

Modélisation FEM multi-échelle du transfert thermique lors du processus AFP in-situ sur des composites thermoplastiques

Bruno A. STORTI^{1*}, Adrien LE REUN¹, Steven LE CORRE¹

¹Laboratoire de Thermique et Énergie de Nantes (LTEN) (Nantes Université - CNRS)

*(auteur correspondant : bruno.storti@univ-nantes.fr)

Résumé - La modélisation du transfert thermique durant l'AFP in-situ sur des composites thermoplastiques est complexe en raison de la source de chaleur hautement concentrée, issue de l'absorption laser, qui se déplace à grande vitesse le long des surfaces de contact entre le substrat et le pli en cours de dépose. La combinaison d'une vitesse de dépose élevée et de la faible diffusivité thermique du matériau rend le problème fortement advectif ($Pe \gg 1$), ce qui peut entraîner des instabilités numériques. De plus, la source radiative laser, concentrée sur une zone de l'ordre de quelques dizaines de micromètres selon la distribution des fibres, introduit un problème multi-échelle. Tandis que les techniques eulériennes peuvent traiter des trajectoires simples, des chemins plus complexes nécessitent la flexibilité d'une méthode ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian). Ce travail propose une méthodologie *Chimera-FEM* avec une formulation ALE, combinant un maillage mobile local composé d'éléments de l'ordre du micromètre, pour capturer précisément la source radiative, et un maillage fixe plus grossier, pour définir la géométrie globale. Le modèle intègre les propriétés thermo-dépendantes du matériau composite et prend en compte l'anisotropie de sa conductivité thermique, liée aux conductivités longitudinales et transversales distinctes des fibres. La distribution des fibres dans le composite est prise en compte dans l'homogénéisation afin de modéliser précisément les transferts thermiques. Les résultats montrent que la méthodologie proposée permet de prédire avec précision les profils de température transitoire dans les composites pendant le processus AFP pour un contrôle thermique fin de phénomènes clés tels que l'adhésion, la cristallinité et les contraintes résiduelles. Elle s'adapte aux pièces complexes et de grandes épaisseurs, démontrant sa robustesse pour divers scénarios de fabrication.

Mots-clés : Transfert thermique, Composites thermoplastiques, Méthodologie *Chimera-FEM*, Multi-échelle, ALE

1. Introduction

Les industries automobile, aérospatiale et aéronautique, entre autres, adoptent de plus en plus les matériaux composites en raison de leur rapport résistance/poids élevé. Le placement automatisé des fibres (AFP, Automated Fiber Placement) permet de fabriquer des pièces composites via un procédé de fabrication additive. Ce procédé consiste à déposer une bande composite pré-imprégnée tout en appliquant une source de chaleur bien contrôlée, généralement un laser opérant dans une gamme de longueurs d'onde de 980 à 1020 nm [1]. Ce laser élève la température du matériau jusqu'à son point de fusion, tandis qu'un rouleau exerce une pression spécifique pour assurer la consolidation du matériau.

Les thermoplastiques présentent des avantages significatifs par rapport aux thermodurcissables dans les processus AFP. Alors que les thermodurcissables subissent des transformations chimiques irréversibles lors de la consolidation, les thermoplastiques peuvent être recyclés, ressoudés et réutilisés, ce qui en fait un choix plus durable. De plus, un contrôle précis des paramètres du processus pendant la consolidation in-situ est essentiel pour obtenir des pièces de haute qualité, caractérisées par une faible porosité et une cristallinité contrôlée.

La modélisation numérique de l'évolution de la température joue un rôle central dans la prédiction des résultats de la consolidation. Des modèles thermiques précis permettent une estimation détaillée de l'historique thermique du matériau composite pendant l'AFP, essentielle pour optimiser les paramètres du processus et garantir la qualité des pièces. Dans la modélisation des processus AFP, deux approches sont couramment utilisées : l'approche eulérienne [1, 2] et l'approche lagrangienne [3]. L'approche eulérienne, largement adoptée dans la littérature, suppose un domaine fixe par rapport au rouleau de consolidation et au matériau, introduisant un terme d'advection dans les équations de transfert thermique. Son implémentation dans les cadres des méthodes des éléments finis (FEM) [1, 2] ou des différences finies (FD) [4, 5] est relativement direct, car le maillage reste stationnaire. Cependant, cette approche présente des limites lorsqu'il s'agit de trajectoires complexes de la source de chaleur, car le terme d'advection doit être mis à jour en permanence pour chaque élément du maillage.

