

Simulation électro-thermo-mécanique de la dégradation d'un composite stratifié soumis à un impact de foudre

J. Rannou¹, C. Huchette¹, A. Hurmane¹

¹ Onera, branche Matériaux et Structures, {johann.rannou, cedric.huchette, antoine.hurmane}@onera.fr

Résumé — La protection et l'optimisation des structures composites aéronautiques vis à vis du foudroiement nécessitent une bonne compréhension des mécanismes de dégradation. L'objectif du modèle numérique proposé est précisément d'aider à mieux comprendre ces phénomènes difficiles à observer. Les simulations s'appuient sur un modèle électro-thermique couplé puis chaîné avec un calcul mécanique en dynamique transitoire. Les hypothèses et données d'entrées du modèle ainsi que sa mise en œuvre seront détaillés. Les résultats seront discutés et comparés aux observations expérimentales.

Mots clés — matériaux composites, endommagement, foudre, multiphysique, couplage

1 Introduction

L'utilisation croissante des matériaux composites à fibres de carbone et matrice organique dans l'aéronautique apporte de nombreux défis aux ingénieurs. Parmi ceux-ci, la protection des structures exposées (voilure, fuselage) à la foudre est de première importance. Les avions de ligne sont en effet foudroyés une à deux fois par an en moyenne, et du fait de leur caractère peu conducteur, les structures composites ne font plus office de cage de Faraday, ce qui fait courir des risques électro-magnétiques aux équipements électroniques de l'appareil (effets indirects). Les impacts de foudre peuvent par ailleurs être extrêmement dommageables à la structure (délaminage, rupture de fibres, perforation), on parle alors des effets directs. Les phénomènes mis en jeu sont complexes : les forts courants caractéristiques associés à la faible conductivité du composite génèrent une élévation importante de la température par effet Joule. Le caractère diélectrique de la matrice polymère et de la peinture complexifie généralement l'écoulement du courant en provoquant du claquage électrique. Les forces hydrodynamiques générées par le plasma lui-même ne sont pas négligeables et apportent une contribution mécanique aux endommagements thermiques déjà générés.

Les technologies de protection courantes consistent à insérer un grillage métallique entre le pli supérieur et la peinture. Une première problématique tient au fait que ces protections ne sont pas toujours optimales, notamment en terme de masse. Une seconde difficulté réside dans le caractère essentiellement expérimental des procédures de certification qui sont donc très coûteuses.

Ceci justifie que la communauté scientifique s'intéresse de plus en plus à la compréhension et à la modélisation des phénomènes mis en jeu lors d'un foudroiement. On peut ainsi citer les travaux expérimentaux de Feraboli *et al.* [1] qui a mis en évidence le caractère délaminant des impacts de foudre. Un certain nombre de modèles ont également été récemment publiés [2, 3, 4]. Ils sont souvent basés sur des modèles électro-thermo-mécanique intégrant parfois quelques éléments physico-chimiques telles que la dégradation chimique de certains constituants. On peut également citer des travaux récents qui ont consisté à établir un lien entre les endommagements causés par un impact mécanique "classique" à ceux causés par la foudre [5, 6].

L'Onera s'est engagé depuis quelques années dans différentes campagnes d'investigation afin de renforcer la compréhension que l'on peut avoir des effets directs de la foudre sur les structures composites. À cette fin, le banc expérimental GRIFON de l'Onera [7] a été utilisé pour impacter différents échantillons de plaques stratifiées carbone/epoxy (T700/M21), avec ou sans protection, avec ou sans peinture. Ce banc permet de générer des ondes D, ce sont des décharges de courant standardisées pour la certification et caractéristiques d'un foudroiement sur certaines zones d'un aéronef [8]. Les essais GRIFON sont ensuite

modélisés en deux étapes. La première consiste en une simulation magnéto-hydrodynamique du plasma [9] qui ne fait pas l'objet du travail présenté ici. Ces simulations fournissent notamment une estimation du courant injecté et de la pression hydrodynamique appliquée par le plasma sur la plaque composite. Il faut noter que l'influence de la peinture est actuellement très mal prise en compte par ces calculs. On sait d'après les observations expérimentales que son caractère diélectrique influence au premier ordre l'évolution du rayon d'injection (constriction de l'arc) et par conséquent la densité de courant et l'effet Joule. L'influence de la peinture ne peut donc pour l'instant n'être prise en compte qu'au travers d'une étude paramétrique sur le rayon d'injection.

Les sorties de ces premières simulations sont utilisées en entrée du modèle éléments finis couplé électro-thermo-mécanique qui fait l'objet de cet article. Les modèles de chacune des trois physiques ainsi que le schéma numérique de couplage sont détaillés dans la section 2. La section 3 traite des résultats et des premières confrontations expérimentales. La conclusion apporte quelques précisions sur les difficultés de la démarche ainsi que sur les perspectives.

