

Caractérisation en température de la ténacité en mode II des interfaces des CMO en utilisant l'effet Joule

CFRPs' interface toughness characterisation for mode II propagation in temperature by using Joule heating

Cédric Huchette¹, Patrick Lapeyronnie¹, Juan Pablo Márquez Costa¹ et Gillian Leplat²

1 : DMAS, ONERA, Université Paris Saclay
F-92322 Châtillon - France

e-mail : Cedric.Huchette@onera.fr, Patrick.Lapeyronnie@onera.fr et juan_pablo.marquez_costa@onera.fr

2 : ONERA/DMPE, Université de Toulouse
F-31055 Toulouse - France
e-mail : Gillian.Leplat@onera.fr

Résumé

Cet article présente un nouvel essai de caractérisation en température de la ténacité des interfaces de composite à matrice organique en mode II. Au lieu d'avoir recours à des enceintes climatiques pour réaliser un essai ENF sur un composite à fibre de carbone et à matrice époxy (T700GC/M21), la résistance électrique des CMO est mise à profit pour chauffer l'éprouvette par effet Joule en insérant un courant continu au sein du matériau. L'influence de la température sur le comportement de l'interface et sur la ténacité est ici discuté au travers des moyens de mesures mises en place pour suivre le champ thermique et de déplacement dans l'épaisseur de l'éprouvette.

Abstract

This article presents a new experimental set-up in order to characterize the temperature effect on the mode II toughness of CFRP laminate by a modified ENF test. In order to tackle the drawbacks of climate chambers, this experimental set-up uses the electric resistance of the material in order to heat the material by Joule heating. The influence of the temperature on the interface behaviour and the toughness of the material is discussed thanks to the thermal and cinematic fields measurements in the thickness of the sample provided by optical and IR cameras.

Mots Clés : Délaminage, Température, CMO

Keywords : CFRP, Delamination Crack, Temperature

1. Introduction

Le recours de plus en plus important des matériaux composites pour la fabrication de structures primaires dans l'aéronautique conduit à de nouvelles problématiques ou à anticiper de nouvelles questions en terme de dimensionnement. Pour palier ces nouvelles problématiques souvent amonts, la Direction Générale de l'Aviation Civile a confié à l'Onera et ces partenaires industriels ou académiques différentes études concernant la tenue au feu, à la foudre ou au crash de ces matériaux (PhyFire, PhyLight et PhyCrash). Ces conventions ont pour objectifs de proposer des solutions pour la caractérisation des propriétés matériaux ou le dimensionnements des structures en composite soumises à de telles agressions mais surtout de comprendre les mécanismes physiques et de dégradations régissant la tenue de ces structures. Dans le cas de la tenue au feu ou de la foudre des composites, l'influence de la température et de la dégradation thermique devient alors une question centrale pour la prévision du comportement mécanique du matériau, de son endommagement, de sa rupture et donc de la structure qui en est constituée. De plus, les températures vues par le matériau sont potentiellement particulièrement élevées et peuvent dépassées la température de transition vitreuse à partir de laquelle, les propriétés mécaniques de la matrice (et donc pour des sollicitations transverses et en cisaillement du pli) sont très fortement réduites.

L'étude du comportement pour de telles températures des matériaux composites est assez limitée dans la littérature. Cependant, de nombreux travaux dans la communauté feu se sont attardés à caractériser et à décrire l'évolution des propriétés physiques en fonction de la température [1, 2]. Ces travaux montrent que la dégradation thermique des matériaux composites est régie par la pyrolyse de la résine, puis par l'oxydation des fibres de carbone et des résidus carbonés (issus du processus de pyrolyse de la matrice). Des modèles essentiellement unidirectionnels ont été proposés par cette communauté et découlent des travaux de Henerson *et al.* [3] et décrivent la perte de masse en fonction de la température et tiennent compte des chaleurs de réactions pour décrire l'évolution de la réponse thermique du matériau soumis un flux de chaleur. Récemment, Biasi a proposé un modèle basé sur ce type d'approche mais l'étendant dans sa formulation à des configurations 2D (et non uniaxiale comme pour les précédentes formulations), capable de traduire l'évolution des propriétés thermiques du composite à l'aide de loi d'homogénéisation de type Mori Tanaka et un solveur de résolution associé pour traiter des problématiques 2D basés sur une méthode volumes finis [4]. Ce modèle permet de décrire très précisément l'évolution du comportement thermique de composite stratifié et sa dégradation thermique en l'absence de fissuration matricielle de type délaminage [5]. La prise en compte du couplage entre l'endommagement par délaminage et la dégradation thermique est très importante dans l'estimation de la tenue au feu des composites car outre la bonne prévision de la réponse thermique du matériau, le pattern de la zone de matrice pyrolysée peut être fortement dépendant de l'apparition de cet endommagement [5]. Mouritz *et al.* [2] insistent également notamment sur l'importance de la prise en compte du délaminage pour la prévision de la dégradation thermique bien que les outils disponibles pour cela ne soient pas disponibles et que cela reste ainsi un enjeu important.

