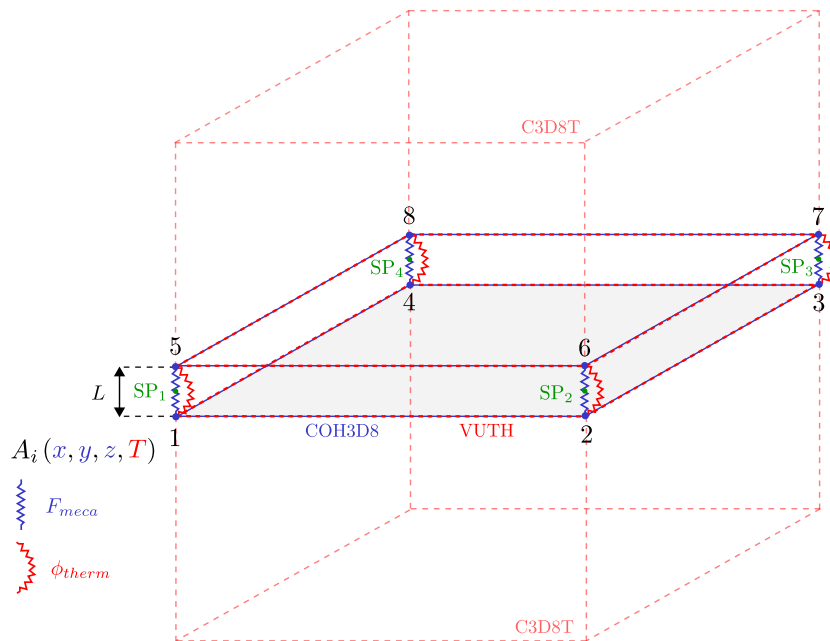


Figure 3 – Géométrie de l'interface thermomécanique

2.1.1 Transferts thermiques

Afin de modéliser correctement le comportement thermique du composite lors de son endommagement et de sa rupture, les différents modes de transfert thermique doivent être pris en

compte : la conduction à travers l'élément d'interface, ainsi que la convection et le rayonnement entre les surfaces fissurées. Ces transferts sont décrits par les lois de Fourier, de Newton et de Stefan-Boltzmann pour la conduction, la convection et le rayonnement, respectivement, et sont exprimés par les équations suivantes :

Loi de Fourier :

$$\phi_{cond,i} = \begin{cases} \frac{k_t A_{eff}}{L_{i,i+4}} (T_i - T_{i+4}), & i \in [1,4] \\ \frac{k_t A_{eff}}{L_{i,i-4}} (T_i - T_{i-4}), & i \in [5,8] \end{cases} \quad (4)$$

Loi de Newton :

$$\phi_{conv,i} = h (T_f - T_i) A_{eff} \quad (5)$$

Loi de Stefan Boltzmann :

$$\varphi_{r,i} = \begin{cases} F_{1,2} \varepsilon \sigma (T_{i+4}^4 - T_i^4) A_{eff}, & i \in [1,4] \\ F_{2,1} \varepsilon \sigma (T_{i-4}^4 - T_i^4) A_{eff}, & i \in [5,8] \end{cases} \quad (6)$$

Avec $\phi_{cond,i}$, $\phi_{conv,i}$, $\varphi_{r,i}$ les flux de chaleur en W de conduction, convection et rayonnement respectivement, T_i la température au nœud i , T_f la température du fluide extérieur (air), k_t la conductivité transverse, $L_{i,j}$ la distance entre le nœud i et j , A_{eff} la surface effective du transfert thermique, h le coefficient de convection, $F_{i,j}$ le *view factor* de la face i sur la face j [10], ε l'émissivité et enfin σ la constante de Stefan. Les valeurs de ces paramètres sont données dans le Tableau 1. La surface effective du transfert thermique correspond à $\frac{1}{4}$ de la surface totale de l'élément d'interface. Il est considéré qu'à l'ordre 1, les flux de chaleur entre chaque paire de nœuds s'appliquent sur $\frac{1}{4}$ de la surface du VUTH.

