Simulation du chauffage infrarouge des composites

S.Nakouzi, J. Pancrace, F.M. Schmidt, Y. Le Maoult, F. Berthet

Université de Toulouse ; INSA, UPS, Mines Albi, ISAE ; ICA (Institut Clément Ader); Campus Jarlard, F-81013 Albi cedex 09, France
Ecole des Mines Albi, Campus Jarlard, F-81013 Albi, France

RESUME:
L'utilisation des matériaux composites dans les secteurs aéronautique et aérospatial a évolué au cours des dernières années. Ces matériaux à hautes performances présentent des propriétés mécaniques et physiques qui leur permettent de concurrencer les métaux. Une nouvelle méthode de mise en œuvre de ces matériaux qui pourrait amener un gain en temps et d'énergie est la polymérisation du composite à l'aide d'un four infrarouge. Cette technique de chauffage infrarouge peut s'appliquer en particulier au processus d'infusion de résine LRI (Liquid Resin Infusion) où la résine est injectée à pression atmosphérique dans un demi moule qui contient le renfort fibreux et ayant une surface de recouvrement semi-transparente aux rayons infrarouges. L'injection se fait à l'aide d'une pompe à vide et le composite est placé face aux émetteurs infrarouges. Ces émetteurs sont de type halogène et sont fournis par la société TOSHIBA LIGHTING. Le chauffage commence après injection totale de la résine et sa stabilisation dans le moule.
Le composite est modélisé par une plaque composée de plusieurs plis de carbone imprégnés d'une résine époxy (RTM6). La plaque est soumise à un flux radiatif incident, lequel est absorbé par le premier pli de carbone présent à la surface du composite. Ceci est due au fait que les fibres de carbone présentent une absorptivité assez élevée qu'on peut donc considérer le composite opaque vis-à-vis de l'infrarouge. L'ICA Albi a développé un logiciel (RAY-HEAT) qui calcule le terme source radiatif en 3D induit par le four infrarouge. Ce logiciel a été utilisé dans cette étude essentiellement pour calculer les rayons qui impactent la surface du composite ainsi que pour le calcul du flux radiatif.
Le flux radiatif calculé à l'aide du logiciel RAYHEAT est imposé comme condition aux limites dans le logiciel commercial COMSOLMULTIPHYSICS. Celui ci résout par la méthode des éléments finis l'équation de chaleur couplée avec la cinétique de réticulation de la résine afin de modéliser la polymérisation par infrarouge. La température et le degré de réticulation au sein du composite sont ainsi calculées.
Un montage expérimental permettant le chauffage infrarouge du composite instrumenté a été réalisé au laboratoire afin de valider les résultats numériques de l'étape de chauffage.

MOTS-CLES : *Simulation numérique, chauffage infrarouge, résine époxy, température, polymérisation.*

I. INTRODUCTION

Un des grands développements parmi les technologies de mise en œuvre repose sur l'utilisation des matériaux composites constitués d'une matrice et d'un renfort fibreux. Parmi les différentes matrices utilisées, on distingue la résine époxy thermodurcissable qui constitue la résine type des composites à hautes performances. Ceci est dû à son excellente adhérence aux fibres, sa forte tenue mécanique, thermique et chimique et sa bonne résistance en fatigue. En revanche, le temps de polymérisation assez long de ces résines époxy, reste un frein important dans les procédés de mise en œuvre des matériaux composites de performances élevées utilisés dans les applications aéronautiques et navales.
Dans ce contexte, la polymérisation par chauffage radiatif de ces composites a attiré l'intérêt des chercheurs de part son efficacité, sa flexibilité et son gain en temps d'élaboration et énergétique par rapport aux autres sources d'énergie traditionnelles [1-5].
Par conséquent, dans cet article nous avons étudié la réticulation du composite dans un four infrarouge. Dans cette étude, l'imprégnation des fibres multidirectionnelles de carbone IMS60 se fait dans un demi-moule par infusion sous vide d'une résine époxy RTM6. Le flux radiatif émis par les lampes infrarouges impacte la surface du composite, il est ainsi réfléchi et fortement absorbé dans le cas des fibres de carbone. Cette fraction d'énergie absorbée ainsi que la longueur de sa pénétration dans l'épaisseur dépend des propriétés radiatives du renfort et de la matrice utilisées ainsi que du taux volumique et de l'orientation des fibres par rapport au flux incident [1, 2].

Par suite, la distribution du flux radiatif à la surface du composite ainsi que la température du four au cours du chauffage affectent fortement la température du composite et le degré de réticulation qui, à leur tour, affectent les propriétés mécaniques de la pièce finale. La simulation de la distribution de température dans le composite au cours de la polymérisation permettra enfin d'optimiser les performances mécaniques du composite.

Nous allons présenter des simulations numériques du chauffage infrarouge à l'aide de lampes halogènes TOSHIBA. Ces simulations se traduisent par le calcul du flux radiatif sous MATLAB® à l'aide du logiciel développé au laboratoire *RAY-HEAT* [6, 7]. Ce flux radiatif, validé analytiquement [6], est utilisé comme condition aux limites dans COMSOLMULTIPHYSICS. On résout ensuite l'équation de la chaleur couplée avec le terme source exothermique de la réaction de polymérisation afin de calculer la distribution de température dans le composite, ainsi que le degré d'avancement de la réaction au cours de cuisson.