Le comportement des composites à matrice organique sont particulièrement sensibles à la température notamment par la présence de la matrice qui présente un comportement visqueux exacerbé par la température [1, 6, 7]. Ce comportement est d'autant plus exacerbé qu'il sollicite le comportement en cisaillement du matériau. Or, de par les gradients de température imposés à une structure composite soumise à un flux de chaleur, les modes principaux de propagation des délaminages présents seront nécessairement des modes de glissement. Il convient donc de proposer une méthode de caractérisation en mode II du délaminage en température. L'état de l'art sur l'évolution des propriétés interfaciales des CMO en température est actuellement très limité [8–12] et les méthodes de caractérisation associées également peu établies. Ces études de caractérisation en température se sont essentiellement focalisées sur le mode I [8–11] en réalisant des essais de caractérisation de l'interface en température à l'aide d'un essai DCB. Tous ces auteurs constatent un comportement plus ductile de l'interface avec l'augmentation de la température. Uematsu *et al.* [8] constatent dans un premier temps une élévation de la ténacité en mode I puis dans un second temps une chute de cette ténacité avec l'élévation de la température (Fig. 1). Tous les auteurs constatent également une ductilité qui semble liée à une influence du comportement en fluage de la résine exacerbé en température. Pour ce qui concerne les modes mixtes [9, 12] ou la caractérisation en mode II, il n'y a pas de réel consensus sur l'effet de la température. Pour Asp [9], le comportement en mode mixte semble montrer une augmentation de la ténacité en fonction de la température alors qu'en mode II pure, la ténacité semble clairement chuter. Ces essais ont été réalisés soit avec un montage ENF 3 points soit un essai MMB. Pour Charalambous *et al.* [12], avec un montage Asymmetric Cut Ply (ACP), les auteurs montrent une augmentation significative de la ténacité apparente avec la température notamment à partir de 80°C avec une mixité de mode estimée à 0,43.

Étant donné le peu d'information sur le comportement en température des interfaces en mode II qui reste l'un des modes de propagation du délaminage le plus sollicité pour les problématique de tenue au feu, cet article propose une nouvelle configuration d'essai pour caractériser la ténacité pour ce mode de propagation à partir d'un essai ENF modifié. Dans une première partie de cet article, cet essai

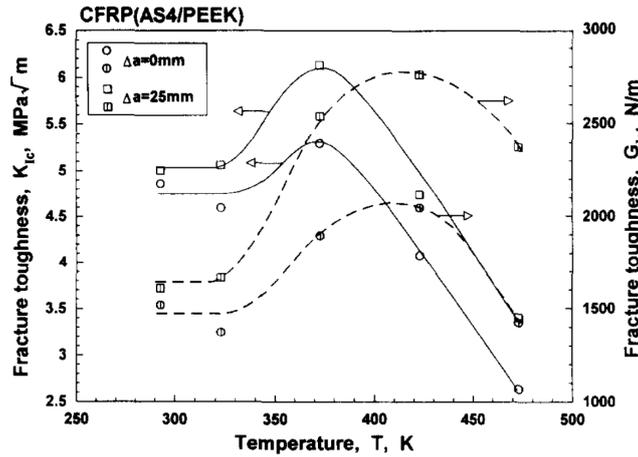


Fig. 1.: Influence de la température sur les propriétés de ténacité en mode I pour un AS4/PEEK [8]

utilisant l'effet Joules pour solliciter les éprouvettes en température est présenté en détail. Dans une seconde partie, le protocole d'essai est détaillé et est suivi d'une dernière partie dans laquelle sont présentés les résultats expérimentaux accompagné d'une première analyse expérimentale et discussion sur l'influence de la température pour ce type de sollicitation. Cette analyse est complétée par l'article de Marquez *et al.* [13].

2. Présentation du dispositif expérimental retenu et de la préparation des éprouvettes

L'essai de référence pour la caractérisation en mode II est l'essai ENF (End-Notched Flexure) dont le protocole d'essai est notamment défini par la norme ASTM D7905/7905M-14 [14]. Pour la détermination de la ténacité en mode II, nous nous sommes donc inspirés de cette norme tant pour la géométrie des éprouvettes que pour la définition de la vitesse de chargement à appliquer et nous avons cherché à réaliser ces essais en température. Cependant, la difficulté de réaliser un essai en température réside bien souvent dans la mise en température de l'éprouvette. Classiquement la mise en température d'essai en température passe par l'utilisation d'enceinte climatique, mais de par l'inertie thermique de ce type de système, la stabilisation de la température dans l'enceinte climatique demande un temps important pouvant conduire à une post-cuisson de l'éprouvette. Au delà de la problématique du temps de réalisation de l'essai qui peut s'avérer alors très long pour réaliser plusieurs propagations de fissures comme préconisé par la norme, la difficulté réside alors tant dans l'instrumentation que dans la disposition de l'éprouvette dans le montage. En effet, comme le montre la Fig. 2, le positionnement de la pointe de la fissure doit être positionnée précisément à une distance a_0 du rouleau gauche. En effet, l'estimation de la ténacité selon cette norme dépend directement de la position de la fissure (Eq. 1) et d'un paramètre m (Eq. 2) traduisant l'évolution de la compliance de l'éprouvette en fonction de la longueur de fissure également déterminée à l'aide d'essais de flexion préalables sans propagation de la fissure pour différentes valeurs de a_0 .

$$G_C = \frac{3mP^2a_0^2}{2B} \quad (\text{Eq. 1})$$

avec :

$$C = A + ma^3 \quad (\text{Eq. 2})$$

En effet, la norme ASTM D7905/7905M-14 [14] impose que toute nouvelle propagation de fissure doit se faire en 3 étapes. La première consiste à estimer la compliance de l'éprouvette en positionnant la pointe de fissure avec un a_0 à 20 mm sans faire propager la fissure de délaminage, la seconde avec un a_0 à 40 mm toujours sans propagation puis de réaliser l'essai de propagation avec un a_0 de 30 mm en troisième et dernière étape.