Pour surmonter ces limitations, une méthodologie *Chimera-FEM* [6, 7], également connue comme *overset*, impliquant deux domaines indépendants, constitue une alternative prometteuse. Un domaine plus raffiné suit la source de chaleur, tandis que l'autre reste plus grossier et stationnaire, couvrant l'ensemble de la pièce. Cette approche permet de gérer simultanément les défis liés à un domaine en mouvement et à la nécessité d'un raffinement local autour de la source radiative [7]. Cette approche permet de traiter le problème multi-échelle, avec une taille d'élément dans la maille patch de $\sim 2\mu\text{m}$ pour représenter la source de chaleur, et de $\sim 20\mu\text{m}$ dans la zone de collage. En revanche, dans la maille de fond, la taille varie de $\sim 25\mu\text{m}$ dans la zone de collage à $\sim 5\text{mm}$ dans les zones à faible gradient, telles que l'outil. Les travaux antérieurs des auteurs ont exploré l'application des schémas *Chimera* pour une approche Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) dans la simulation de processus de soudage [7]. Ces études ont démontré le potentiel des méthodologies *overset* pour relever les défis liés aux simulations thermiques de processus complexes. Dans ce travail, nous étendons et adaptons le modèle *overset* pour résoudre un problème thermique transitoire de l'AFP, en abordant des complexités telles que des sources de chaleur hautement concentrées, des propriétés anisotropes des matériaux composites, la déformation et la translation des maillages et les chevauchements de maillages.

2. Cas d'étude

La géométrie étudiée correspond au drapage d'une cornière de grande épaisseur, analysée dans le cadre du projet de recherche MATCHII, comme illustré à la Figure 1. En raison de la présence d'une courbure, cette géométrie présente une complexité particulière pour sa production. Le modèle numérique inclut à la fois la pièce en matériau composite et l'outillage métallique. La géométrie et le maillage, adaptés à des simulations allant de 2 à 100 plis correspondant à l'épaisseur de la pièce, ont été générés à l'aide du logiciel open-source SALOME. Un script Python paramétrique a été utilisé pour contrôler le nombre de plis et modifier des caractéristiques géométriques telles que l'épaisseur ou le rayon de courbure.

3. Modèle numérique

Dans ces études, une modélisation FEM bidimensionnelle est utilisée. La géométrie, modélisée par le domaine de calcul Ω , est séparée en deux sous-domaines : un domaine fixe Ω_1 (background), englobant l'ensemble de la pièce et l'outillage, et un domaine mobile Ω_2 (patch) (voir Figure 2), où est définie la source de chaleur générée par le laser, se déplaçant à la vitesse du rouleau (\vec{v}). Le domaine Ω_2 a des dimensions de 16 mm x 0.2 mm. Ce domaine est positionné précisément entre deux plis et représente à la fois la source de chaleur due à la bande entrante et

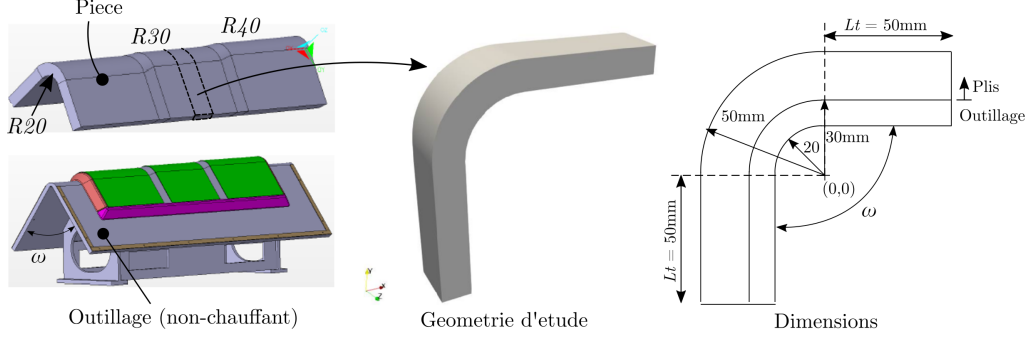


Figure 1 : CAO de la géométrie de la pièce du projet et géométrie d'étude.