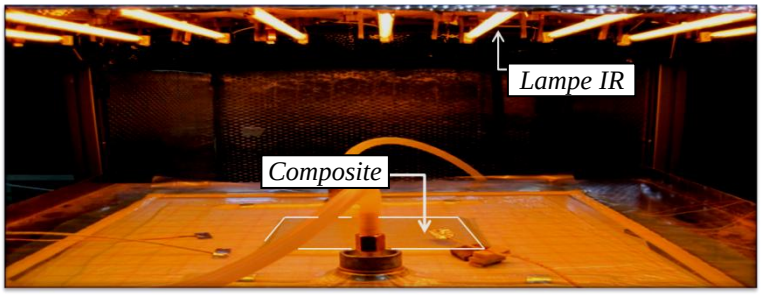


***Figure 1** - Four infrarouge*

II. LE PROCEDE LRI

Le procédé de mise en œuvre pour réaliser les matériaux nécessaires à l'étude est l'infusion de résine sous vide (Liquid Resin Infusion en anglais). Dans ce procédé, la résine de faible viscosité est injectée, sous vide dans un renfort fibreux placé entre la partie rigide d'un moule et une bâche à vide assurant l'étanchéité de l'ensemble. La résine introduite est pré-mixée et migre à travers le stratifié jusqu'à ce que la pièce soit totalement imprégnée (fig. 2 et 3). Considérant que le support reçoit aussi du rayonnement et qu'il est en contact avec l'air ambiant d'une part et le composite d'une autre part ; cette paroi a été isolée thermiquement en mettant une isolation thermique entre le demi-moule en aluminium et le composite afin d'éviter un échange par conduction entre les deux matériaux.

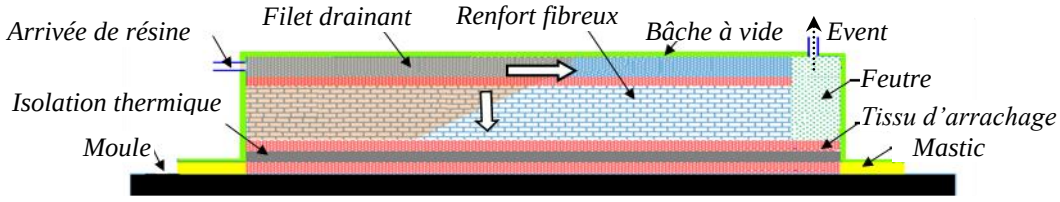


***Figure 2** - Présentation schématique du LRI*

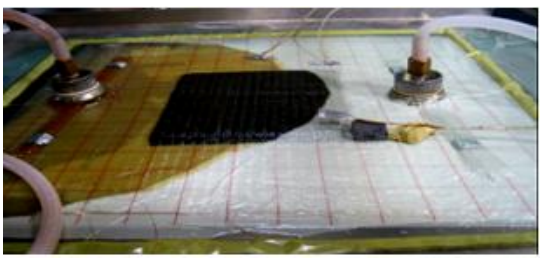


***Figure 3** - Infusion de résine dans le renfort fibreux.*

III. MODELISATION DU FLUX RADIATIF

Après plusieurs travaux successifs et différentes approches destinées à une meilleure compréhension de l'interaction du rayonnement infrarouge avec les matériaux polymères [8-10], le laboratoire a développé sous MATLAB® un logiciel nommé *RAY-HEAT* permettant le calcul d'un terme source radiatif 3D (interaction lampes IR / matériau semi-transparent) [6] .
Pour cette étude, nous allons présenter l'interaction lampe IR / Composite : Les tissus du renfort sont constitués de fibres de carbone multidirectionnelles qui se caractérisent par une absorptivité assez élevée vis à vis de l'infrarouge dans toute la gamme de longueur d'onde. Par conséquent, une forte majorité du rayonnement émis par les lampes est absorbée par le composite, la fraction restante du flux est réfléchie. On pourra dans ce cas considérer le composite opaque vis-à-vis de ces rayons radiatifs [1-4]. A noter que le système verre / époxy (matériau semi-transparent) fera l'objet de nos prochaines études.

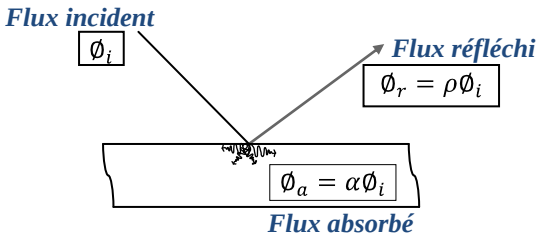


***Figure 4** - Interaction du rayon IR avec le composite*

RAY-HEAT est basé sur la méthode de lancer de rayons qui consiste à simuler le trajet réel des rayons émis par les lampes et leur interaction avec l'objet étudié tout en tenant en compte des réflexions lors d'une intersection avec un éventuel réflecteur. Dans cette méthode, la source émettrice du rayonnement est représentée par le filament tungstène de la lampe halogène. Ce dernier est modélisé par un cylindre de longueur égale à sa longueur réelle et de diamètre équivalent calculé suivant un modèle proposé par Monteix [8] afin de tenir en compte du type de spirales.