2 Modèles numériques et couplage multiphysique

La démarche de modélisation est illustrée sur la figure 1. Elle consiste dans un premier temps à réaliser un calcul couplé électro-statique/thermique transitoire permettant de calculer le champ de température et les endommagements associés au claquage électrique et à la dégradation thermique (pyrolyse). Le modèle est non-linéaire dans la mesure où les propriétés thermiques et électriques des matériaux dépendent de la température et des endommagements.

Les temps caractéristiques de l'injection de courant sont de l'ordre de quelques dizaines de μs (voir la figure 6.c). L'onde D est en effet caractérisée par une montée du courant de 100kA en 10 μs environ et une décroissance en quelques dizaines de μs . Le pic de température est donc atteint à cette échelle de temps et on observe ensuite une décroissance relativement lente sur une plage de plusieurs centaines de millisecondes. L'échelle de temps caractéristique du problème mécanique est quant à lui de l'ordre de quelques ms (la période d'oscillation des plaques impactées est de 5 ms environ (voir la figure 8)). Cela justifie donc, en première approche, de considérer que les échelles de temps du problème électro-thermique et mécanique sont découplés et de chaîner les calculs. Ainsi les champs de température et de dégradation électro-thermique à la fin du dépôt d'énergie sont transférés aux calculs de dynamique transitoire dont l'objectif est de déterminer les endommagements engendrés par les vibrations causées par la pression hydrodynamique de l'arc électrique. La décroissance de la température se faisant sur une période de plusieurs dizaines de μs , le champ de température est supposé constant dans le calcul mécanique.

2.1 Modèle électro-statique

La fréquence caractéristique de l'onde D est de l'ordre de 10⁵Hz, étant donné les propriétés électromagnétiques du matériau considéré, cela justifie une approche électro-statique. Les équations suivantes sont alors résolues par le module de diffusion de Zset (le code de calcul par éléments finis codéveloppé par l'Onera et Mines Paristech [10]) :

$$\Delta V = 0 \tag{1}$$

$$\underline{j} = \underline{\underline{\sigma}}^e(T, d_{bd}, d_{py})\underline{E} \tag{2}$$

plus conditions aux limites sur \underline{j} et V

où V et $\underline{E} = -\underline{\nabla}V$ sont le potentiel et le champ électrique, \underline{j} la densité de courant et $\underline{\underline{\sigma}}^e$ la conductivité électrique. La densité de chaleur générée par effet Joule qui est transférée au calcul thermique se calcule trivialement par $P_J = \underline{E} \cdot \underline{j}$. La conductivité électrique est une quantité tensorielle composée de deux paramètres indépendants : les conductivités dans le sens fibre et dans le sens matrice. Ces deux paramètres dépendent de la température T et d'une variable interne $d_{bd} \in \{0, 1\}$ qui indique si le matériau a claqué (et a donc changé de nature) et d'une autre variable interne $d_{py} \in [0, 1]$ qui indique le degré de pyrolyse (dégradation chimique d'origine thermique).

