

Sur le couplage thermo-électro-mécanique de matériaux composites pour applications aéronautiques

M. GIGLIOTTI, D. MARCHAND, M-C. LAFARIE-FRENOT, J-C. GRANDIDIER

Laboratoire de Mécanique et de Physique des Matériaux (LMPM), ENSMA, 1av. Clément Ader
86961 FUTUROSCOPE

Résumé :

Dans cet article les effets thermiques induits par le passage de courants continus dans des matériaux composites de type carbone-époxy pour applications aéronautiques sont étudiés. Les champs de température sont mesurés par thermographie infrarouge et les essais sont simulés analytiquement et numériquement grâce à des modèles thermo-électro-mécaniques couplés.

Abstract :

The present communication is concerned with the thermoelectric behaviour of carbon – epoxy composite materials for aircraft applications subjected to DC currents. Temperature fields are measured by infrared thermography and simulated analytically and numerically by coupled thermo – electro – mechanical models.

Mots clefs : composites, couplage thermo – électro - mécanique, thermographie infrarouge,

1 Introduction

Les matériaux composites hautes performances de type à matrice polymère et à fibre de carbone (CFRP) sont choisis pour leurs propriétés spécifiques élevées. L'élargissement dans leur utilisation fait qu'aujourd'hui ils doivent en plus être conducteur d'électricité. Effectivement dans le secteur aéronautique la construction de tronçons complets du fuselage impose que le matériau soit capable d'assurer le retour de masse. Les connaissances concernant le comportement des composites traversés par un courant électrique sont limitées. Elle n'est pas nulle car les courants électriques continus ou alternés sont souvent utilisés pour le suivi de l'endommagement de matériaux composites à matrice polymère et à fibre de carbone (CFRP) [1-3]. Dans ce cas le matériau est soumis à des courants de faible amplitude (de l'ordre du μA) et les dommages accumulés – principalement ruptures de fibres – sont surveillés en mesurant la variation de résistance électrique. Pour ces applications de suivi d'endommagement, les puissances électriques sont très faibles. En revanche, dans les applications futures ce sont des courants plus importants qui sont envisagés, notamment des intensités de l'ordre de l'Ampère ou des dizaines d'Ampères et des fréquences de l'ordre des centaines d'Hz appliquées pendant un laps de temps relativement long (de l'ordre de dizaines de minutes voire de l'heure). Dans ce contexte le matériau est assujéti à un effet Joule qui augmente sa température. Certains auteurs [4] ont montré que même l'application de champs magnétiques alternés peut induire des courants parasites dans le matériau composite entraînant, à leur tour, des échauffements de type « Joule » dans les constituants conducteurs et liés à l'hystérèse diélectrique dans les parties non conductrices.

L'échauffement des matériaux composites suite au passage de courants – continus ou alternatifs – n'a pas fait l'objet d'études approfondies et systématiques dans la littérature, alors que celui-ci peut produire, par exemple, une modification des contraintes internes dans les pièces de structure, un dépassement localisé de la température de transition vitreuse de la matrice polymère et par conséquent une chute des propriétés mécaniques telles que la rigidité apparente, la résistance à la rupture, ... Ces effets d'échauffement dépendent de la résistance électrique du matériau/structure mais aussi des résistances de contact entre le matériau composite et la source de courant. Dans ces zones de contact, un échauffement localisé peut avoir lieu et conduire à la rupture des connexions. Le passage de courant dans les matériaux composites peut donc constituer une véritable source de vieillissement, être directement responsable de phénomènes d'endommagement et contribuer à la réduction de la durabilité de ces matériaux. D'autre part, les phénomènes d'endommagement – qu'ils soient localisés ou diffus, produits par l'application de

stimuli mécaniques, par des contraintes internes ou par le passage des courants eux-mêmes, ont un impact important sur les valeurs des résistances électriques de ces matériaux et contribuent à leur tour aux phénomènes d'échauffement électrique. C'est pour cela qu'on peut parler de l'existence d'un véritable couplage thermo – électro – mécanique dans les matériaux composites. Ce couplage, jusqu'à présent peu étudié, mérite pourtant d'être approfondi, surtout en vue des développements futurs dans le domaine des structures aéronautiques car la présence de courants électriques de type « retour à la masse » et l'existence de couplages thermo – électro – mécaniques pourraient contribuer aux phénomènes de vieillissement évoqués.