la source radiative incidente sur le substrat (voir détail Figure 2). La source de chaleur définie dans Ω_2 provient d'un calcul radiatif antérieur des auteurs basé sur la microstructure du matériau composite préimprégné [8], réalisé avec un code FreeFEM [9] pour résoudre les équations du transfert radiatif à la micro-échelle sur un domaine computationnel représentatif de la microstructure, en utilisant une condition aux limites collimatée pour un angle d'incidence laser de 15° et une puissance de $P \approx 3600W$. Deux cas sont analysés dans ce travail :

- Cas 1 : la source thermique se déplace entre le pli numéro 1 et le pli numéro 2.
- Cas 2 : la source thermique se déplace entre le pli numéro 99 et le pli numéro 100.

L'objectif de cette étude est de vérifier la robustesse de la méthodologie *overset* dans des scénarios de fabrication complexes, comme celui présenté ici, où une source de chaleur hautement concentrée se déplace à grande vitesse sur une géométrie courbe.

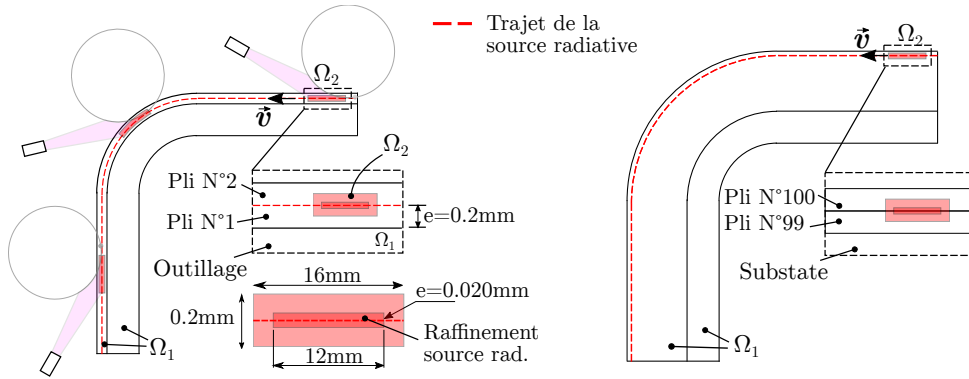


Figure 2 : Trajectoire de la source de chaleur pour le 'Cas 1' (2 plis) et le 'Cas 2' (100 plis).

3.1. Maillages superposés

Le maillage utilisé pour $\Omega = \Omega_1 \cup \Omega_2$ (Cas 1) contient un total de 237273 éléments triangulaires linéaires, dont 62366 appartiennent au domaine Ω_2 et le reste au domaine stationnaire Ω_1 (voir Figure 3). Pour le Cas 2, Ω_1 contient 206936 éléments. Le maillage de fond Ω_1 est densément raffiné dans la zone des plis où passera la source de chaleur. En revanche, un déraffinement progressif est appliqué vers l'outillage, où les gradients thermiques sont supposés faibles. La taille des éléments dans Ω_2 , au niveau de la zone irradiée par le laser, est de $\sim 2 \mu m$ (voir détail Figure 3(b)), afin de représenter précisément la source radiative à la micro-échelle. Dans la région de collage, les éléments du Ω_2 atteignent une taille de $\sim 20 \mu m$ (voir détail Figure 3(d)), tandis que ceux du maillage de fond ont une taille légèrement supérieure, de $\sim 25 \mu m$. Dans l'outillage, la taille des éléments est $\sim 5 mm$. Des expériences numériques ont

démontré que ce maillage est approprié pour être utilisé dans le présent schéma *overset*.