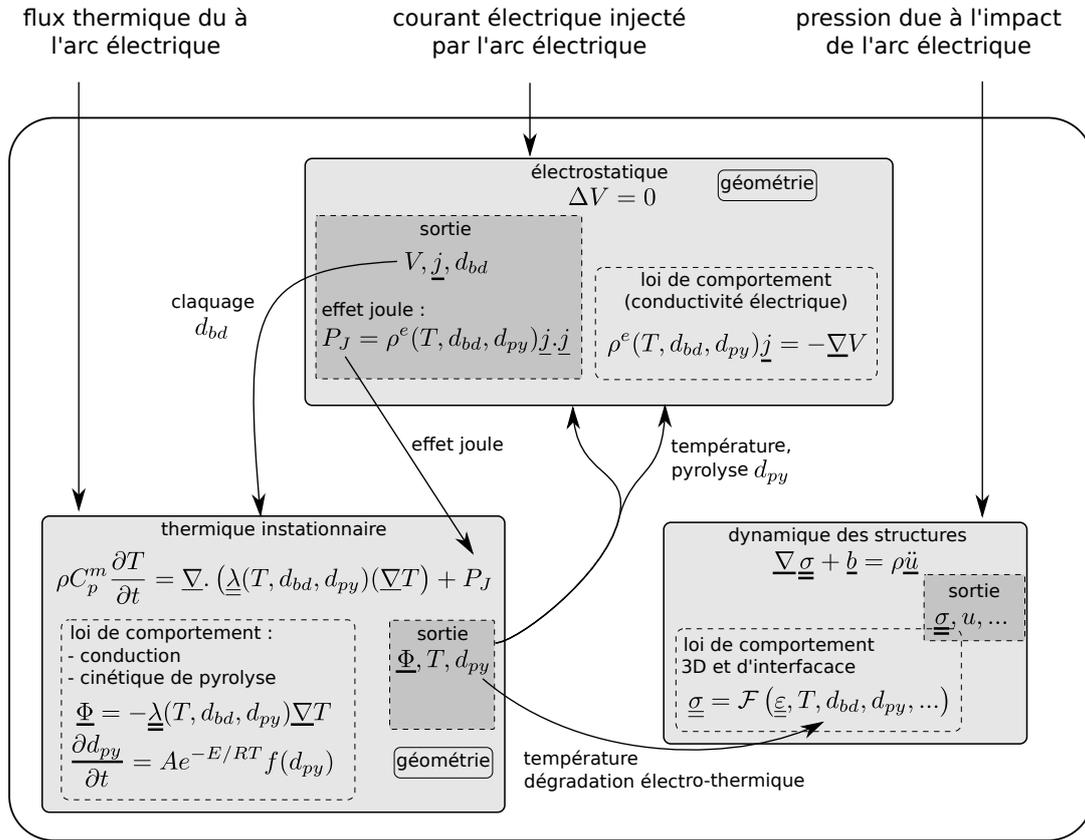


FIGURE 1 – Schéma du couplage multiphysique mis en œuvre.

La variable d_{bd} , initialement à 0, est affectée à 1 de manière irréversible à chaque point d'intégration qui a vu un champ électrique tel que $\|E\| > E_{bd}$. E_{bd} est le seuil de claquage valant ici 20kV/m. Le claquage est un phénomène très brutal et est de ce point de vue résolu de manière explicite : un franchissement du seuil de claquage n'est pris en compte qu'à l'incrément suivant. Les valeurs de conductivités électriques et en particulier leur dépendance à la température sont difficiles à déterminer expérimentalement. On utilise des valeurs issues des travaux de Lago [11], représentées sur la figure 2.a. Cette figure représente la dépendance des deux valeurs de conductivité électriques en fonction de la température et pour un matériau sain ou dégradé. On considère que le claquage et la pyrolyse ont le même effet sur les valeurs de conductivité dans la mesure où dans les deux cas la matrice se dégrade en un composé carboné, le "char", de conductivité supérieure. On écrit alors la variation de conductivité électrique de la manière suivante :

$$\underline{\underline{\sigma}}^e(T, d) = (1 - d)\underline{\underline{\sigma}}_o^e(T) + d\underline{\underline{\sigma}}_d^e \quad \text{avec} \quad d = \min(1, d_{bd} + d_{py}) \quad (3)$$

où $\underline{\underline{\sigma}}_o^e(T)$ et $\underline{\underline{\sigma}}_d^e$ sont respectivement les conductivités électriques des matériaux sain et dégradé (par claquage ou par pyrolyse).

2.2 Modèle thermique transitoire

Les deux sources de chaleur sont l'effet Joule et le flux thermique issus du contact avec le plasma. En pratique, cette dernière source est négligeable devant la première. Le modèle de transfert thermique non-linéaire résolu par Zset s'écrit :

$$\rho C_p^m \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\underline{k}(T, d_{bd}, d_{py}) \nabla T) + P_J \quad (4)$$

plus conditions aux limites sur ∇T et T

Le tenseur de conductivité thermique \underline{k} dépend aussi de la température et, pour les mêmes raisons que précédemment, de d_{bd} et d_{py} . Une première approche pourrait consister à considérer que la variable de