Dans cet article les seuls effets thermiques induits par le passage de courants continus dans des matériaux composites de type CFRP pour applications aéronautiques sont étudiés. Les champs de température sont mesurés par thermographie infrarouge et les essais sont simulés analytiquement et numériquement grâce à des modèles thermo-électro-mécaniques couplés.

2 Matériaux et moyens expérimentaux

Le matériau utilisé dans cette étude est un composite à fibres continues de carbone et matrice époxy de type T300-914 avec un drapage [(0/90)₄]_s; les éprouvettes de dimensions moyennes : 180mm x 15mm x 2mm sont équipées avec de talons en composite verre – époxy (figure 1(a)). Pour pouvoir injecter le courant dans le matériau composite, les extrémités des éprouvettes ont été métallisées par un dépôt de cuivre selon le procédé industriel mis au point par la société Prodec. La matrice époxy étant isolante et les fibres de carbone conduisant seules le courant électrique, le dépôt métallique sert à distribuer uniformément le courant à travers les fibres en augmentant leur surface de contact avec l'électrode. Le dépôt de cuivre, d'environ 60 µm d'épaisseur, a été obtenu par voie électrolytique, après un traitement spécifique de nettoyage. Les essais ont été réalisés à l'aide d'une alimentation électrique pouvant délivrer un courant continu allant jusqu'à 8 A. Un voltmètre a été également relié aux extrémités des éprouvettes afin de suivre la tension en fonction de l'intensité de courant délivrée. Le montage expérimental spécifiquement conçu pour effectuer les essais est représenté schématiquement sur la figure 1(b); dans ce montage, chaque extrémité de l'éprouvette est en contact avec une plaque de cuivre montée sur ressorts, ce qui permet d'appliquer une force de contact élevée et qui assure le maintien du contact électrique et l'immobilité du système.

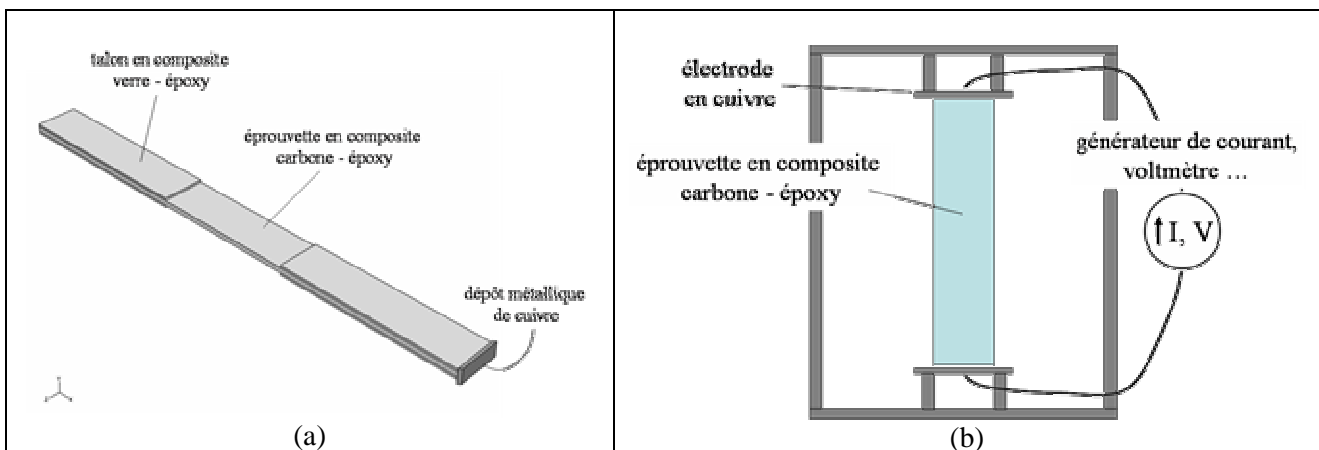


FIG. 1 – Géométrie d'une éprouvette (a), schématisation du montage expérimental (b).