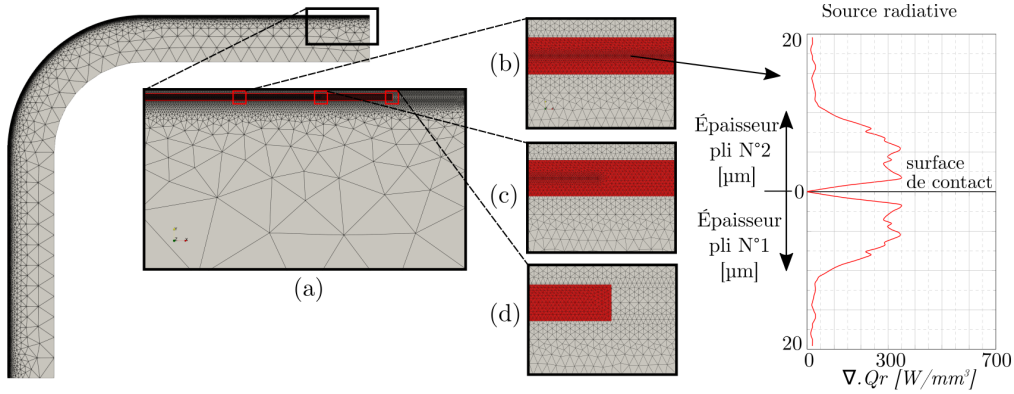


Figure 3 : Maillage des domaines Ω_1 et Ω_2 du schéma *overset* : (a) raffinement entre les plis. (b) raffinement de Ω_2 vers la source de chaleur. (c) transition du raffinement de Ω_2 vers la zone sans source. (d) couplage entre les domaines. À droite : valeur de la source radiative utilisée dans le modèle *overset*.

3.2. Équations fondamentales

Les équations gouvernantes pour chaque domaine, Ω_1 et Ω_2 , sont présentées ci-dessous. Pour le domaine patch mobile Ω_2 , les équations résolues sont celles de l'advection-diffusion dans une modélisation de type lagrangienne. Concernant Ω_1 , la diffusion avec des propriétés thermo-dépendantes est résolue, étant donné que ce domaine reste immobile tout au long de la simulation. Cependant, les nœuds définissant les conditions aux limites évoluent dans le temps pour tenir compte du couplage $\Omega_1 \leftrightarrow \Omega_2$, à l'aide d'une interpolation d'ordre élevé [7].

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T(\mathbf{x}, t)}{\partial t} = \nabla \cdot (\boldsymbol{\lambda}(\mathbf{x}) \nabla T(\mathbf{x}, t)) \quad \forall \mathbf{x} \in \Omega_1, t > 0 \quad (1)$$

$$\rho C_p(T) \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{v} \cdot \nabla T(\mathbf{x}, t) \right) = \nabla \cdot (\boldsymbol{\lambda}(\mathbf{x}) \nabla T(\mathbf{x}, t)) + \nabla \cdot \mathbf{Q}_r(\mathbf{x}) \quad \forall \mathbf{x} \in \Omega_2, t > 0 \quad (2)$$

Dans ces équations, ρ représente la densité, $C_p(T)$ la capacité thermique massique dépendante de la température, $\boldsymbol{\lambda}$ le tenseur anisotrope de conductivité thermique, T la température inconnue, t le temps, \mathbf{x} les coordonnées cartésiennes, et $\nabla \cdot \mathbf{Q}_r$ le terme source de chaleur radiative. Étant donné que la géométrie du rouleau et les réflexions rouleau-substrat ne sont pas prises en compte, la source de chaleur reste constante sur la région éclairée (12 mm), tout en suivant, en épaisseur, la distribution indiquée dans la Figure 3 (droite). Comme mentionné précédemment, $\boldsymbol{\lambda}$ est défini comme anisotrope afin de tenir compte du fort contraste de conductivité thermique entre la direction longitudinale et la direction transversale des fibres [10]. Le tenseur $\boldsymbol{\lambda}$ pour un domaine où les fibres sont alignées sur l'axe x est défini comme suit :

$$\boldsymbol{\lambda}^o = \begin{bmatrix} \lambda_{xx} & 0 \\ 0 & \lambda_{yy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{long} & 0 \\ 0 & \lambda_{transv} \end{bmatrix} \quad (3)$$

où λ_{xx} représente la conductivité thermique dans la direction des fibres, et λ_{yy} représente la conductivité thermique transversale du composite. En guise d'hypothèse, $\boldsymbol{\lambda}$ est considérée comme constante par rapport à la température [10, 11]. Pour cette géométrie, le tenseur de conductivité thermique varie en fonction de la position des éléments de la maille. Pour le domaine Ω_1 , cela est trivial puisque la maille reste stationnaire et qu'un simple calcul de prétraitement doit être effectué. Cependant, pour les éléments de la maille Ω_2 , qui se déplacent, ce tenseur doit être mis à jour en fonction de la trajectoire de la source de chaleur. Les détails de l'implémentation dans PETSc-FEM sont présentés dans la section suivante.