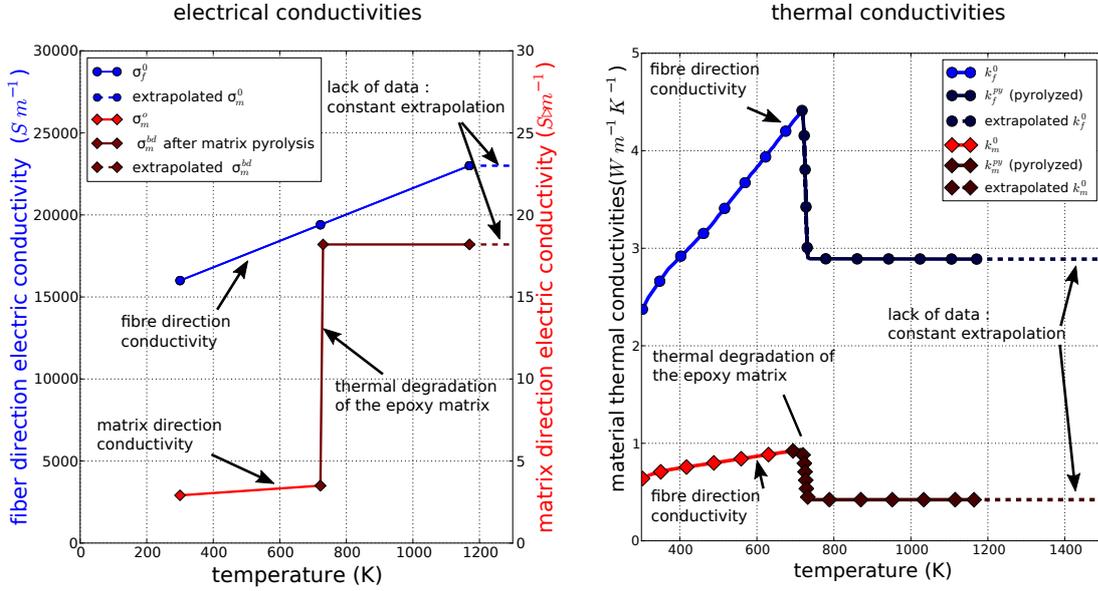


FIGURE 2 – Dépendance des conductivités électriques et thermiques à la température et à la dégradation thermique (claquage ou pyrolyse) [11]. Les données non disponibles sont extrapolées.

pyrolyse prend les deux valeurs 0 ou 1 en fonction du franchissement irréversible d'un seuil. Une seconde approche plus fine consiste à prendre en compte la cinétique de dégradation thermique. Pour cela on peut se baser sur des résultats expérimentaux obtenus par analyse thermo-gravimétrique (ATG). Il s'agit d'une mesure de la perte de masse en fonction temps d'un échantillon soumis à une rampe de température. On peut y attacher un modèle basé sur des lois de type Arrhenius [12, 13]. Pour un modèle à 3 réactions de décompositions, on peut écrire les pertes de masse (cinétiques de dégradation) α_i :

$$\frac{d\alpha_i}{dt} = A_i e^{E_i/T} (1 - \alpha_i(t))^{n_i} \quad \forall i = \{1, 2, 3\} \quad (5)$$

La conservation de la masse permet ensuite de définir la variable de dégradation par pyrolyse d_{py} :

$$d_{py} = \sum_i^3 w_i \alpha_i \quad (6)$$

La figure 3 illustre la corrélation que l'on peut obtenir avec un tel modèle par rapport à un essai d'ATG. Dans le travail présenté ici, les coefficients identifiés sur des essais à faible taux de montée en température sont utilisés. Il est cependant délicat de déterminer comment ces coefficients ou même ce modèle s'extrapolent à des situations où ces taux sont très importants comme dans le cas du foudroiement (de l'ordre de 10^6 à $10^9 K.s^{-1}$).

Les lois de type Arrhenius sont intégrées aux points de Gauss des éléments finis. La dépendance de la conductivité thermique à la température et aux dégradations (thermique et électrique) se font de manière similaire à l'expression (3) et se basent également sur les données expérimentales de Lago [11] (voir la figure 2.b).

2.3 Schéma de couplage électro-thermique

Les paramètres de conduction thermique et électrique dépendent des champs des deux physiques. Les temps caractéristiques sont par ailleurs similaires : l'échauffement local est très rapide du fait de l'effet Joule très intense, et le changement rapide de propriétés lié au claquage électrique redistribue rapidement les flux thermiques et le courant électrique. Un couplage est donc essentiel.

Comme schématisé sur la figure 5, le pas de temps du calcul électrique est contrôlé par un critère qui tente de limiter les dépassements locaux trop importants du seuil de claquage (la variable de contrôle $overshoot = \|\underline{E}\|/E_{bd}$ doit rester limitée). La prise en compte du claquage étant faite avec un pas de temps de décalage, on peut considérer que le calcul électro-statique est une succession d'incrément linéaires.

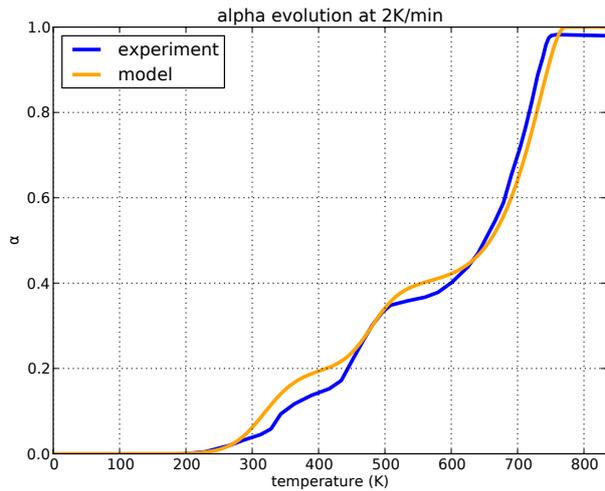


FIGURE 3 – Analyse thermogravimétrique à 2K/min (perte de masse) et modèle cinétique associé.