Le suivi de température a été réalisé grâce à une caméra infrarouge CEDIP 420 M permettant d'obtenir la température en tout point de la surface avec une précision de l'ordre de 1°C avec une résolution spatiale de 320x256 pixels (chaque pixel ayant une surface de 30µm x 30µm) des éprouvettes grâce à une conversion du rayonnement émis par celle-ci. Les surfaces exposées ont été peintes en noir mat pour avoir une émissivité la plus proche de celle du corps noir, la peinture permettant en même temps d'avoir un état de surface homogène vis-à-vis du processus de rayonnement. Les images enregistrées par la caméra ont été post traitées numériquement à l'aide du logiciel ALTAIR [5] afin d'obtenir explicitement les profils de température en tout point de la surface observée et en fonction du temps. Le protocole expérimental est le suivant : l'intensité de courant est incrémentée de façon discrète (d'un ou de plusieurs Ampères) et soudainement, alors que la température sur la surface de l'éprouvette et la tension à ses bornes sont mesurées en fonction du temps, en continu.

3 Modélisation du couplage thermo – électro - mécanique

En accord avec la thermodynamique des processus irréversibles (TIP) [6-7], le bilan local d'énergie pour le composite s'écrit :

$$\rho \frac{du}{dt} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + ri^2 - \mathbf{i} \cdot (\nabla \pi)_T - \left(\frac{\pi}{T} - \frac{\partial \pi}{\partial T} \right) \mathbf{i} \cdot \nabla T \quad (1)$$

avec ρ la densité du composite, u l'énergie interne spécifique (par unité de masse), λ la conductivité thermique, T la température, r la résistivité électrique, \mathbf{i} le vecteur densité de courant (intensité de courant par unité de surface traversante, i étant son amplitude), π le coefficient de Peltier : dans un composite de type carbone – époxy le coefficient de Peltier peut être négligé, la seule forme de dissipation étant celle liée à l'effet Joule (le terme ri^2 dans l'équation (2)), qui représente aussi le seul terme de couplage thermo - électrique. D'ailleurs, la relation de Gibbs généralisée prend la forme :

$$\rho \frac{ds}{dt} = \nabla \cdot \left(\frac{\mu_e}{T z_e} \mathbf{i} \right) + \frac{1}{T} (\mathbf{E} - \nabla \frac{\mu_e}{z_e}) \cdot \mathbf{i} \quad (2)$$

dans laquelle s est l'entropie spécifique (par unité de masse), μ_e est le potentiel chimique des électrons, z_e la charge par unité de masse des électrons et \mathbf{E} le champ électrique. D'après (2) le flux \mathbf{J}_s et la production d'entropie $T\sigma_s$ sont données, respectivement, par :

$$\mathbf{J}_s = \frac{\mu_e}{T z_e} \mathbf{i} \quad T\sigma_s = (\mathbf{E} - \nabla \frac{\mu_e}{z_e}) \cdot \mathbf{i} \geq 0 \quad (3)$$

La deuxième équation de (3) suggère, en accord avec la TIP, la relation linéaire suivante entre flux et « force » thermodynamique :

$$\mathbf{E} - \nabla \frac{\mu_e}{z_e} = r \mathbf{i} \quad (4)$$

qui, en négligeant le terme $\nabla(\mu_e/z_e)$ devient la loi d'Ohm :

$$\mathbf{E} = r \mathbf{i} \quad (5)$$

En écrivant $u = c_v T$ (c_v étant la capacité thermique du composite), si la densité de courant est connue, l'équation (1) peut être résolue en T avec les conditions initiales et les conditions aux limites en température ou en flux de chaleur. Si la distribution de température dans le composite est supposée à tout instant uniforme, le bilan d'énergie global peut s'écrire en prenant explicitement en compte les termes d'échange de chaleur de l'éprouvette avec l'environnement par rayonnement et par convection :

$$Ri^2 = \varepsilon \sigma \frac{S_e}{S_p^2} (T^4 - T_0^4) + h \frac{S_e}{S_p^2} (T - T_0) \quad (6)$$