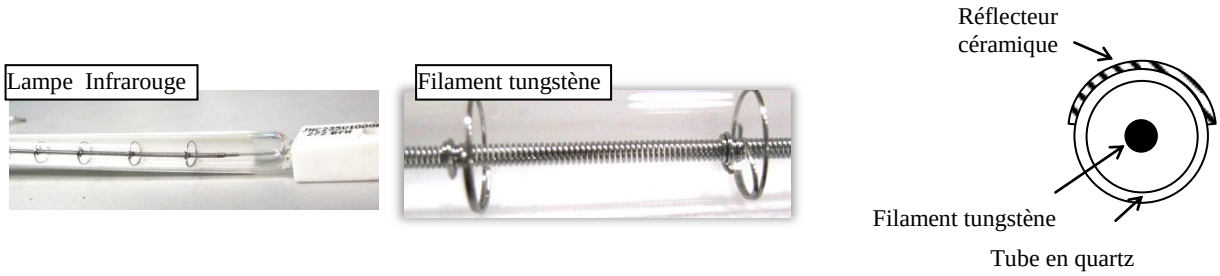


***Figure 5** - Description de la lampe halogène*

Donc pour chaque itération, un nombre N de rayons est crée. Ce nombre est défini par l'utilisateur afin d'avoir un meilleur compromis entre temps de calcul et erreur relative [6]. La source émettrice étant un corps gris à émission diffuse [8, 11], l'origine et la direction de chaque rayon sont tirées aléatoirement.
Le point P et le vecteur $\vec{d}$ sur la figure 6 représentent respectivement l'origine et la direction aléatoires d'un rayon émis par le filament. Dans nos simulations, les paramètres $\emptyset$ et θ déterminant les coordonnées du point P dans son repère local, sont tirés aléatoirement dans un domaine définit par un hémisphère orienté selon la normale $\vec{n}$ sortant du filament au point P.
Les paramètres $\emptyset$ et θ sont représentés par des variables stochastiques respectivement Θ et Φ de l'équation (1) afin d'éviter la dépendance des résultats du choix de la discrétisation de l'hémisphère [6].

$\Theta = \arcsin\left(\sqrt{X_1}\right)$
$\Phi = 2\pi X_2$
X_1 et X_2 sont des variables aléatoires comprises entre 0 et 1.

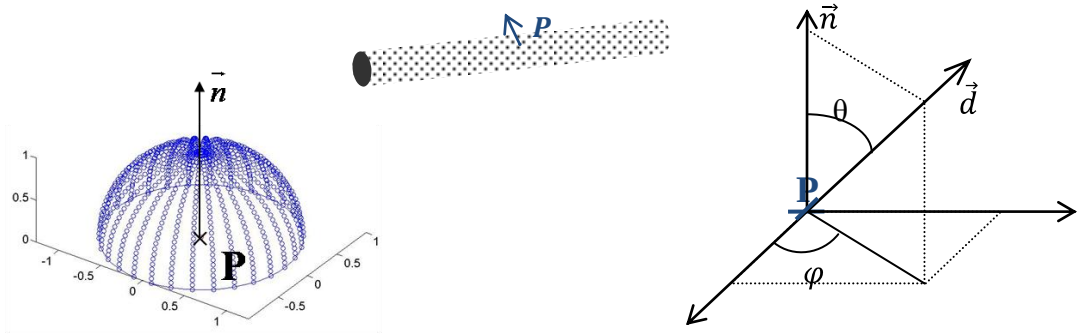


Figure 6 *- Définition de l'espace d'émission d'un point source dans son repère local [6]*

Par conséquent, chaque rayon est défini par son origine, sa direction et son trajet. Toutefois, l'intersection de chaque rayon avec un objet est déterminée en résolvant le système composé de l'équation de demi-droite portant le rayon et l'équation de surface décrivant l'objet étudié.
Par suite la fraction de rayons f_r pour chaque élément de surface est la somme des rayons ayant touché la surface divisée par le nombre total de rayons émis par la lampe:

$$f_r = \frac{\sum Rayons\ ayant\ touché\ l'élément\ de\ surface}{NN_{it}} \qquad (2)$$

Après le lancer de rayons, le flux surfacique est le produit de la puissance totale émise par la lampe par la fraction de rayon f_r normalisé par la surface de l'élément S_e pour avoir une distribution du flux radiatif par unité de surface :

$$Q_r = \frac{f_r P_{lampe}}{\mathrm{Se}} \qquad (3)$$

La lampe halogène étant un corps gris Lambertien on pourra exprimer sa puissance en fonction de la constante de Stefan-Boltzman σ, de l'émissivité, de la température et de la surface du filament :

$$P_{lampe} = \sigma \varepsilon T^4 S_t \qquad (4)$$

$$\Rightarrow \quad Q_r = \frac{f_r \sigma \varepsilon T^4 S_t}{\mathrm{Se}} \qquad (5)$$

Après le calcul du flux radiatif, *RAYHEAT* génère un fichier source lisible par le logiciel commercial COMSOLMULTIPHYSICS.