2.1.2 Formulation de l'élément utilisateur

L'élément utilisateur est codé à l'aide d'une subroutine VUEL d'Abaqus/Explicit [11]. L'élément possède quatre degrés de libertés : trois pour les translations et un pour la température. Afin de pouvoir écrire explicitement les flux de températures et alimenter l'équation constitutive du VUTH en température, l'ouverture normale entre chaque paire de nœud $L_{i,j}$ est calculée dans la base globale puis projetée dans la base locale de l'élément. Comme indiqué précédemment, les déplacements nodaux du VUTH sont aussi ceux du COH3D8, ce qui permet d'inclure uniquement les calculs de flux thermiques dans l'élément utilisateur. Les flux de températures sont alors calculés à l'aide des formules (4), (5) et (6) et sont injectés dans le vecteur RHS représentant le *right-hand side* de l'équation de la chaleur discrétisée :

$$\mathbf{C}_\theta \dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}_\theta \mathbf{T} = \mathbf{R}_\theta^{ext} + \mathbf{R}_\theta^{int} \quad (7)$$

Avec \mathbf{C}_θ la matrice de capacité thermique, \mathbf{K}_θ la matrice de conductivité thermique, \mathbf{R}_θ^{ext} les flux entrants des sources extérieures au système, et \mathbf{R}_θ^{int} les flux de chaleur dus aux dissipations intrinsèques. Plus spécifiquement, les flux de chaleur sont injectés dans le vecteur RHS de chaque nœud et l'équation (7) est résolue dans le volume (les nœud 1 à 8 appartenant à la fois au VUTH, au COH3D8 et aux C3D8T voisins). Un paramètre clé manquant afin de correctement modéliser la signature thermique de la rupture est la prise en compte de la production de chaleur via l'endommagement des interfaces mécaniques, par

délaminage ou fissuration matricielle. Cette énergie dissipée est calculée dans la loi matériau VUMAT du DPM propre au cohésif (cf. Figure 2) et doit être communiquée au VUTH afin de pouvoir correctement la transformer en puissance et être injectée dans le bilan thermique. En pratique, l'énergie dissipée en mode I, II & III dans les cohésifs est calculée sur chaque *section point* (SP) défini sur la Figure 3. Cette énergie (pilotée par le coefficient de Taylor Quinney) est alors communiquée au VUTH sous la forme d'une puissance surfacique. Enfin, un critère est ajouté afin de prendre en compte les flux de convection et de rayonnement qu'à partir de l'instant où l'ouverture normale est suffisante pour admettre ces modes de transferts thermiques. Ce critère s'exprime à partir de l'ouverture normale moyenne du VUTH $\widetilde{L}_{i,j}$ et de la distance dl_1 pour laquelle l'endommagement $d = 1$. Les flux $\phi_{conv,i}$ et $\phi_{r,i}$ sont alors « activés » dès que $\widetilde{L}_{i,j} > dl_1$.

2.2 Modèle thermomécanique complet

Afin de vérifier le bon fonctionnement du VUTH, son comportement est testé sur un essai DCB (*Double Cantilever Beam*) et ENF (*End Notched Flexure*) où l'apport en chaleur provient principalement du délaminage en mode I & II.

2.2.1 Essai DCB

L'essai de délaminage en mode I DCB est modélisé à l'aide du DPM en incluant les éléments VUTH pour tenir compte de la production de chaleur par endommagement des interfaces. La quantité d'énergie dissipée est pilotée suivant la loi de traction-séparation schématisée Figure 2 et l'énergie dissipée est alors transmise aux éléments volumiques via l'élément utilisateur. La conduction transverse à travers les éléments de fissuration matricielle (c'est-à-dire suivant la direction t dans le repère local du pli Figure 1) est aussi prise en charge par le VUTH. L'ordre de grandeur des températures est cohérent avec un taux de restitution d'énergie critique G_{Ic} valant 0.5 kJ/m^2 et la température progresse bien localement à mesure que la fissure se propage. Les températures négatives peuvent être expliquées par le couplage thermoélastique en amont de fissure bien qu'avec 2 éléments C3D8T dans l'épaisseur, la concentration de contrainte en pointe de fissure ne soit pas modélisée avec fidélité et le couplage n'est alors pas suffisamment bien modélisé pour être analysé quantitativement. L'ordre de grandeur des variations de températures (de 0.2 à 0.7°K) est aussi cohérent avec les valeurs obtenues expérimentalement.