où R est la résistance globale de l'éprouvette, ε est l'émissivité du corps, σ la constante de Stefan, h le coefficient d'échange convectif, T la température d'équilibre de l'éprouvette et T_0 la température de l'environnement. L'équation (6) doit être généralement résolue itérativement, car ε et h sont fonctions de la température (la dépendance de ε peut être ignorée pour la plage de valeurs de T considérées dans cette étude). S_e représente la surface d'échange de l'éprouvette, exposée à l'environnement, alors que S_p est la section de passage, à travers laquelle le courant circule. La résistance globale de l'éprouvette, R , peut être fonction du niveau de déformation et d'endommagement contenu dans celle-ci. Dans ce cas on voit apparaître une forme de couplage indirect thermo – électro – mécanique. En faisant l'hypothèse que le courant circule exclusivement dans les fibres du composite, la résistance initiale de l'éprouvette (sans déformation ni endommagement) peut s'écrire :

$$R_i = \frac{\rho_f L_x}{V_f L_y e_0} \quad (7)$$

dans laquelle ρ_f et V_f sont respectivement la résistivité et la fraction volumique des fibres, L_x et L_y la longueur et la largeur de l'éprouvette et e_0 l'épaisseur des plis à 0°. D'autre part, en considérant que la déformation contribue à la variation de résistance via l'allongement des fibres et que, à un niveau donné de déformation correspond une probabilité de Weibull de rupture de fibres [9], la résistance de l'éprouvette en fonction du niveau de déformation peut s'écrire :

$$R(E_{xx}) = R_i \frac{(1 + \alpha E_{xx})}{\exp\left(-\left(\frac{L}{L_x}\right)\left(\frac{E_f E_{xx}}{\sigma_0}\right)^m\right)} \quad (8)$$

ou E_{xx} est la déformation des fibres, α un facteur de proportionnalité (facteur « de jauge »), E_f la rigidité des fibres, (L/L_x) peut être considéré comme un facteur d'échelle, σ_0 et m les paramètres de Weibull. Ces trois dernières valeurs sont à identifier à l'aide d'essais de rupture d'un composite unidirectionnel. Dans l'éq. 8 la piézorésistivité des fibres (changement de résistivité de la fibre, ρ_f , sous l'effet d'une sollicitation mécanique) a été négligée. Des calculs numériques thermo – électriques couplés ont été effectués en utilisant le code élément finis ABAQUS parallèlement aux résultats du simple modèle analytique présenté ci-dessus. ABAQUS permet la résolution numérique de l'équation (1), sans effet Peltier ; dans le module thermo - électrique couplé du code le courant est déterminé en tout point du solide à l'aide de la loi d'Ohm et à partir du potentiel électrique, Φ , pour lequel des conditions aux limites opportunes doivent être spécifiées. Plus de détails peuvent être trouvés dans la référence [8].

4 Discussion des résultats

Les figures 2 et 3 illustrent la distribution et l'évolution temporelle de la température dans la partie centrale de la surface de l'éprouvette composite (fig. 2) et près des contacts (fig.3) pour des différentes valeurs de courant imposé.

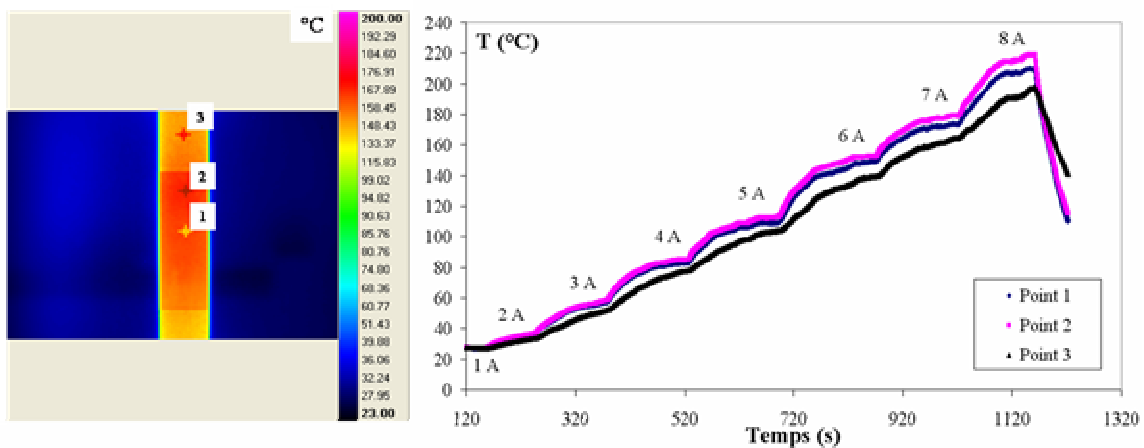


FIG. 2 – Distribution ($t \approx 900$ s) et évolution temporelle de la température (zone centrale de l'éprouvette).