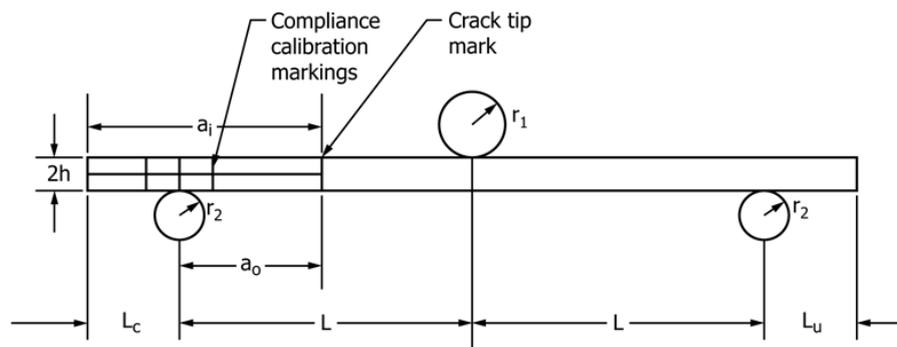


Fig. 2.: Schéma de l'essai en mode II d'ENF (End-Noched Flexure) selon la norme ASTM D7905/D7905M-14 [14]

Afin de palier la problématique de l'usage d'une enceinte thermique pour réaliser les essais en température, une solution fondée sur l'usage de l'effet Joule pour chauffer l'éprouvette a été retenue. Il s'agit d'adapter le montage mis en place pour la réalisation d'essai de traction sur unidirectionnels à 0° à notre problématique d'essai de flexion trois points [15]. Ce dispositif, appelé INJECT (*IN*ternal *Joule* heating for th*ER*mo me*CH*anical charac*TER*ization) a pour objectif de caractériser la dégradation du matériau composite, en particulier l'abattement du module élastique, les propriétés inter-plis, voire intra-plis, et les types d'endommagement générés, grâce à des essais mécaniques couplés à un passage de courant électrique. Contrairement à une enceinte thermique, ce mode de chauffage par effet Joule dans le volume du matériau est très rapide et permet d'atteindre des températures relativement élevées, tout en évitant les contraintes inhérentes d'une enceinte (inertie importante, volume souvent réduit, un seul hublot de visualisation ne permettant l'observation dans l'infrarouge). La modularité du dispositif lui permet de s'intégrer sur certaines configurations d'essais mécaniques standards.

Le principe de cet essai est présenté sur la Fig. 3 et reste assez simple. Il est basé sur l'insertion d'un courant continu au sein de l'éprouvette via un générateur de puissance (Hewlett Packard 6674A) et d'utiliser la faible conductivité des fibres de carbones pour chauffer par résistance électrique les bras de notre éprouvette. La Fig. 4 présente une vue du dispositif et de l'instrumentation associée à cet essai. L'absence d'enceinte thermique permet de pouvoir mettre en place une caméra optique pour faire de la mesure de champ sur la tranche par corrélation d'images numériques (DIC) et de la mesure du champ de température par l'usage d'une caméra infra rouge. Il est à noter que la mesure de température par une caméra IR est bien souvent impossible en présence d'enceinte climatique contenant un hublot car ces hublots ont des filtres pour limiter l'émission des longueurs d'ondes dans l'IR et les pertes de chaleur par rayonnement. L'insertion du courant est assurée par un contact direct entre les câbles d'alimentation électrique provenant du générateur de puissance et les tranches externes de l'éprouvette à l'aide de plaquettes et de serre-joints comme illustré sur la Fig. 4. Il est à noter que les serre-joints sont isolés du système à l'aide d'un tissu en fibre de verre.

La principale difficulté de ce dispositif réside dans la préparation des éprouvettes pour permettre l'insertion du courant au sein des bras tout en limitant la résistance de contact au niveau des points d'insertion sur les tranches de l'éprouvette. Afin d'augmenter à la fois la surface de contact et le contact entre les fibres de carbone et les plaquettes métalliques, l'éprouvette est préalablement biseauté par polissage. Une attention particulière est apportée à cette étape afin de conserver une excellente planéité du biseau qui doit par ailleurs être le plus rasant possible pour augmenter la surface de contact mais également simplifier la fixation des plaquettes par les serre-joints (Fig. 5). Les éprouvettes considérées par la suite seront des éprouvettes de 8 plis ($\approx 250 \times 25 \times 2.25 \text{ mm}^3$) d'unidirectionnels à 0° en T700GC/M21.