3.3. Schéma d'implémentation overset dans PETSc-FEM

Le schéma *Chimera* est implémenté dans le code open-source PETSc-FEM [12], dans le module *advdif*. Un script hook est utilisé pour l'implémentation *Chimera*, où le tenseur de conductivité thermique du domaine Ω_2 est mis à jour à chaque itération selon la position des éléments de la maille, en suivant l'algorithme 1. La transformation du tenseur de conductivité thermique est définie comme suit :

$$\lambda_e(\theta) = \mathbf{R}(\theta) \lambda^o \mathbf{R}^\top(\theta) \quad (4)$$

où :

$$\mathbf{R}(\theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta & -\sin \theta \\ \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix}, \quad \mathbf{R}^\top(\theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (5)$$

Ici, θ représente l'angle de l'élément par rapport à l'origine (voir Figure 4) et dépend de la position $x_e = x_e, y_e$ de chaque élément de la maille.

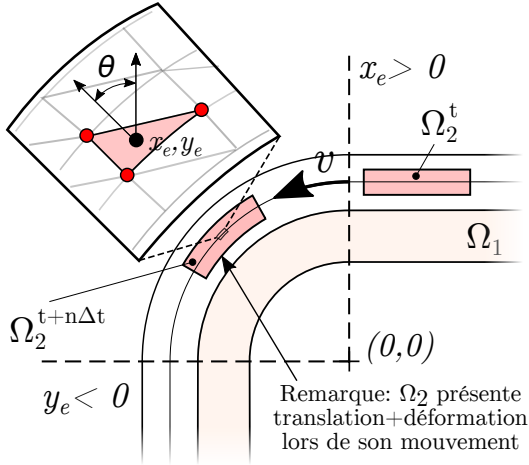


Figure 4 : Mise à jour du tenseur de conductivité thermique en fonction de la position de Ω_2 .

Algorithm 1: Mise à jour des positions des nœuds et du tenseur λ

Input : $\vec{v}, xnod, iconc, props$

```

1  $t \leftarrow t + \Delta t$ 
2 for elements de  $\Omega_2$ ; do //
3    $xnod \leftarrow$  calculer avec  $t$  et  $\vec{v}$ 
4    $x_e, y_e \leftarrow$  barycentres avec  $xnod, iconc$  et  $t$ 
5   if  $(x_e < 0 \wedge y_e > 0)$  then
6     calculer  $\theta_e$  avec  $x_e, y_e$ 
7     construire  $\mathbf{R}(\theta)$  et  $\mathbf{R}^\top(\theta)$ 
8     calculer  $\lambda_e(\theta) = \mathbf{R}(\theta) \lambda^o \mathbf{R}^\top(\theta)$ 
9   else
10    if  $x_e > 0$  then
11      attribuer  $\lambda_e = \lambda^o$ 
12    else
13      attribuer  $\lambda_e = [\lambda^o]^T$ 
14 return  $\lambda(t)$  et  $x(t)$  pour les éléments de  $\Omega_2$ ;

```

3.4. Conditions aux limites et considérations du modèle

Pour modéliser les pertes thermiques vers l'environnement, incluant la convection et le rayonnement, un coefficient de convection équivalent $h_{eq} = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ a été utilisé comme condition aux limites. Les équations ont été résolues avec le solveur GMRes (*Generalized Minimal Residual Method*), et le préconditionneur Jacobi. Le schéma temporel employé est celui d'Euler implicite (*Backward Euler*) avec un pas de temps fixé à $\Delta t = 0.0005 \text{ s}$. La vitesse de drapage est de $|\vec{v}| = 500 \text{ mm/s}$, tandis que la température initiale a été définie à $T_i = 20^\circ \text{C}$. La température de l'outillage est maintenue constante à 20°C . Le problème est fortement advectif en raison d'une vitesse de pose élevée et d'un faible coefficient de diffusivité thermique du composite (voir Section 3.5), entraînant un nombre de Peclet élevé : $\text{Pe} = \rho C_p |\vec{v}| L \lambda^{-1} \approx 3.5 \times 10^4$, avec L la longueur de la pièce. Dans la région source de chaleur Ω_2 , le nombre de Peclet de maille est $\text{Pe}_h = \rho C_p |\vec{v}| h_x (2\lambda)^{-1} \approx 0.8$. Toutefois, $\text{Pe}_h > 1$ dans d'autres régions du domaine, justifiant l'utilisation d'une stabilisation SUPG [7]. La simulation a été réalisée sur un unique cœur de processeur, avec un temps de calcul total d'environ six heures.