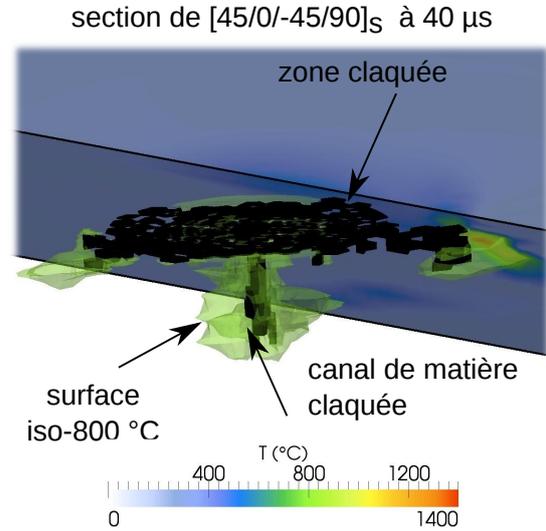


FIGURE 4 – Simulation électro-thermique. Le claquage du au très fort champ électrique transverse génère un canal conducteur dans l'épaisseur du stratifié.

Le calcul thermique en revanche est non-linéaire du fait de la dépendance à la température et à d_{py} des propriétés thermiques.

Les deux codes sont couplés selon un schéma de type *Conventional Serial Staggered* (CSS) [14]. C'est le pas de temps du calcul électro-statique qui pilote le pas de temps du calcul thermique, cependant, en cas de difficulté de convergence, ce dernier peut sous-cycler. L'algorithme de couplage est codé en Python via l'interface Python développée dans Zset [15]. Les différents champs à échanger (température, P_J , d_{bd} et d_{py}) sont transférés via MPI et son interface Python `mpi4py` à la fin de chaque incrément (figure 5).

Un exemple de résultat obtenu par calcul couplé est illustré sur la figure 4 où l'on peut observer, dans l'épaisseur d'une plaque composite stratifiée d'UD, la formation d'un canal de matière claquée. Sans la prise en compte des effets des diverses dégradations déjà décrites, les simulations aboutiraient à un écoulement du courant électrique piégé dans le pli supérieur du fait de la très faible conductivité électrique hors-plan, et donc très dense. Il s'en suivrait un échauffement conduisant à des températures déraisonnables.

2.4 Modèle mécanique

Comme expliqué au début de cette section, le modèle mécanique peut être découplé de la simulation électro-thermique dans la mesure où les échelles de temps caractéristiques sont différentes. On utilise les champs de température et de dégradation d_{bd} et d_{py} calculés à environ 1ms ; on considère en première approche qui n'évoluent que très peu sur les quelques dizaines de millisecondes qui correspondent aux premières oscillations. Ces champs qui deviennent donc des paramètres, sont utilisés pour abattre la ténacité d'interface et certains modules élastiques des plis. Le délaminage est modélisé par une loi cohésive de Tvergaard, les plis restent élastiques. Les abattements sont pour l'instant uniquement qualitatifs, des investigations expérimentales doivent être menées afin de quantifier un peu plus précisément comment l'interface est affectée par ces dégradations thermiques.