Pour ce qui concerne les dimensions du montage défini par la Fig. 2, la distance L est de 50 mm et les

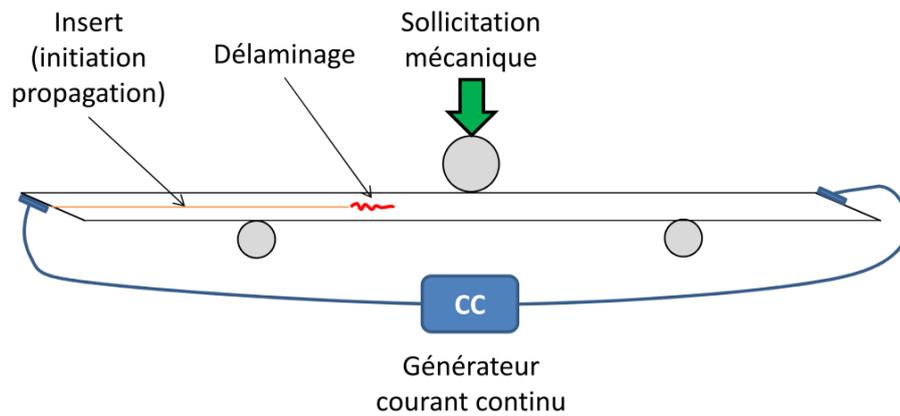


Fig. 3.: Schéma de principe de propagation de délaminage en mode II avec introduction de courant électrique via le dispositif INJECT

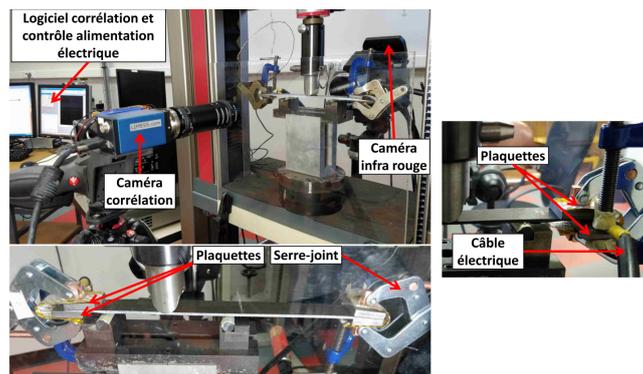


Fig. 4.: Description du dispositif expérimental INJECT et instrumentation associée

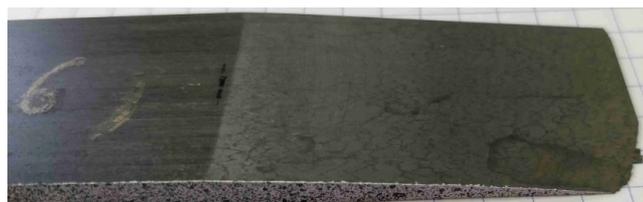


Fig. 5.: exemple de biseau de 45 mm de long en extrémité d'éprouvette

rouleaux ont des rayons r_1 de 10 mm et r_2 de 5 mm. Les essais sont réalisés sur une machine d'essais mécaniques électromécanique Zwick Z010 d'une capacité d'1T avec un cellule d'effort de 10 kN et les essais sont réalisés avec une vitesse de la traverse fixée à 0.5 mm/min. L'outil de corrélation d'images retenu est celui proposé par Correlated Solutions Vic-2D sur des images prises à l'aide d'une caméra 4 MPx (AVT) préalablement calibrée. La tranche observée par le système de corrélation est recouverte d'un mouchetis à base de peintures blanche et noire spéciales hautes températures (jusqu'à 600°C). Le champ optique permet d'observer 30 mm de longueur d'éprouvette, afin capturer les images dans les trois types d'essai ($a_0 = 20, 30$ et 40 mm). Une caméra infrarouge X6540sc de chez Flir SystemsTM a été utilisée dans ce travail. Elle permet une acquisition de la température en surface de l'échantillon avec à une plage de longueur d'ondes de 3-5 μm et une plage de température de 0-300°C. La résolution de l'observation des images dans le visible est de l'ordre de 70 px/mm (2048 px \times 2048 px) et de 7 px/mm pour les observations dans l'IR (640 px \times 540 px).

3. Protocole de l'essai en mode II sur le banc INJECT

Ainsi six éprouvettes ont été testées avec le banc INJECT dont 2 éprouvettes à température ambiante. Pour ces dernières le protocole respectent les directives de la norme ASTM 7905. Pour les éprouvettes sollicitées en température, elles sont sollicitées mécaniquement selon le même protocole que les éprouvettes à l'ambiante, une consigne en puissance est fournie au générateur de puissance afin de limiter tout emballement de la température en fonction de l'éventuelle évolution de la résistance du matériau (ou plutôt des contacts). Cette consigne en puissance comprise entre 30 et 50 W est séparée en deux phases. Une rampe linéaire en puissance d'une durée de 10 s jusqu'à la consigne de puissance est imposée puis cette puissance est maintenue tout le long de l'essai mécanique qui ne démarre que 4 minutes après la mise sous tension de l'éprouvette. Cette durée de 4 minutes permet d'atteindre une température stabilisée au sein de l'éprouvette avant tout chargement mécanique. L'acquisition des images dans le visible et de thermographie est réalisée tout au long de la mise en température et du chargement mécanique de l'éprouvette en flexion.