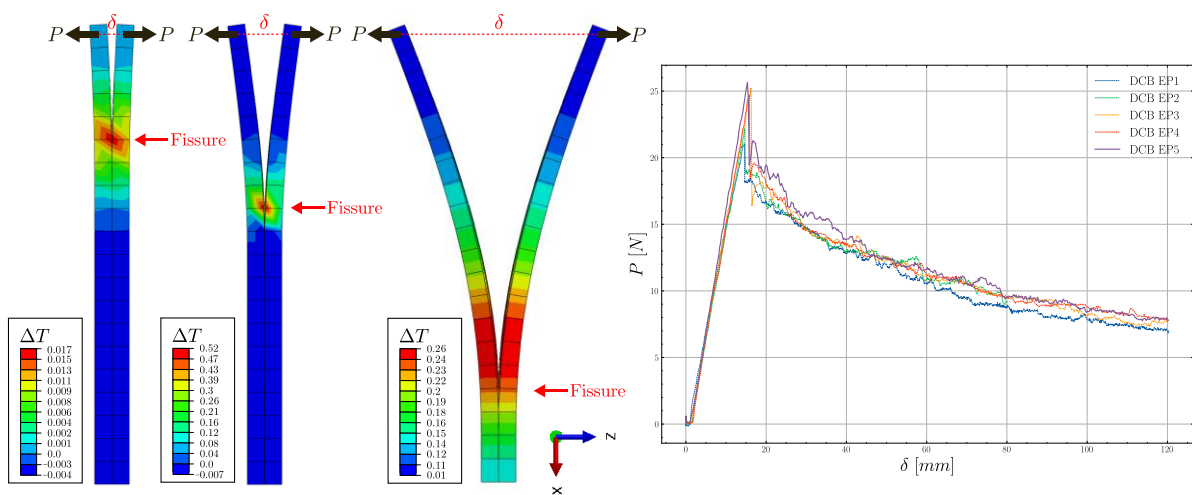


Figure 4 – Signature thermique sur un essai DCB réduit – courbes effort/ouverture des essais réels

2.2.2 Essai ENF

De la même manière, l'essai ENF est modélisé à l'aide du DPM. La signature thermique du délaminage en mode II est représentée Figure 5 dans une version réduite de l'essai (avec seulement 2 plis et pour des dimensions plus faibles que l'essai réel). La propagation est ici instable et la variation de température obtenue expérimentalement est du même ordre de grandeur (entre 0.5 et 1°K). Cette différence peut s'expliquer par la sous-estimation du taux de restitution d'énergie critique en mode II G_{IIc} en propagation instable qui, mis à part à l'aide de méthode thermique, est difficile à caractériser.

Une fois validé sur des essais tels que les essais DCB pleine échelle ou bien les essais ENF/4ENF en propagation stable (ou la mesure de la ténacité est plus fiable), le DPM peut alors permettre de remonter au G_{IIc} nécessaire pour observer la même signature thermique qu'expérimentalement.

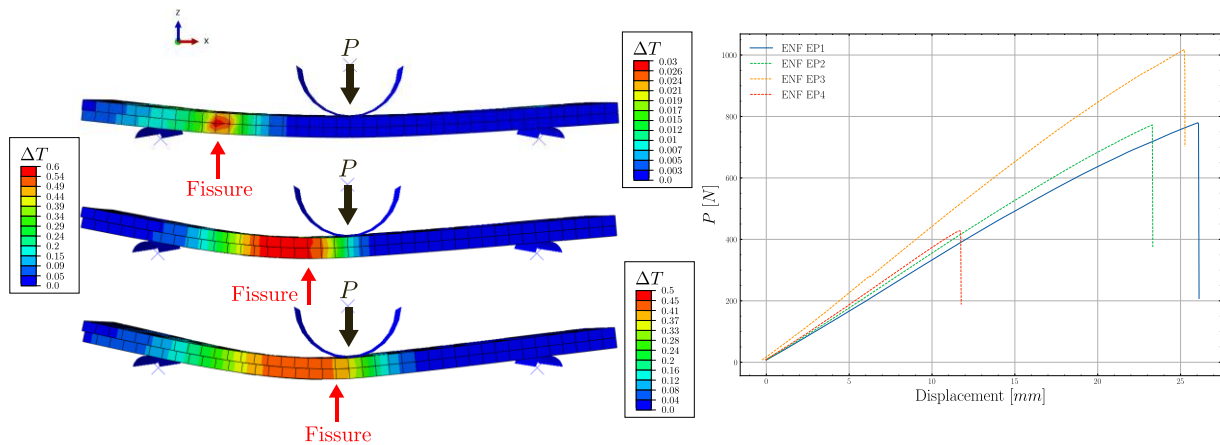


Figure 5 – Signature thermique simulée sur un essai ENF réduit

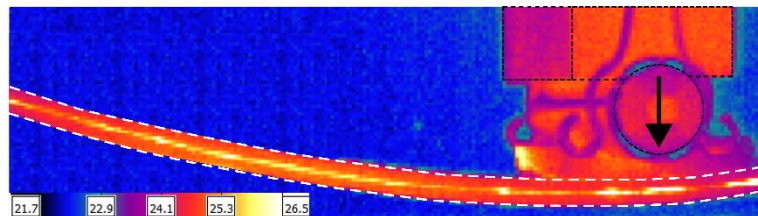


Figure 6 : Signature thermique expérimentale d'un essai ENF en propagation instable