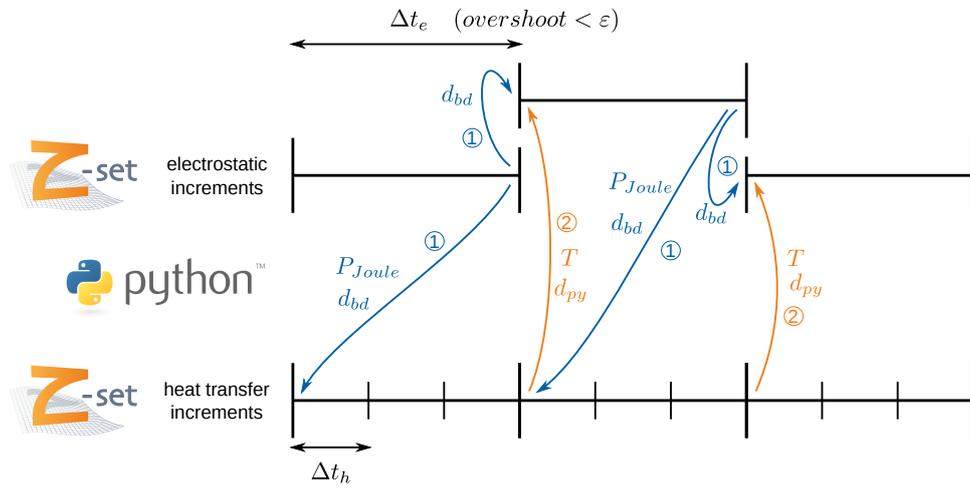


FIGURE 5 – Schéma de couplage entre les solveurs électro-statique et thermique. Le langage Python et l’interface Python de Zset sont utilisées pour échanger les champs de température et de dégradation d_{bd} et d_{py} .

3 Résultats numériques et confrontation expérimentale

3.1 Description des essais GRIFON

La simulation présentée ici correspond à un essai réalisé sur le banc GRIFON illustré sur la figure 6. Un plaque composite stratifiée d’unidirectionnel T700/M21 $[45/0/-45/90]_s$ est placée entre deux flasques circulaires en aluminium et soumise à un tir d’onde D. Une simulation magnéto-hydrodynamique de l’arc électrique permet de déterminer l’évolution du courant et de son rayon d’injection ainsi que l’évolution de la pression hydrodynamique et de son rayon d’application (rayon de l’onde de choc). Ce sont les paramètres d’entrée du modèle électro-thermo-mécanique.

Le banc est équipé de nombreux instruments de mesures permettant d’analyser le plasma et l’arc électrique. Les seules mesures thermo-mécaniques sont accessibles en face opposée : ce sont les champs de température et de déplacement obtenus par caméra thermique et stéréo-corrélation.

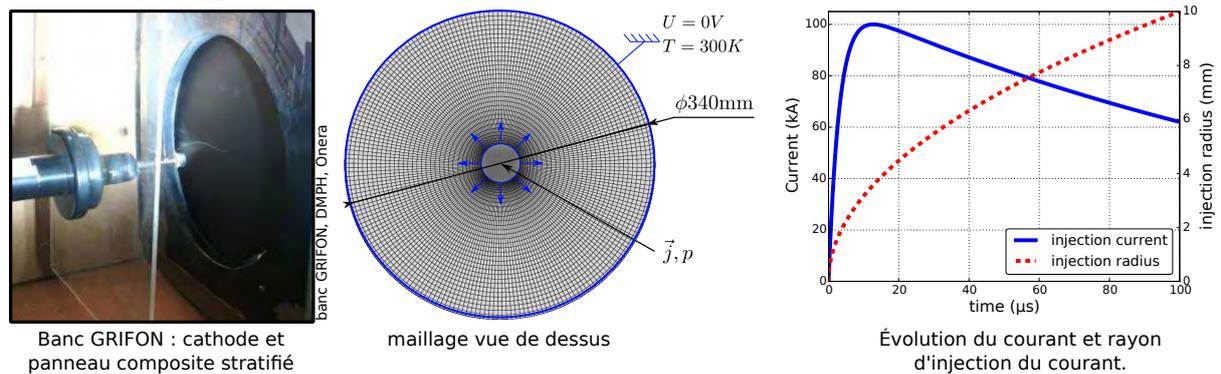


FIGURE 6 – Photographie du banc GRIFON, maillage utilisé et paramètres d’injection du courant issus d’une simulation magnéto-hydrodynamique du plasma du tir d’une onde D [9].

3.2 Résultats de simulation

La figure 7 illustre que le modèle électro-thermique permet d’approcher ce que l’on peut observer expérimentalement en surface en terme de taille de dégradation. En terme de déflexion (figure 8), le calcul de dynamique transitoire, après quelques recalages, permet de capturer correctement l’amplitude et la période observée. Pour finir, la figure 9 illustre la forme de quelques endommagements interfaciaux obtenus sur deux des sept interfaces du stratifié. Les endommagements calculés sont assez faibles

($\lambda_{\max} \approx 0.3$) mais on peut observer qu'ils suivent le contour des champs de température. Les paramètres mécaniques du modèle sont très peu précis, ce résultat n'est donc à interpréter que d'un point de vue qualitatif. On peut cependant remarquer que comme lors d'un impact mécanique à faible énergie classique, on observe une zone centrale non endommagée que l'on attribue souvent à la compression qui limite le délaminage.