La Fig. 6 présente les réponses mécaniques des six éprouvettes testées en configuration Non Precracked (*NPC*) et Precracked (*PC*). La configuration *NPC* correspond selon la norme à la propagation du délaminage à partir de l'insert en PTFE, tandis que la configuration *PC* à la propagation du délaminage à partir d'une amorce résultante d'une précédente propagation de fissure.

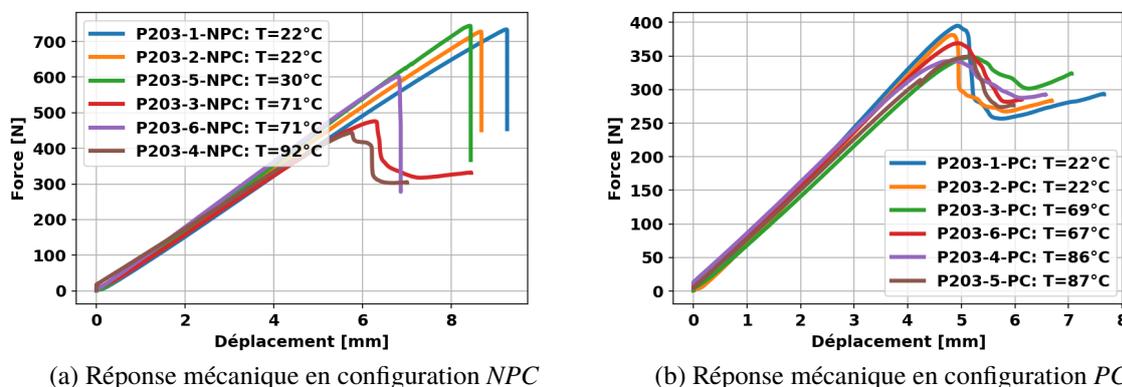


Fig. 6.: Réponses mécaniques des essais ENF sur éprouvettes de 8 plis sollicitées à différents niveaux de température en configuration *NPC* et *PC*

La Fig. 7 présentent les observations dans le visible et dans l'IR des chants d'une éprouvette. Ces observations soulignent tout d'abord qu'au delà de l'estimation de la température, le champ thermique

n'est pas homogène dans l'éprouvette de par la présence du montage de flexion 3 points qui vient par conduction de la chaleur le dissymétriser. De plus, de part la flèche des éprouvettes, l'information thermique doit être en permanence filtrée pour ne retenir que celle pertinente dans le matériau. Il est donc nécessaire de synchroniser temporellement et spatialement les données mécaniques, optiques et thermiques pour permettre de mettre en place une approche de thermique lagrangienne. Cette méthode consiste à utiliser la connaissance du champ cinématique de la pièce pour projeter le champ thermique observé sur la scène sur le matériau.

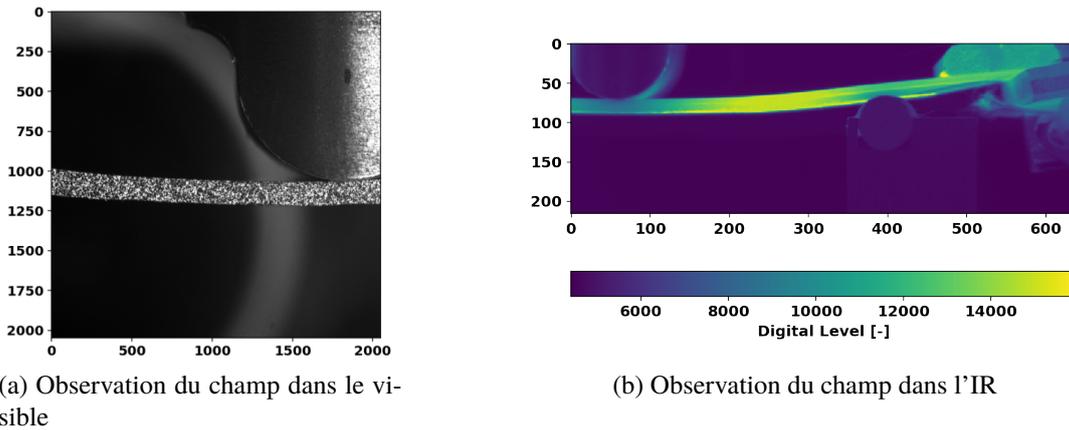


Fig. 7.: Chants de l'éprouvette P203-6 observés par les dispositifs optiques (visible et IR)

Dans cet article, les observations dans le visible et dans l'infra-rouge ne correspondant pas au même chant de l'éprouvette et une hypothèse de symétrie des champs est retenue pour permettre de projeter le champ de température observée par la caméra thermique sur le matériau. Ainsi, le niveau moyen de température dans le matériau sur la zone de corrélation d'image peut être connu (Fig. 8). C'est cette température moyenne qui a été retenue comme température des essais avec insertion de courant bien qu'un gradient d'une dizaine de degrés soit observé entre la pointe de la fissure et le poinçon. Il est à noter que ce gradient est conservé après la propagation de la fissure et conforte l'hypothèse que ce gradient n'est pas la conséquence de la présence d'une singularité géométrique mais uniquement de la configuration géométrique de l'essai.