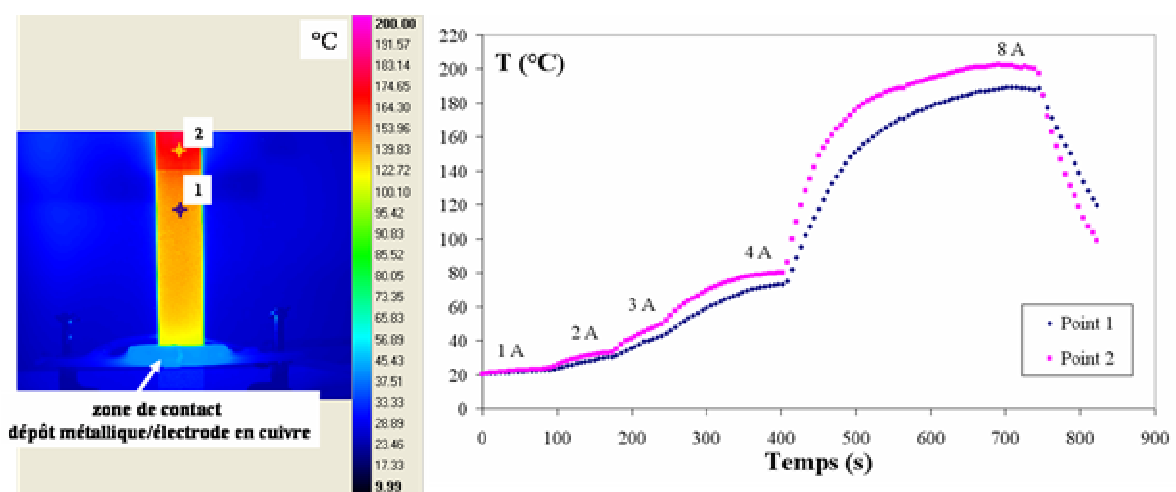


FIG. 3 – Distribution ($t \approx 170$ s) et évolution temporelle de la température (zone de contact).

La température maximale atteinte par l'éprouvette est d'environ 215 °C à 8A. Pour ce niveau de courant, la puissance dissipée est basse, mais comme la surface d'échange avec l'environnement (par convection et par

radiation) de l'éprouvette est elle aussi relativement petite, cela pourrait expliquer ces températures élevées à l'équilibre. La distribution de température dans la partie d'éprouvette en carbone – époxy est assez uniforme ; une température différente, quoique uniforme elle aussi, est mesurée en surface des talons en verre – époxy (fig. 3, la différence maximale de température entre ces deux zones – point 1 et point 2 - est d'environ 20°C). Pas d'échauffement particulier n'est observé au niveau des dépôts métalliques/électrodes en cuivre (fig.3). La figure 4 montre la tension mesurée aux bornes de l'éprouvette en fonction du courant délivré. Cette figure montre que la loi d'Ohm (linéarité entre tension et courant) est bien respectée dans la plage de températures étudiée, et que la résistance *mesurée* (par régression linéaire) de l'éprouvette est d'environ 0.44 Ω . La valeur *théorique* de résistance de cette même éprouvette obtenue par l'équation 7 est de 0.37 Ω , valeur proche de la résistance mesurée qui est affecté par la résistance des fils et par la résistance de contact au niveau des électrodes en cuivre.