IV. VALIDATION DU FLUX RADIATIF A L'AIDE DE LA SOLUTION ANALYTIQUE

Le calcul issu de *RAY-HEAT* a été validé [6] avec une solution analytique de calcul géométrique des facteurs de forme. La configuration retenue pour le calcul analytique sera celle d'un élément de plan parallèle à un cylindre fini [10].

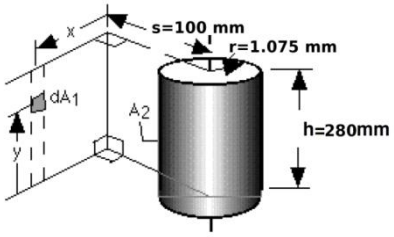


Figure 7 *- Situation géométrique d'un élément de plan parallèle à un cylindre fini*

Dans cette configuration, H.Leuenberger et R.A.Person [12] montrent que le facteur de forme s'écrit :

$$F_{d1-2} = \frac{S}{B} - \frac{S}{2B\pi}\left\{\begin{array}{l} cos^{-1}\left(\frac{Y^2-B+1}{A-1}\right) + cos^{-1}\left(\frac{C-B+1}{C+B-1}\right) \\ -Y\left[\frac{A+1}{\sqrt{(A-1)^2+4Y^2}}cos^{-1}\left(\frac{Y^2-B+1}{B^{1/2}(A-1)}\right)\right] \\ -C^{1/2}\frac{C+B+1}{\sqrt{(C+B-1)^2+4C}}cos^{-1}\left(\frac{C-B+1}{B^{1/2}(C+B-1)}\right) + Hcos^{-1}\left(\frac{1}{B^{1/2}}\right) \end{array}\right\} \quad (6)$$

Avec :

$$S = \frac{S}{r} \quad X = \frac{x}{r} \quad Y = \frac{y}{r} \quad H = \frac{h}{r} \quad A = X^2 + Y^2 + S^2 \quad B = S^2 + X^2 \quad C = (H-Y)^2$$

Donc en variant l'élément dA_1 sur la surface d'une plaque, on calcul le facteur de forme analytique global entre cette plaque et le tube représentant la lampe.
Le cas étudié est celui d'une plaque carrée de *280mm* de côté, situé à une distance de *100mm* de la lampe de puissance nominale de fonctionnement *1000W* [6]. La figure 8 représente la validation de *RAY-HEAT* avec la solution analytique. L'erreur est inférieure à 5%.

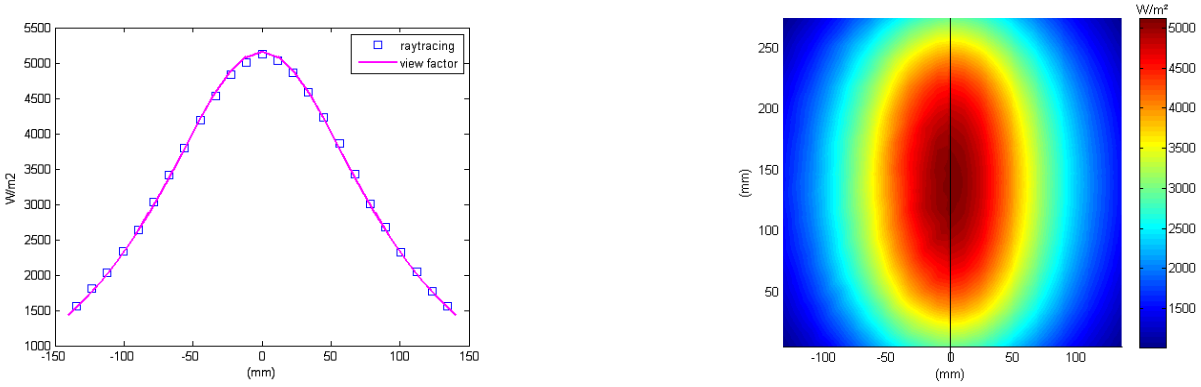


Figure 8 *- Validation du terme source par la solution analytique*

DESCRIPTION DU FOUR INFRAROUGE

Le four est constitué d'un râtelier horizontal équipé de 9 lampes halogènes TOSHIBA montées sur un panneau. Le composite est placé dans un demi-moule composé d'une plaque en aluminium et placé sur un support horizontal face aux lampes. Celles-ci ont une puissance nominale de 1000W chacune. La répartition du flux radiatif surfacique peut être contrôlée en variant les puissances affectées à chacune des lampes, à l'aide de potentiomètres. La configuration de ce four est représentée sur la figure 9.