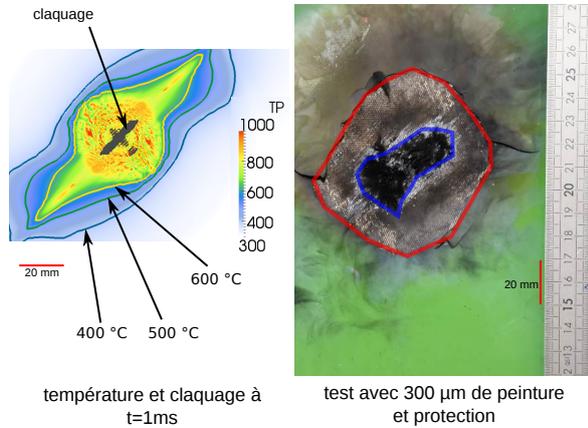


FIGURE 7 – Comparaison à l'échelle des dégradations thermiques en surface : simulation et photographie *post-mortem*.

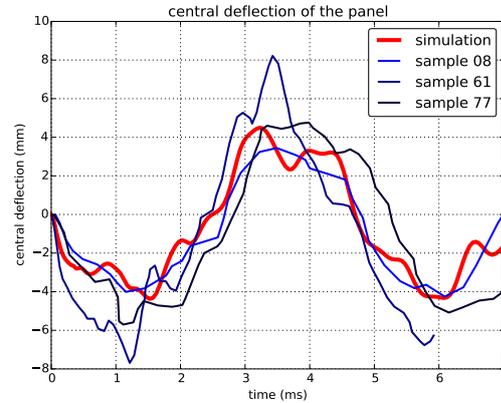


FIGURE 8 – Déflexion simulée en dynamique transitoire et mesures expérimentales de la déflexion pour trois tirs.

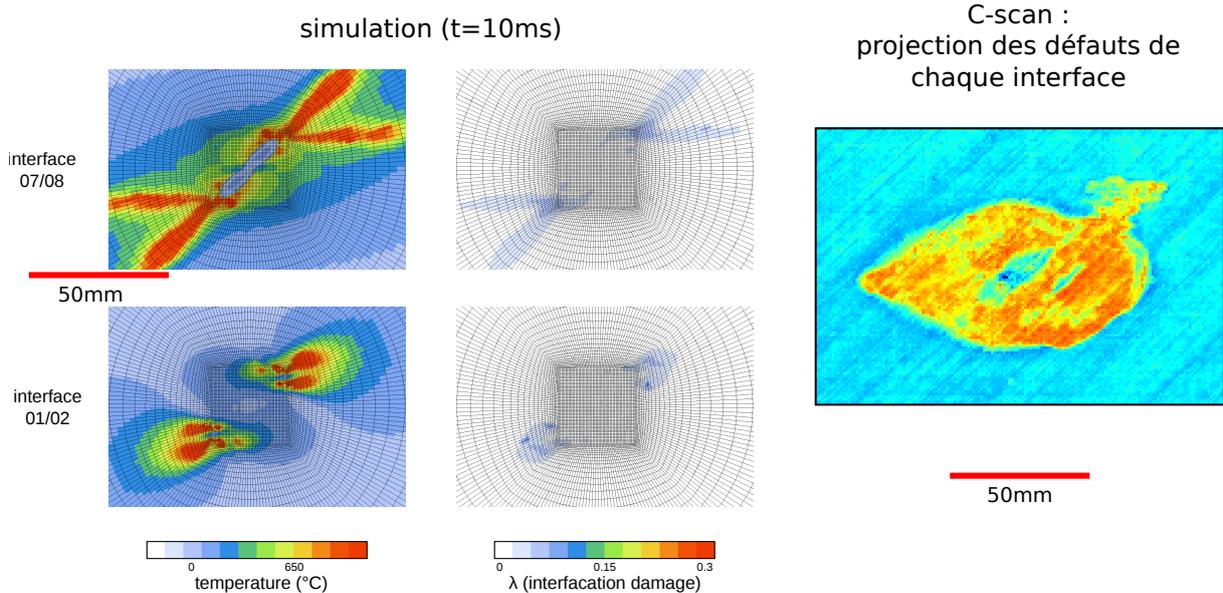


FIGURE 9 – À gauche : champ de température au niveau de deux interfaces tels qu'ils sont transférés au calcul dynamique. Au centre, endommagement interfacial λ . À droite, scan-ultrasonore à l'échelle montrant la projection des défauts interfaciaux.

4 Conclusions

Les essais d'impact foudre en laboratoire ont pour objectif de mieux comprendre comment se dégradent les structures en fonction des peintures, des protections et des matériaux mais aussi de définir des méthodes de diagnostic utilisables par les industriels. L'apport de la simulation a pour objectif à court et moyen termes de fournir des éléments qualitatifs pour comprendre les phénomènes mis en jeu. L'approche proposée ici va dans ce sens.