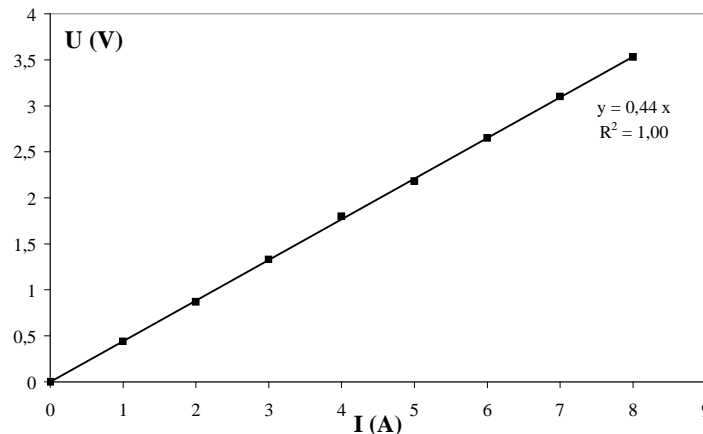


FIG. 4 – Tension mesurée en fonction du courant délivré.

La figure 5(a) montre la comparaison entre les températures maximales de l'éprouvette mesurées à l'état stabilisé et celles prédites par le modèle analytique (équation 6) en fonction de la densité de courant. Ce calcul a été effectué avec $R = 0.37 \Omega$, $\varepsilon = 0.99$ et une valeur moyennée de h égale à 8 W/m²°C. La comparaison entre prédictions et mesures est satisfaisante. La figure 5(b) montre la distribution de température prédite par le modèle numérique ABAQUS pour un courant de 8A. La simulation numérique montre que le champ de température est assez homogène dans l'éprouvette en composite carbone – époxy et capture la différence entre les températures de la zone centrale et celles en surface des talons en verre, observée expérimentalement ; de plus, les valeurs moyennes de la solution numérique sont les mêmes que celles calculées par le modèle analytique, équation 6.

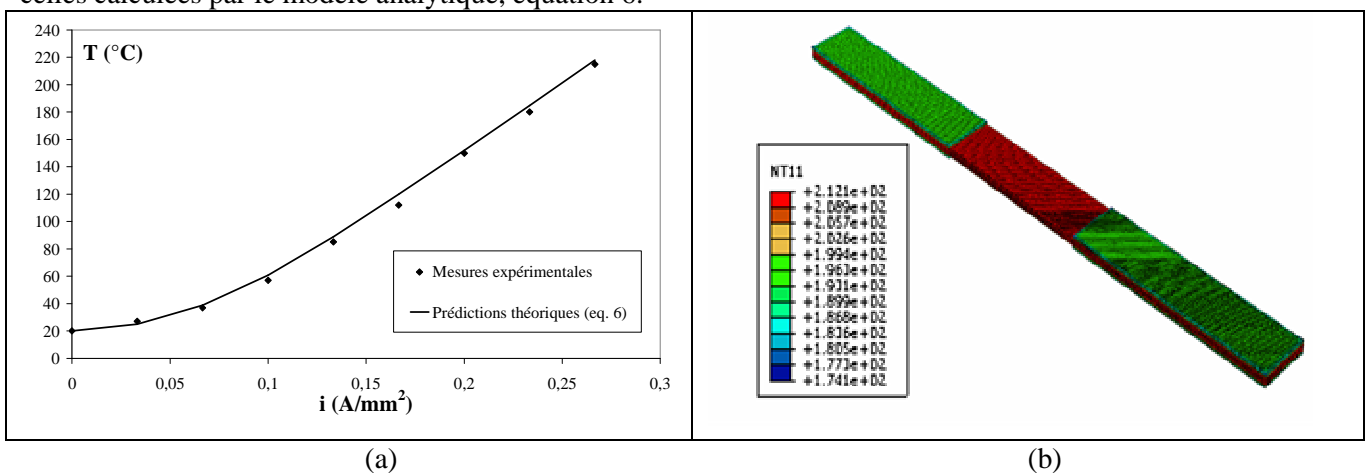


FIG. 5 – Comparaison entre les températures mesurées (état stationnaire) et celles prédites par le modèle analytique (équation 6) en fonction de la densité de courant (a), distribution de température prédite par le modèle numérique (b).

Finalement, et à titre d'exemple, la figure 6 illustre, dans le cas d'une éprouvette unidirectionnelle soumise à un courant électrique de 8A, l'augmentation de sa température d'équilibre lorsque sa déformation et donc

son endommagement par rupture de fibres, augmentent (selon la relation 8) ; les paramètres utilisés pour cette simulation sont indiqués dans la figure 6 et sont des valeurs typiques des fibres de carbone (voir, par exemple, [9]). Cet exemple montre qu'une déformation de 1% pourrait produire une augmentation de température d'environ 150°C. Ce résultat – bien que théorique – montre que le couplage thermo – électro – mécanique peut avoir, dans certaines conditions, des effets importants sur le comportement de matériaux composites.