3.5. Propriétés des matériaux

Les matériaux utilisés pour la matrice du composite, fibres de carbone et outil, sont détaillés dans le Tableau 1. Conformément à [10], une loi de mélange est utilisée pour le terme $\rho C_p(T)$, avec une fraction volumique de fibres de 58% déterminée à partir des fiches techniques et vérifiée par micrographie. Les propriétés de la matrice LM-PAEK AE 250 ont été mesurées dans les laboratoires du LTEN dans le cadre du projet MATCH, tandis que celles des fibres de carbone proviennent de [10].

| Matériau | $\lambda(\lambda_t/\lambda_l)$ W m ⁻¹ K ⁻¹ | ρ kg m ⁻³ | C_p J kg ⁻¹ K ⁻¹ |
|----------|---|------------------------------|---|
| LM-PAEK | 0.27 | 1287 | $T < T_g, 2.78T + 1100.51$ $T_g \leq T < T_m, 3.71T + 1074.35$ |
| CF AS7 | 2.2/10.0 | 1790 | $-0.00295T^2 + 3.493T + 578.4$ |
| Aluminum | 205 | 2700 | 900 |

Tableau 1 : Propriétés thermiques de la matrice, des fibres et de l'outil. Les températures de transition vitreuse (T_g) et de fusion (T_m) de la matrice ont été identifiées à 149.4 °C et 309.2 °C, respectivement.

4. Résultats

La Figure 5 présente les champs de température à différents instants du processus de dépose pour les deux cas d'étude simulant un nombre de plis différent. Les détails des images montrent que les températures les plus élevées sont rencontrées à l'interface des plis mis en contact pendant la déposition du matériau, atteignant jusqu'à 315°C. Bien que cette température diminue de 162°C à travers l'épaisseur du composite, une température maximale de 153°C est observée à la face arrière du composite. Ces résultats peuvent être examinés en détail dans la Figure 6, qui présente la température le long de la longueur d'arc A-B (voir Figure 5) à différents instants. En comparant le champ de température obtenu dans le cas des 2 plis avec celui des 100 plis à