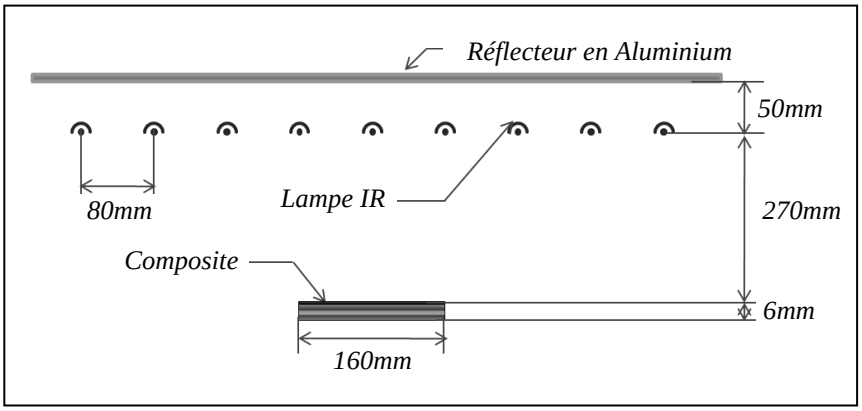


Figure 9 *- Présentation schématique du four infrarouge*

V. CONDITIONS AUX LIMITES

Le composite étant considéré comme opaque dans l'infrarouge [1-4], le rayonnement émis par les lampes est absorbé par le premier pli de carbone présent sur la surface supérieure du composite.
Par conséquent, la distribution surfacique du flux radiatif générée par *RAY-HEAT* est prise comme condition thermique aux limites sur la face supérieure du composite dans COMSOL MULTIPHYSICS. En même temps cette face est soumise à un transfert par convection naturelle dû au contact avec l'air présent dans le four. La face inférieure étant en contact direct avec un isolant thermique, elle est supposée adiabatique. Les autres faces sont considérées adiabatiques à cause de leur épaisseur négligeable par rapport à la surface (fig. 9).

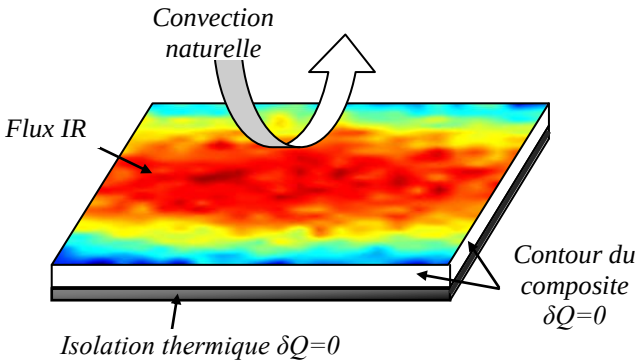


Figure 10 *- Conditions aux limites thermiques sur la plaque composite*

VI. CINETIQUE DE RETICULATION

Afin d'étudier la polymérisation de la résine, il nous faut bien comprendre son comportement cinétique. La vitesse de réaction $\frac{d\alpha_e}{dt} = f(\alpha, T)$ est fonction de la température T et du degré d'avancement de réaction α_e.

Kamal et Sourour ont démontré que l'équation (7) décrit adéquatement les cinétiques de polymérisation des résines époxy et polyester :

$$\frac{d\alpha_e}{dt} = (k_1 + k_2\alpha_e^m)(1-\alpha_e)^n \qquad (7)$$

k_1 et k_2 sont les vitesses de réaction qui dépendent de la température suivant la loi d'Arrhenius.

$$k_i = A_i \exp\left(-\frac{E_i}{RT}\right) \qquad i = 1,2$$

Des mesures d'enthalpie différentielle (en anglais Differential Scanning Calorimeter) ont été réalisées dans des conditions isothermes où k_1 et k_2 sont constantes. Ainsi les paramètres k_1, k_2, m, n sont identifiés à partir des données expérimentales par la méthode d'estimation des paramètres, de manière à ce que l'équation (7) modélise au mieux les thermogrammes enregistrés en DSC.

L'équation de Kamal-Sourour est bien adaptée aux réactions autocatalytiques ; cependant elle ne prend pas en compte le phénomène de diffusion des espèces et est inadaptée aux taux de conversion élevés lorsque la vitrification intervient.
Selon Rabinowitch [**Erreur ! Source du renvoi introuvable.**] la réaction est supposée se dérouler en deux étapes indépendantes : le temps de réaction apparent est la somme d'un temps intrinsèque pour que la liaison chimique se forme t_{chim} et d'un temps relatif de diffusion t_d :

$$t_{app} = t_{chim} + t_d \qquad \text{Ou bien} \qquad \frac{1}{k_{app}} = \frac{1}{k_{chim}} + \frac{1}{k_d} \quad \Leftrightarrow \quad k_{app} = \frac{k_{chim}k_d}{k_{chim}+k_d} \qquad (8)$$

Par conséquent, l'équation de Kamal-Sourour a été modifiée afin de prendre en compte le phénomène de diffusion [13, 14]:

$$\frac{d\alpha_e}{dt} = \left(\frac{k_1 k_d}{k_1 + k_d} + \frac{k_2 k_d}{k_2 + k_d}\alpha_e^m\right)(1-\alpha_e)^n \qquad (9)$$

$$k_d = A_3 \exp\left(-\frac{E_3}{RT}\right) \exp\left(-\frac{\mathrm{b}}{\mathrm{f}}\right) \qquad (10)$$

- La fraction de volume libre dépend de la température [15]:

$$f = f_0 + \delta(T - T_g) \qquad (11)$$

f_0 est la fraction de volume libre à T_g, δ indique le coefficient d'expansion thermique du polymère au dessus de T_g. Pour un polymère amorphe, $f_0 = 0.025$ et $\delta = 4.8 * 10^{-4} K^{-1}$.