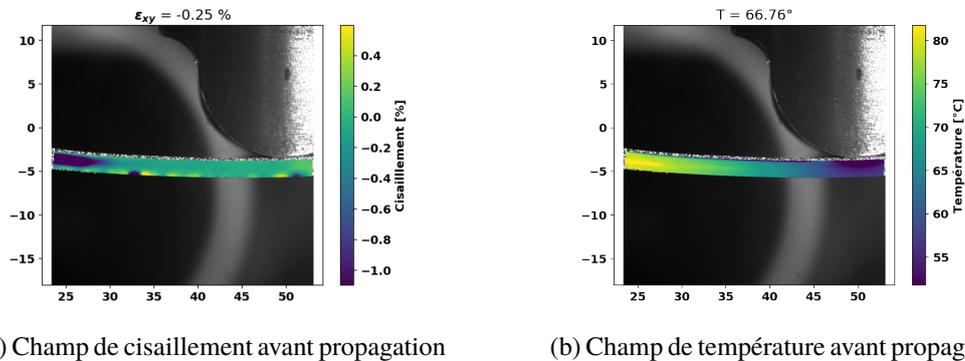


Fig. 8.: Champs de cisaillement et de température estimés à l'aide du champ de déplacement dans l'éprouvette P203-6 en configuration NPC pour une charge de 527 N juste avant la propagation de la fissure de délaminage.

4. Résultats et analyses des essais de propagation de délaminage en mode II

Les Figs. 9 représentent l'estimation des ténacités calculées avec la relation Eq. 1 pour les configurations *NPC* et *PC*. Ces figures soulignent le comportement très différent entre le réamorçage du délaminage à partir de l'insert de PTFE (*NPC*) ou d'une précédente propagation de fissure (*PC*). Dans le premier cas, une importante chute des propriétés de l'interface est observée dès la présence de température. Dans l'autre cas, une ténacité similaire est observée quelque soit le niveau de température. L'analyse des courbes de comportement macroscopique (Fig. 6) souligne néanmoins une différence notable en fonction de la température quelque soit la configuration juste après le pic de force qui détermine pour une grande partie la ténacité (Eq. 1). Ainsi à température ambiante, un comportement élastique fragile est observé alors qu'en température une propagation plus stable est observée soulignant *a priori* une croissance de la ténacité avec la longueur de fissure.

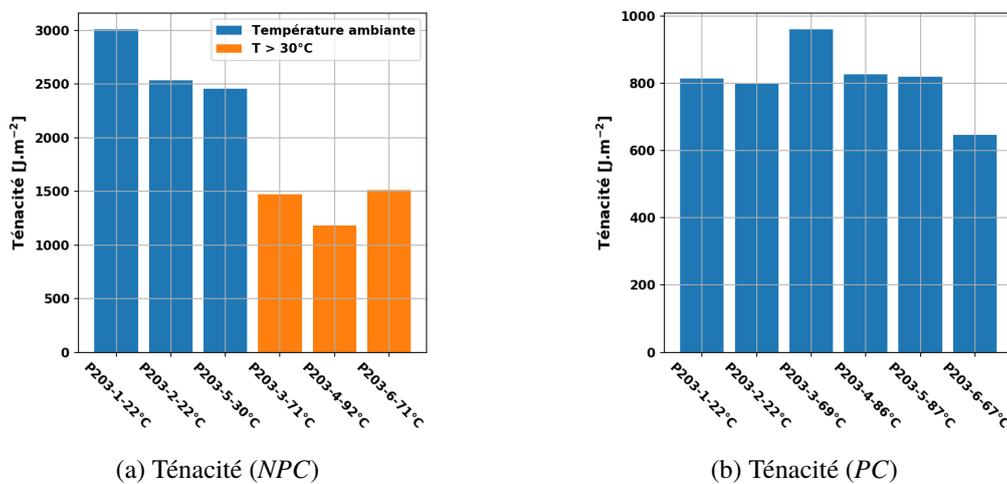


Fig. 9.: Ténacité en mode II pour les configurations *NPC* et *PC*

Afin de comprendre cette différence d'influence de la température sur la ténacité apparente, nous avons cherché à vérifier à l'aide de l'instrumentation disponible les longueurs initiales des fissures utilisées dans la relation Eq. 1. Les Figs. 10 présentent l'évolution de la compliance en fonction des a_0 théoriques (20 mm, 30 mm et 40 mm) et ceux recalés à l'aide de la DIC. On remarque que le recalage de cette distance a_0 avec les observations optiques sont faciles pour les configurations *NPC* pour lesquelles le film de PTFE est visible sur les images mais bien plus complexe pour les configurations *PC* pour lesquelles la DIC apporte une information supplémentaire. Cependant, alors que l'évolution de la compliance en fonction du cube de la longueur d'amorçage est bien linéaire après recalage du a_0 pour les configurations *NPC* et vérifiant alors la relation Eq. 2, cela est moins vérifié pour les configurations *PC*. Cependant, il est remarquable d'observer que le paramètre m de l'Eq. 2 peut être considéré indépendant de la température de l'essai ou de l'éprouvette. Afin de vérifier que la différence entre les configurations *NPC* ou *PC* ne provenaient pas d'une propagation non rectiligne du front de fissure dans l'éprouvette, une analyse par contrôle non destructif a été menée et a confirmée que la propagation des délaminages étaient bien stables et qu'aucun autre endommagement n'était présent dans les éprouvettes. La différence observée alors entre les configurations *NPC* et *PC* serait donc imputable à la poche de résine bien souvent observée à la pointe du film de PTFE.