3. Conclusion

En conclusion, un élément d'interface thermique utilisateur a été mis en place afin de pouvoir élargir le *Discrete Ply Model* à l'étude thermomécanique des stratifiés composites. La formulation de l'élément permet de tenir compte des différents types de transferts thermiques et de production d'énergie tout en s'affranchissant de résoudre manuellement l'équation de la chaleur. L'élément est d'abord testé dans un cas isolant le délaminage comme seul mode de rupture et où les résultats obtenus sont cohérents avec les paramètres énergétiques d'entrée ainsi qu'avec les résultats expérimentaux. Par la suite, son utilisation dans la modélisation d'essais plus complexes permettra de mieux cerner les mécanismes dissipatifs lors de l'endommagement et la rupture de structures composites ainsi que de pouvoir comparer quantitativement la signature thermique de ces phénomènes. Cette comparaison quantitative pourra aussi permettre de caractériser des paramètres énergétiques difficilement quantifiable par les méthodes mécaniques usuelles.

2.3 Références bibliographiques

- [1] R. Gutkin, « Review on failure of laminated composites: Experimental perspective and modelling », 2010.
- [2] B. W. Smith, *Fractography for continuous fiber composites*, vol. Engineered materials handbook. in Composites. Ohio, USA : ASM International., vol. Engineered materials handbook. 1993.
- [3] R. Rutar, J. Serra, Q. Bausiere, et C. Bouvet, « Experimental characterization of tensile and compressive translaminar fracture toughness coupling multi-physics measurements », *Eng. Fract. Mech.*, vol. 291, p. 109568, oct. 2023, doi: 10.1016/j.engfracmech.2023.109568.
- [4] T. Lisle, C. Bouvet, N. Hongkarnjanakul, M.-L. Pastor, S. Rivallant, et P. Margueres, « Measure of fracture toughness of compressive fiber failure in composite structures using infrared thermography », *Compos. Sci. Technol.*, vol. 112, p. 22-33, mai 2015, doi: 10.1016/j.compscitech.2015.03.005.
- [5] C. Bouvet, B. Castanié, M. Bizeul, et J.-J. Barrau, « Low velocity impact modelling in laminate composite panels with discrete interface elements », *Int. J. Solids Struct.*, vol. 46, n° 14-15, p. 2809-2821, juill. 2009, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2009.03.010.
- [6] S. Rivallant, C. Bouvet, et N. Hongkarnjanakul, « Failure analysis of CFRP laminates subjected to compression after impact: FE simulation using discrete interface elements », *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 55, p. 83-93, déc. 2013, doi: 10.1016/j.compositesa.2013.08.003.
- [7] V. Achard, C. Bouvet, B. Castanié, et C. Chirol, « Discrete ply modelling of open hole tensile tests », *Compos. Struct.*, vol. 113, p. 369-381, juill. 2014, doi: 10.1016/j.compstruct.2014.03.031.
- [8] J. Serra, C. Bouvet, B. Castanié, et C. Petiot, « Experimental and numerical analysis of Carbon Fiber Reinforced Polymer notched coupons under tensile loading », *Compos. Struct.*, vol. 181, p. 145-157, déc. 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2017.08.090.
- [9] L. Navrátil, N. Carrere, V. Le Saux, Y. Marco, et S. Leclercq, « Influence of thermal diffusion on thermoelastic coupling and dissipated energy fields evaluated in the heterogeneous case of a woven composite », *Compos. Struct.*, vol. 308, p. 116711, mars 2023, doi: 10.1016/j.compstruct.2023.116711.
- [10] J. R. Howell, « Thermal Radiation Heat Transfer ».
- [11] « VUEL - SIMULIA User Assistance 2022 ». Consulté le: 17 novembre 2025. [En ligne]. Disponible sur: https://help.3ds.com/2022/english/dssimulia_established/simacaeerverrefmap/simaver-c-vuel.htm?contextscope=all&highlight=VUEL&id=&analyticsContext=search-result&analyticsSearch=VUEL&myapp=false