Une difficulté importante demeure du fait que le modèle magnéto-hydrodynamique ne capture pas encore la présence de la protection métallique et de la peinture. Ce sont pourtant des éléments qui in-

fluencent au premier ordre la dégradation globale des échantillons (en agissant sur la constriction de l'arc électrique). Pour l'instant, l'approche envisagée consiste à réaliser une étude paramétrique sur le rayon d'injection du courant électrique. Le rayon d'application de la pression hydrodynamique ne devrait pas être influencé car il est limité par la vitesse du son.

Parmi les nombreuses limites de la démarche, la principale réside certainement dans la difficulté d'en déterminer correctement les nombreux paramètres. La raison essentielle est que les échelles de temps, de température et les densités d'énergie sont très éloignées de celle que les mécaniciens sont habitués à manipuler, tant d'un point de vue modélisation qu'expérimental. Les plages d'identification courantes des paramètres sont, lors des premières dizaines de microsecondes, très en deçà de ce que le matériau subit réellement et aucun élément expérimental n'est actuellement en mesure de compléter ces manques de données. Seules des validations indirectes peuvent guider les choix qui sont fait lors des extrapolations.

On peut quand même espérer étayer ces identification par des essais spécifiques. Il est prévu prochainement à l'Onera d'analyser des essais d'ATG rapide (1000K/min) afin de déterminer dans quelle mesure le modèle de dégradation par pyrolyse s'extrapole. Des essais dédiées à l'identification mécanique sont aussi prévus comme par exemple des essais de délaminage sur des éprouvettes chauffées par effet Joule.

Références

- [1] Paolo Feraboli and Mark Miller. Damage resistance and tolerance of carbon/epoxy composite coupons subjected to simulated lightning strike. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 40(6) :954–967, 2009.
- [2] Yoshiyasu Hirano, Shingo Katsumata, Yutaka Iwahori, and Akira Todoroki. Artificial lightning testing on graphite/epoxy composite laminate. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 41(10) :1461 – 1470, 2010.
- [3] Toshio Ogasawara, Yoshiyasu Hirano, and Akinori Yoshimura. Coupled thermal–electrical analysis for carbon fiber/epoxy composites exposed to simulated lightning current. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 41(8) :973–981, 2010.
- [4] G Abdelal and A Murphy. Nonlinear numerical modelling of lightning strike effect on composite panels with temperature dependent material properties. *Composite Structures*, 2013.
- [5] B. Lepetit, F. Soulas, S. Guinard, I. Revel, and Peres G. Analysis of composite panel damages due to a lightning strike : mechanical effects. In *International Conference on Lightning and Static Electricity*, 2013.
- [6] Floriane Soulas. *Développement d'un modèle mécanique pour le prédiction des dommages de panneaux composites aéronautiques soumis à un choc foudre*. PhD thesis, Institut supérieur de l'aéronautique et de l'espace, 2016.
- [7] C Zaepffel, L Chemartin, R Sousa Martins, and Ph Lalande. Laboratory simulation of lightning direct effect using grifon test bench at onera. In *International Conference on Lightning & Static Electricity*. IET, 2015.
- [8] P. Lalande and A. Delannoy. Numerical methods for zoning computation. *AerospaceLab*, 5, 2012.
- [9] F Tholin, L Chemartin, and P Lalande. Numerical investigation of the interaction of a lightning and an aeronautic skin during the pulsed arc phase. In *International Conference on Lightning & Static Electricity*. IET, 2015.
- [10] Z-set, material and structure analysis suite. <http://www.zset-software.com>.
- [11] Frédéric Lago. *Modélisation de l'interaction entre un arc électrique et une surface : application au foudroie-ment d'un aéronef*. PhD thesis, Université Paul Sabatier, 2004.
- [12] AP Mouritz, S Feih, E Kandare, Z Mathys, AG Gibson, PE Des Jardin, SW Case, and BY Lattimer. Review of fire structural modelling of polymer composites. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 40(12) :1800–1814, 2009.
- [13] Valentin Biasi, Gillian Leplat, Frédéric Feyel, and Pierre Beauchêne. Heat and mass transfers within decomposing carbon fibers/epoxy resin composite materials. In *11th AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference*, page 2678, 2014.
- [14] Jean-Didier Garaud. *Développement de méthodes de couplage aéro-thermo-mécanique pour la prédiction d'instabilités dans les structures aérospatiales chaudes*. PhD thesis, Onera / Université Pierre et Marie Curie-Paris VI, 2008.
- [15] Teddy Chantrait, Johann Rannou, and Anthony Gravouil. Low intrusive coupling of implicit and explicit time integration schemes for structural dynamics : Application to low energy impacts on composite structures. *Finite Elements in Analysis and Design*, 86 :23–33, 2014.