- La température de transition vitreuse T_g est exprimée suivant le modèle de Di-Benedetto par :

$$T_g = T_{g0} + \frac{(T_{g\infty} - T_{g0})\lambda\alpha_d}{1-(1-\lambda)\alpha} \qquad (12)$$

T_{g0} et $T_{g\infty}$ sont les températures de transition vitreuse de la résine respectivement à l'état crue et à l'état complètement réticulé.

VII. EQUATION DE LA CHALEUR

La prédiction spatiale et temporelle de la température et du degré de polymérisation nécessite la résolution de l'équation de la chaleur, en supposant un équilibre thermique entre le renfort fibreux et la matrice à chaque instant [16, 17]. La répartition de notre flux radiatif n'étant pas toujours homogène, elle est liée directement à la configuration géométrique du four, d'où la résolution tridimensionnelle de l'équation de la chaleur (15) :

$$\rho_c c_{p,c} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla k_c \nabla T + v_m \rho_m H_t \frac{\partial \alpha_e}{\partial t} \qquad (13)$$

Cette équation est fortement couplée avec l'équation de la cinétique (9). Ce couplage dans COMSOLMULTIPHYSICS nous permet de prédire la distribution de température ainsi que le degré de réticulation dans le composite au cours de la polymérisation.

Les propriétés thermo physiques du composite ont été prises dans la littérature et déduites de la loi des mélanges [16, 17]. En supposant un équilibre thermique entre résine et fibres à chaque instant, on exprime ainsi:

- Les fractions massiques de fibre et de résine liées aux fractions et masses volumiques de chacun des constituants :

$$w_f = 1 - w_m \qquad w_m = \frac{v_m/\rho_f}{v_m/\rho_f + (1-v_m)/\rho_m} \qquad (14)$$

- La densité du composite exprimée selon la loi des mélanges en fonction des fractions massique et des masses volumiques de la matrice et du renfort :

$$\rho_c = \frac{\rho_m \rho_f}{\rho_m w_f + \rho_f w_m} \qquad (15)$$

- La capacité calorifique du composite exprimée en fonction des fractions massiques et des capacités calorifiques de chacun des constituants:

$$c_{p,c} = c_{p,m} w_m + c_{p,f} w_f \qquad (16)$$

- Le flux surfacique étant non uniforme, deux types de conductivités thermiques sont prises en compte dans nos simulations : longitudinale et transversale.

$$k_{c,t} = \frac{k_m k_f}{(1 - v_m)k_m + v_m k_f} \qquad k_{c,l} = v_m k_m + (1 - v_m)k_f \qquad (17)$$

VIII. MESURES EXPERIMENTALES

Des thermocouples de type k de $80\mu m$ de diamètre ont été placés entre les plis de carbone afin de suivre l'évolution de température dans le composite lors de la polymérisation. Les différents points de mesure sont schématisés sur la figure ci-dessous :

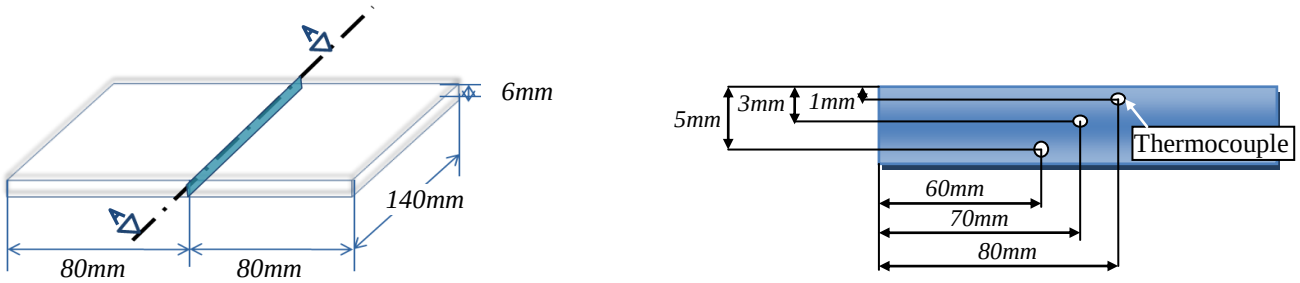


Figure 11 *- Positions des thermocouples selon l'épaisseur du composite*

IX. RESULTATS NUMERIQUES ET VALIDATION

La validation de nos résultats porte sur la variation de température en fonction du temps. La figure 12 compare, dans un cadre d'essais préliminaires, les résultats issus des simulations numériques, en prenant les propriétés thermo physiques dans la littérature, et les données recueillies expérimentalement. D'un point de vue global, un bon accord est obtenu entre les températures mesurées avec les thermocouples et celles calculées numériquement. En revanche, il en reste des erreurs relatives qu'on pourrait améliorer. Notamment, le changement de pente lié à la variation de la chaleur spécifique en fonction de la température, n'intervient pas au même temps dans nos simulations numériques. Pour cela, il nous faut consolider toutes les données physiques propres à notre système Carbone / époxy (IMS60 / RTM6).