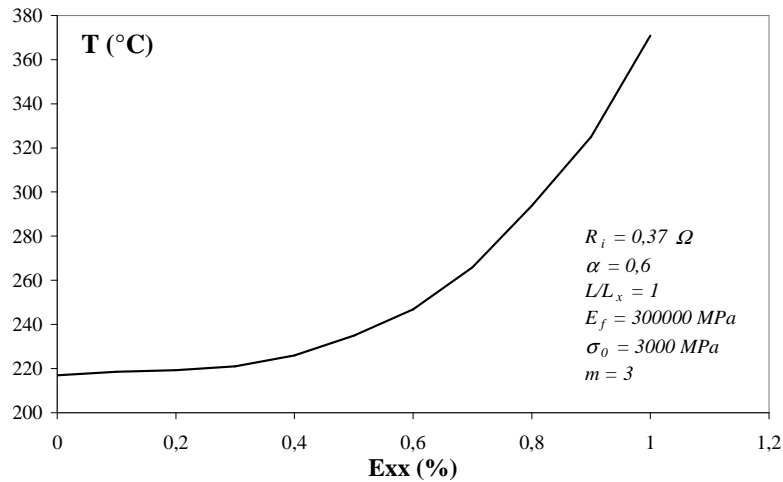


FIG. 6 – Prédiction de température en fonction du niveau de déformation d'une éprouvette unidirectionnelle.

5 Conclusion et perspectives

Dans cet article les effets thermiques induits par le passage de courants continus dans des matériaux composites de type carbone-époxy pour applications aéronautiques ont été étudiés. Les champs de température mesurés par thermographie infrarouge ont été comparés aux prédictions de modèles analytiques et numériques thermo-électro-mécaniques couplés, avec un bon accord qualitatif et quantitatif. L'effet de la déformation et de l'endommagement des fibres sur la température d'équilibre d'éprouvettes composites a été aussi envisagé de façon purement théorique pour estimer l'intensité et l'importance du couplage thermo – électro – mécanique. Des essais thermo – électro – mécaniques couplés sont en cours pour évaluer la validité et la pertinence de ces dernières prédictions.

Remerciements : La présente recherche a été menée dans le cadre du programme VICOMTHE, financé par la FNRAE. Nous tenons à remercier les partenaires de cette recherche, AIRBUS Toulouse, LIM ENSAM Paris et LGMT-UPS Toulouse.

Références

- [1] Schulte, K. and Baron, C., Load and Failure Analysis of CFRP Laminates by Means of Electrical Resistivity Measurements. *Composites Science and Technology*, 36: 63-76, 1989.
- [2] Abry, J.C., Choi, Y.K., Chateauminois, A., Dalloz, B., Giraud, G. and Salvia, M., In-situ Monitoring of Damage in CFRP Laminates by Means of AC and DC Measurements. *Composites Science and Technology*, 61: 855-864, 2001.
- [3] Park, J.B., Okabe, T., Takeda, N. and Curtin, W.A., Electromechanical Modeling of Unidirectional CFRP Composites Under Tensile Loading Condition. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 33: 267-275, 2002.
- [4] Yarlagaadda, S., Kim, H.J., Gillespie, J.W., Shevchenko, N.B. and Fink, B.K., A Study on the Induction Heating of Conductive Fiber Reinforced Composites. *Journal of Composite Materials*, 36: 401-421, 2002.
- [5] ALTAIR CEDIP User Manual
- [6] deGroot, S.R. and Mazur, P., *Non-Equilibrium Thermodynamics*. North-Holland, Amsterdam, 1962.
- [7] Kondepoudi, D. and Prigogine, I., *Modern Thermodynamics: from Heat Engines to Dissipative Structures*. Wiley, New York, 1998.
- [8] ABAQUS 6.7 Users Manual.
- [9] Lamon, J., *Mécanique de la Rupture Fragile et de l'Endommagement*. Edition Hermes, Lavoisier, 2007