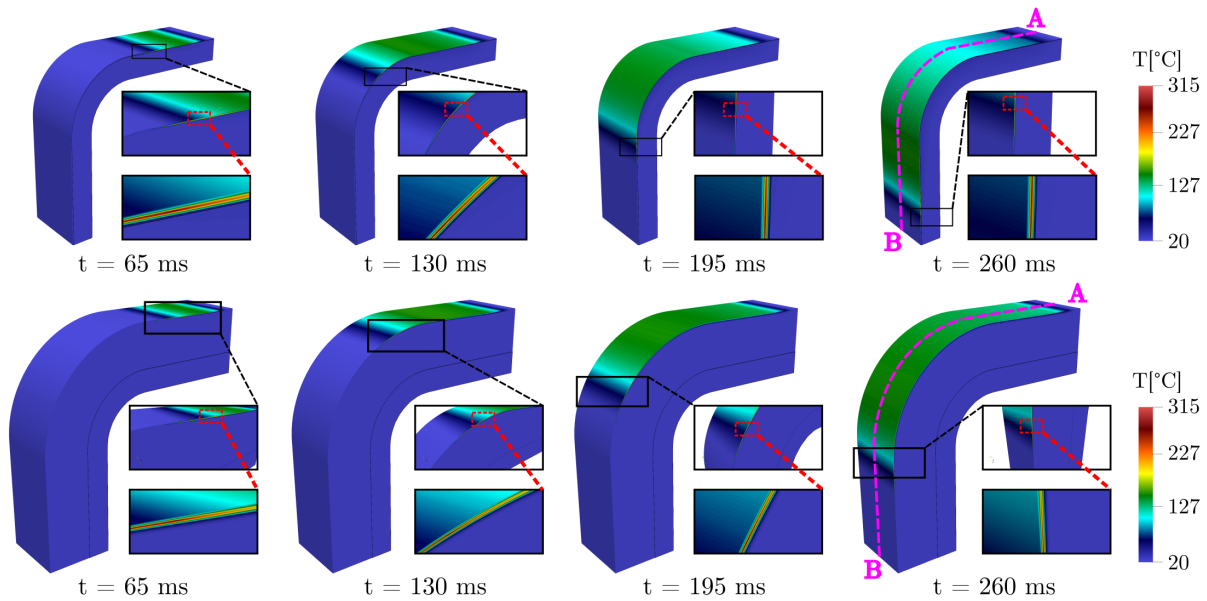


Figure 5 : Champ de température transition obtenu pour les cas 1 et 2 à différents instants de la dépose.

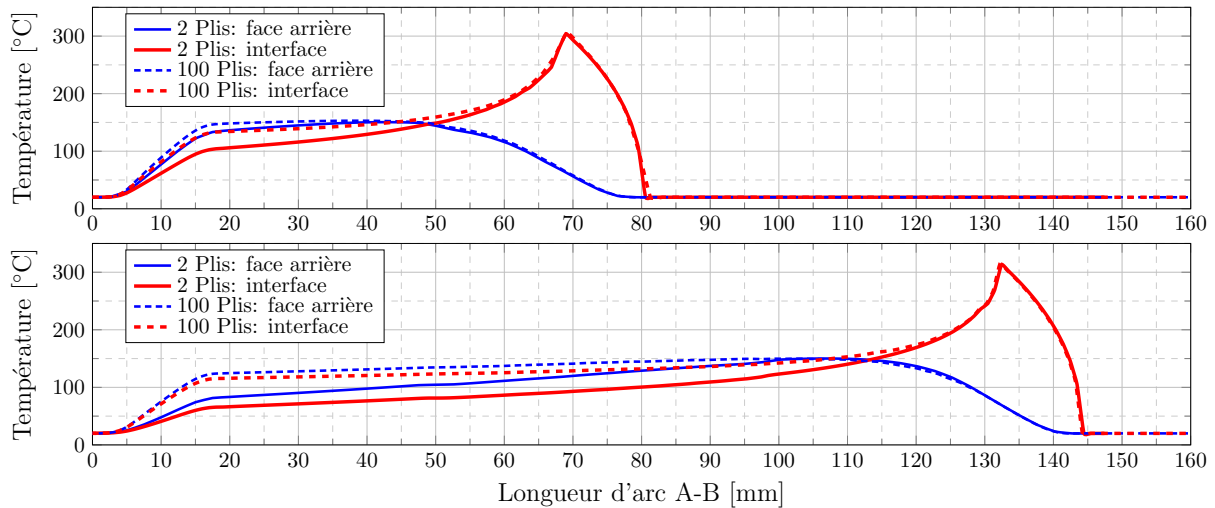


Figure 6 : Température sur la face arrière du pli déposé et à l'interface pour les Cas 1 et Cas 2 à 130 ms (haut) et 260 ms (bas).

différents instants, il est possible d'observer la différence de comportement thermique entre les deux cas au même instant. La forte épaisseur dans le cas d'un composite à 100 plis implique une diminution de sa vitesse de refroidissement. Ces résultats suggèrent que, pour obtenir une histoire thermique similaire lors du montage de la pièce, la loi de chauffage pourrait être ajustée en fonction de l'épaisseur du matériau.