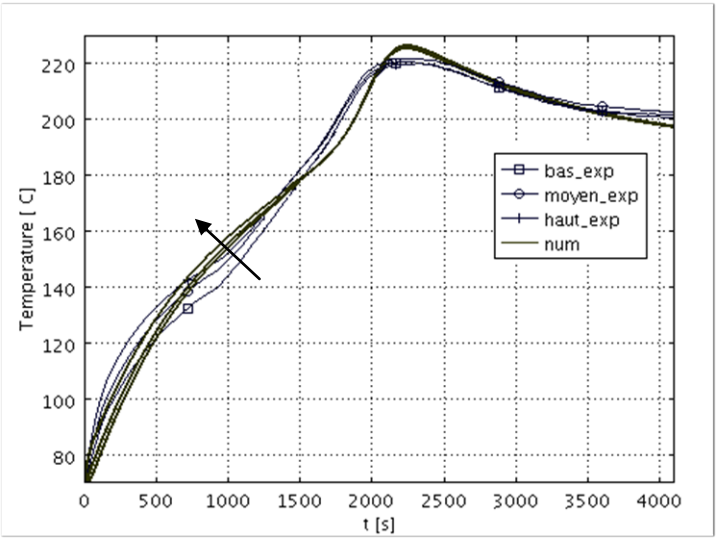


Figure 12 *- Variation de la température en fonction du temps en trois points dans l'épaisseur*

X. CONCLUSION

Le logiciel de modélisation du rayonnement infrarouge *RAY-HEAT* ainsi que l'interaction infrarouge avec le système Carbone / Epoxy ont été décrits. Ce logiciel a été utilisé pour estimer le flux radiatif surfacique du composite. Ce flux, ainsi que la convection naturelle, due au contact avec l'air présent dans le four, ont été pris comme conditions thermiques aux limites sur la face supérieure du composite dans le logiciel d'éléments finis COMSOLMULTIPHYSICS. Les autres surfaces ont été supposées adiabatiques. Ensuite un couplage a été réalisé dans ce logiciel entre l'équation de chaleur et le terme exothermique résultant de la polymérisation du composite. Parallèlement, des mesures de température au sein du composite en cours de réticulation ont été faites afin d'avoir une première idée de la polymérisation.
Jusqu'à présent, les propriétés radiatives et thermo physiques, ainsi que les constantes cinétiques caractérisant notre composite ont été prises dans la littérature [1, 18-21]. Par suite, la détermination expérimentale de ces propriétés fera l'objet de travaux ultérieurs.

REMERCIEMENTS

Nous tenons à remercier la société TOSHIBA LIGHTING pour leur support et l'intérêt qu'ils ont apporté à ce travail. Nous remercions aussi B. Cosson et M. Bordival pour leur contribution au développement du logiciel *RAY-HEAT.*

Nomenclature

$\emptyset_a$	=	flux radiatif absorbé
$\emptyset_i$	=	flux radiatif incident
$\emptyset_r$	=	flux radiatif réfléchi
A_i	=	paramètres des lois d'Arrhenius de la résine époxy
$C_{p,c}$	=	capacité calorifique du composite
$C_{p,f}$	=	capacité calorifique des fibres
$C_{p,m}$	=	capacité calorifique de la matrice
E_i	=	énergie d'activation
H_t	=	enthalpie massique totale de la réaction
K_d	=	vitesse de diffusion
N_{it}	=	nombre d'itération de calcul
P_{lampe}	=	puissance émise par la lampe
Q_r	=	flux radiatif reçu par le composite
S_e	=	surface d'un élément
S_t	=	surface extérieure du filament
T_g	=	température de transition vitreuse de la résine
T_{g0}	=	température de transition vitreuse de la résine crue
$T_{g\infty}$	=	température de transition vitreuse de la résine cuite
T_t	=	température du filament de tungstène
f_0	=	fraction de volume libre à T_g
f_r	=	fraction de rayons
$k_{c,l}$	=	conductivité thermique longitudinale du composite
$k_{c,t}$	=	conductivité thermique transversale du composite
k_f	=	conductivité thermique des fibres
k_i	=	lois d'Arrhenius de la résine époxy
k_m	=	conductivité thermique de la matrice
v_f	=	fraction volumique du renfort fibreux
v_m	=	fraction volumique de la matrice
w_f	=	fraction massique du renfort fibreux
w_m	=	fraction massique de la matrice
α_e	=	degré d'avancement de la réaction
ρ_c	=	masse volumique du composite
ρ_f	=	masse volumique du renfort fibreux
ρ_m	=	masse volumique de la matrice