Enfin afin d'expliquer le comportement plus ductile des éprouvettes en température, l'évolution du glissement à l'interface divisée par la force appliquée a été tracée pour des éprouvettes sollicitées à température ambiante ou à 92°C (Fig. 11) pour des chargements précédents toute propagation de

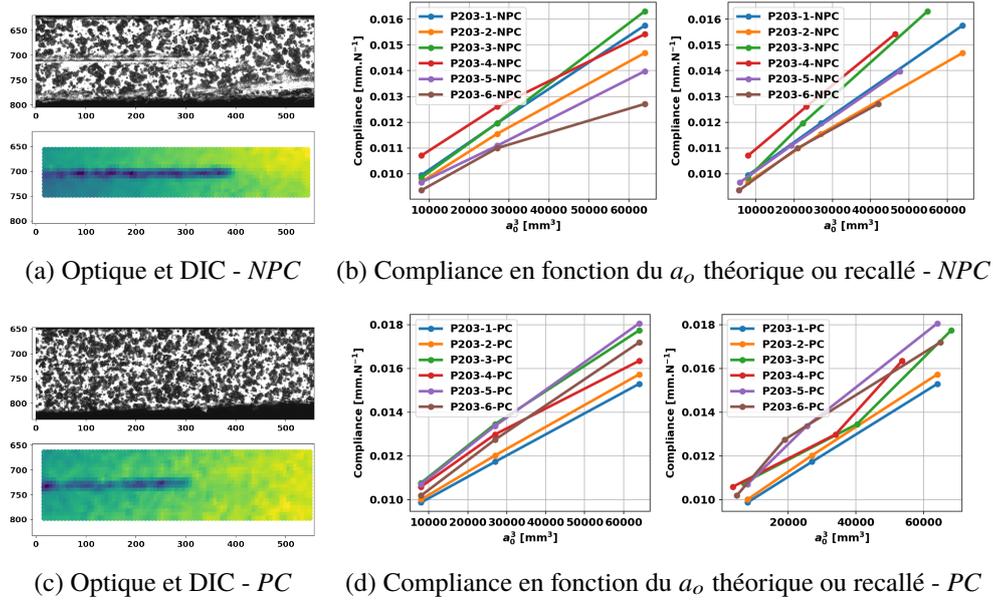


Fig. 10.: Influence de a_0 sur l'estimation du paramètre m dans Eq. 2 et usage de la DIC pour recalibrer a_0

fissure. L'objectif de cette figure est de comparer l'écart à la linéarité du comportement et donc de quantifier l'évolution de la « process zone ». Cette figure souligne qu'à partir de 6 mm de la distance à la pointe de la fissure, le glissement est proportionnel à la charge appliquée y compris à la charge correspondant au réamorçage du délaminage de l'éprouvette à température ambiante, alors qu'une augmentation substantielle est observable pour l'éprouvette en température. Cette observation souligne la mise en place d'une « process zone » plus importante pour l'éprouvette en température que pour celle à l'ambiante. Cette « process zone » peut expliquer en partie la ductilité plus importante observée en température.

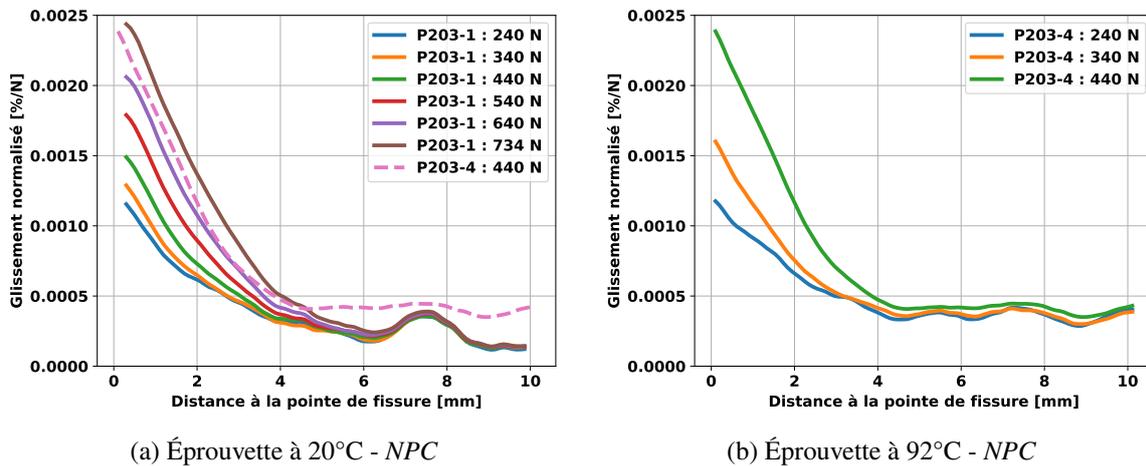


Fig. 11.: Évolution du glissement à l'interface normalisée par la force appliquée pour les éprouvettes P203-1 à l'ambiante et P203-4 à 92°C