5. Conclusion

Ce travail introduit un schéma *Chimera* basé sur les éléments finis pour modéliser la déposition de matériau lors du processus de placement automatisé des fibres (AFP). Cette approche multi-échelle intègre une source de chaleur radiative hautement concentrée sur les premières couches de fibres. Le modèle numérique proposé couple la grande vitesse de dépose et l'utilisation d'une source de chaleur intense avec la translation et la déformation du maillage. Il prend également en compte l'anisotropie transitoire du composite, les interactions multi-domaines entre l'outillage et le composite, ainsi que les non-linéarités des propriétés thermo-dépendantes. La résolution du problème est réalisée via le schéma *overset*. Ce schéma a prouvé son efficacité dans la modélisation du processus AFP pour deux cas : 2 et 100 plis. Pour une source de chaleur radiative et une vitesse de dépose identiques, le matériau se refroidit plus rapidement dans une configuration à 2 plis. Ce résultat s'explique par la résistance thermique accrue due à une plus grande quantité de plis déposés, augmentant ainsi l'isolation thermique entre la bande et l'outillage. En outre de la validation partielle de l'approche introduite dans cette étude, ces résultats questionnent l'utilisation d'une loi de chauffage uniforme au cours de la dépose. Les travaux futurs incluront l'intégration du rouleau de consolidation, la correction de la source de chaleur en tenant compte des réflexions macroscopiques, ainsi qu'une validation expérimentale approfondie de la méthodologie. En outre, l'effet de la température de réglage de l'outillage sera étudié.

Références

- [1] V. Le Louët. *Etude du comportement thermique de bandes composites pré-imprégnées au cours du procédé de fabrication AFP avec chauffage laser*. PhD thesis, Université de

Nantes, 2018.

- [2] O. Baho, G. Ausias, Y. Grohens, and J. Férec. Simulation of laser heating distribution for a thermoplastic composite : Effects of AFP head parameters. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 110 :2105–2117, 2020.
- [3] G. K. Jeyakodi. Finite element simulation of the in-situ afp process for thermoplastic composites using abaqus. *Delft University of Technology*, 2016.
- [4] K. Xia, R. Harik, J. Herrera, J. Patel, and B. W. Grimsley. Numerical simulation of afp nip point temperature prediction for complex geometries. In *SAMPE 2018 Conference and Exhibition*, 2018.
- [5] B. W. Grimsley, R. J. Cano, T. B. Hudson, F. L. Palmieri, et al. In-situ consolidation automated fiber placement of thermoplastic composites for high-rate aircraft manufacturing. In *SAMPE 2022 Conference and Exhibition*, 2022.
- [6] G. Houzeaux, J.C. Cajas, M. Discacciati, B. Eguzkitza, A. Gargallo-Peiró, M. Rivero, and M. Vázquez. Domain decomposition methods for domain composition purpose : chimera, overset, gluing and sliding mesh methods. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 24(4) :1033–1070, 2017.
- [7] B. A. Storti, A. E. Albanesi, I. Peralta, M. A Storti, and V. D. Fachinotti. On the performance of a Chimera-FEM implementation to treat moving heat sources and moving boundaries in time-dependent problems. *Finite Elements in Analysis and Design*, 208 :103789, 2022.
- [8] B. A. Storti, A. Le Reun, and S. Le Corre. Accurate 3D modeling of laser-matter interaction in the AFP process by a conductive-radiative FEM approach. *Materials Research Proceedings*, 41, 2024.
- [9] Mohd Afeef Badri. *Efficient finite element strategies for solving the radiative transfer equation*. PhD thesis, Université de Nantes, 2018.
- [10] A. Le Reun, V. Le Louët, S. Le Corre, and V. Sobotka. Numerical simulation at the micro-scale for the heat transfer modelling in the thermoplastic composites laser-assisted AFP process. *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, 179 :108010, 2024.
- [11] J. Audoit, L. Rivière, J. Dandurand, A. Lonjon, E. Dantras, and C. Lacabanne. Thermal, mechanical and dielectric behaviour of poly (aryl ether ketone) with low melting temperature. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 135 :2147–2157, 2019.
- [12] PETSc-FEM : a general purpose, parallel, multi-physics FEM program (GNU). International Center of Computational Method in Engineering (CIMEC), Argentina. <https://cimec.org.ar/foswiki/Main/Cimec/PETScFEM>.

Remerciements

Les auteurs souhaitent remercier le programme MATCHII, géré par l’IRT Jules Verne (Institut de Recherche Technologique en Technologies Avancées de Fabrication pour les Structures Composites, Métalliques et Hybrides), pour le financement reçu. Ils tiennent également à exprimer leur gratitude envers les partenaires industriels et académiques de ce projet : AIRBUS, LOIRETECH, DAHER, LS2N et ENSAM.