N	=	nombre de rayon émis pour chaque itération
R	=	constante des gaz parfaits
T	=	température
b	=	constante
f	=	fraction de volume libre
m	=	ordre de réaction
n	=	ordre de réaction
t	=	temps
α	=	coefficient d'absorption
δ	=	coefficient d'expansion thermique au dessus de T_g
ε	=	émissivité du tungstène
λ	=	constante du matériau
ρ	=	coefficient de réflexion
σ	=	constante de Stefan-Boltzman

Références

1. B-C. Chern, T.J. Moon, J.R Howell. On-Line Processing of Unidirectional Fiber Composites Using Radiative Heating: I. Model. *Journal of Composite Materials* , 1905. (2002).
2. B-C. Chern, T.J. Moon, J.R Howell. Transient Thermal Modeling of In-Situ Curing During Tape Winding of Composite Cylinders. *Journal of Heat Transfer* , 125 - 137. (2003).
3. B-C. Chern, T.J. Moon, J.R Howell. Thermal Analysis of In-Situ Curing for Thermoset, Hoop-Wound Structures Using Infrared Heating: Part II - Dependent Scattering Effect. *Journal of Heat Transfer* , 117 - 685. (1995).
4. B-C. Chern, T.J. Moon, J.R Howell. On-line Processing of Unidirectional Fiber Composites Using Radiative Heating: II. Radiative Properties, Experimental Validation and Process Parameter Selection. *Journal of Composite Materials* , 1935. (2002).
5. J. E. Cunningham ,P. F. Monaghan, M. T. Brogan. Predictions of the temperature profile within composite sheets during pre-heating. *Composites Part A* , 51-61. (1998).
6. B. Cosson, F. Schmidt, Y. Le Maoult, M. Bordival. Infrared heating stage simulation of semi-transparent media (PET) using ray tracing method. *International Journal of Material Forming* .(2010).
7. M. Bordival, B. Cosson, F.M. Schmidt, Y. Le Maoult. *Modélisation et simulation numérique du chauffage IRC de préformes en PET pour la fabrication de bouteilles par injection-soufflage RAYHEAT V3.0.* ICA Albi: EMAC . (2009).
8. S. Monteix. *Modélisation du chauffage convecto-radiatif de préformes en P.E.T.* Thèse de Doctorat: Ecole des Mines de Paris. (2001).
9. S. Andriew. *Etude expérimentale et numérique du chauffage infrarouge de plaques thermoplastiques pour le thermoformage.* Thèse de Doctorat: Ecole des Mines de Paris. (2005).
10. C. Champin. *Modelisation 3D du chauffage par rayonnement infrarouge et de l'étirage soufflage de corps creux en PET.* Ecole des Mines de Paris: Thèse de Doctorat en Mécanique numérique.(2007).
11. M. Bordival. *Modélisation et optimisation numérique de l'étape de chauffage infrarouge pour la fabrication de bouteilles en PET par injection-soufflage.* Thèse de Doctorat: Ecole des Mines de Paris. (2009).
12. H. Leuenberger, R.A. Person. *Compilation of radiation shape factors for cylindrical assemblies .* Vol. Paper n°56-A-144. ASME, (1956).
13. J.M. Balvers, H.E.N. Bersee, A. Beukers, K.M.B. Jansen. Determination of Cure Dependent Properties for Curing Simulation of Thick-Walled Composites. *Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference.* Schaumburg. (2008).
14. T-M-H. Nguyen. *Systèmes époxy-amine incluant un catalyseur externe phénolyque: cinétique de réticulation-vieillissement hydrolytique.* Thèse de Doctorat en Chimie et Physico-Chimie des Polymères: Académie de Nice, Université du Sud Toulon. (2007).
15. M. L. Williams, R. F. Landel, J. D. Ferry. *J. Am. Chem. Soc.* , 77. (1957).
16. E. Ruiz and F. Trochu. Thermomechanical Properties during Cure of Glass-Polyester RTM Composites: Elastic and Viscoelastic Modeling. *Journal of Composite Materials* , 881-920. (2005).
17. E. Ruiz, F. Trochu. Multi-criteria thermal optimization in liquid composite molding to reduce processing stresses and cycle time. *Composites: Part A* , 913-924. (2006).
18. B-C. Chern, T.J. Moon, J.R. Howell, W. Tan. New Experimental Data for Enthalpy of Reaction and Temperature- and Degree-of-Cure-Dependent Specific Heat and Thermal Conductivity of the Hercules 3501-6 Epoxy System. *Journal of Composite Materials* , 2061-2097. (2002).

19. J.-L. Bailleul, D. Delaunay, Y. Jarny, T. Jurkowski. Thermal Conductivity of Unidirectional Reinforced Composite Materials—Experimental Measurement as a Function of State of Cure. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* , 20-52. (2001).
20. B. Assaf, H. Menge, V. Sobotka, F. Trochu. Development of a Characterization Mold to Measure the Transverse Thermal Conductivity of a Composite Material by Inverse Analysis. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* , 1837-1861. (2005).
21. J.L. Bailleul, G. Guyonvarch, B. Garnier, Y. Jarny et D. Delaunay. Identification des propriétés thermiques de composites fibres de verre / resines thermodurcissables. *Rev Gén Therm* , 65-77. (1996).