5. Conclusions et perspectives

Cet article a présenté une nouvelle configuration d'essai de propagation de délaminage en mode II en température. Afin de palier les inconvénients liés aux essais en enceinte climatique, cette nouvelle configuration d'essai appelé INJECT repose sur l'insertion de courant et la résistance électrique des

CMO pour chauffer l'éprouvette par effet Joule. Au delà, des gains de durée de réalisation de l'essai avec des temps de chauffe de l'ordre de 4 minutes, l'instrumentation riche permet l'observation de la propagation de la fissure et la mise en place d'une « process zone ». Ces informations expérimentales permettent d'apporter des éléments de réponse sur le comportement plus ductile des éprouvettes en température passant d'un comportement quasi élastique fragile à température ambiante avec une propagation quasi instable à une propagation progressive de la fissure en température. La mesure des champs de déplacement par DIC permet à la fois de connaître le champ de température dans l'éprouvette par projection du champ thermique mais également de connaître le champ de glissement à l'interface avant la propagation de la fissure. Cette analyse permet de confirmer que le comportement visqueux au niveau de l'interface est exacerbé par la température comme attendu et observé par d'autres auteurs sur d'autres configurations d'essais [8–12]. En perspective à ce travail, une analyse plus détaillée par l'usage de simulations par éléments finis doit permettre de remonter au comportement de l'interface [13].

Références

- [1] A. P. Mouritz, A. G. Gibson, *Fire Properties of Polymer Composite Materials*, Springer, ISBN 978-1-4020-5356-6, 2007.
- [2] A. Mouritz, S. Feih, E. Kandare, Z. Mathys, A. Gibson, P. Des Jardin, S. Case, B. Lattimer « Review of fire structural modelling of polymer composites », *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* Vol. 40 n° 12, pp. 1800–1814, 2009, ISSN 1359-835X.
- [3] J. Henderson, J. Wiebelt, M. Tant « A Model for the Thermal Response of Polymer Composite Materials with Experimental Verification », *Journal of Composite Materials* Vol. 19 n° 6, pp. 579–595, 1985.
- [4] V. Biasi « Modélisation thermique de la dégradation d'un matériau composite soumis au feu », Ph.D. thesis, Toulouse, ISAE, 2014.
- [5] G. Leplat, C. Huchette, V. Biasi « Thermal and damage analysis of laser-induced decomposition within carbon/epoxy composite laminates », *Journal of Fire Sciences* Vol. 34 n° 5, pp. 361–384, 2016, ISSN 0734-9041, 1530-8049.
- [6] C. A. Mahieux, K. L. Reifsnider, S. W. Case « Property Modeling across Transition Temperatures in PMC's : Part I. Tensile Properties », *Applied Composite Materials* Vol. 8 n° 4, pp. 217–234, 2001, ISSN 0929-189X, 1573-4897.
- [7] C. Huchette, P. Lapeyronnie, A. Hurmane, J. Rannou, V. Biasi, G. Leplat « Influence de la dégradation thermique des CMO sur les propriétés mécaniques effectives », in : Journées Nationales sur les Composites 2017, École des Ponts ParisTech (ENPC), 77455 Champs-sur-Marne, France, 2017.
- [8] Y. Uematsu, T. Kitamura, R. Ohtani « Delamination behavior of a carbon-fiber-reinforced thermoplastic polymer at high temperatures », *Composites Science and Technology* Vol. 53 n° 3, pp. 333–341, 1995, ISSN 0266-3538.
- [9] L. E. Asp « The effects of moisture and temperature on the interlaminar delamination toughness of a carbon/epoxy composite », *Composites Science and Technology* Vol. 58 n° 6, pp. 967–977, 1998, ISSN 0266-3538.
- [10] P. Coronado, A. Argüelles, J. Viña, V. Mollón, I. Viña « Influence of temperature on a carbon–fibre epoxy composite subjected to static and fatigue loading under mode-I delamination », *International Journal of Solids and Structures* Vol. 49 n° 21, pp. 2934–2940, 2012, ISSN 0020-7683.
- [11] A. Argüelles, J. Viña, A. F. Canteli, P. Coronado, V. Mollón « Influence of temperature on the delamination process under mode I fracture and dynamic loading of two carbon–epoxy composites », *Composites Part B : Engineering* Vol. 68, pp. 207–214, 2015, ISSN 1359-8368.
- [12] G. Charalambous, G. Allegri, S. R. Hallett « Temperature effects on mixed mode I/II delamination under quasi-static and fatigue loading of a carbon/epoxy composite », *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing* Vol. 77, pp. 75–86, 2015, ISSN 1359-835X.
- [13] J. P. Márquez Costa, C. Huchette, D. Halm « Caractérisation du comportement visqueux des interfaces CMO et influence sur la propagation de délaminage », in : Journées Nationales sur les Composites 2019, Bordeaux INP, 2019.
- [14] ASTM D7905/D7905M-14 « Standard Test Method for Determination of the Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites », Tech. Rep., ASTM International, West Conshohocken, PA, 2014.
- [15] C. Huchette, J. Rannou, P. Lapeyronnie, J.-M. Roche, P. Beauchene, L. Chemartin « An analysis of lightning direct effects on CFRP panels. Part I, the experimental and material point of view », in : International Conference on Lightning & Static Electricity 2017, 2017.