

Validation Expérimentale d'une Chaîne de Calcul CEM-Thermique

Florian MAHIDDINI^{1*}, Michael RIDEL¹, Philippe REULET², David DONJAT², Pierre MILLAN².

¹ONERA - Département Électromagnétisme et Radar

²ONERA - Département Modèles pour l'Aérodynamique et l'Énergétique

2 Avenue Edouard Belin, 31000 TOULOUSE

*(auteur correspondant : florian.mahiddini@onera.fr)

Résumé – Dans cet article, nous proposons la validation expérimentale d'une méthode originale, présentée lors de la précédente édition du congrès SFT, permettant de calculer *simultanément* les courants perturbateurs induits par et sur un réseau électrique (*aspect CEM*), ainsi que la distribution de température au sein des assemblages de câbles composant ce réseau (*aspect thermique*). Les essais présentés se concentrent en premier lieu sur la détermination des données d'entrée nécessaires au fonctionnement de l'outil numérique développé, à savoir : le coefficient de transfert thermique \bar{h} aux frontières de l'assemblage de câbles ainsi que la loi de variation de la résistance électrique avec la température. Dans un second temps, le même assemblage de câble est simulé et les températures de surface issues des simulations sont comparées à celles obtenues expérimentalement.

Nomenclature

\bar{h}	coefficient d'échange ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$)	<i>CEI</i>	Commission Électrotechnique Internationale
λ	conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	<i>CEM</i>	Compatibilité Électromagnétique
α	coefficient de température de la résistivité électrique (K^{-1})	<i>p.u.l</i>	par unité de longueur
T	température, K		

1. Introduction

L'émergence d'architectures « plus » voire « toutes » électriques dans le domaine des transports conduit à des contraintes d'intégration toujours plus sévères au niveau des câblages électriques. En aéronautique, le câblage des avions est désormais considéré comme un équipement à part entière, connu sous le nom d'EWIS (*Electrical Wiring Interconnection System*), et devant répondre à ce titre à des spécifications fortes portant sur plusieurs aspects jusqu'à présent étudiés indépendamment. Parmi ceux-ci, les questions liées à l'échauffement des câblages ainsi qu'à l'interopérabilité des équipements électriques tiennent une place prépondérante dans le processus de certification.

Lors de la précédente édition du congrès SFT, nous avons présenté une méthodologie permettant de gérer simultanément ces contraintes de *thermique* et de *compatibilité électromagnétique* au niveau des réseaux de câbles [1]. Dans cet article, nous proposons la validation expérimentale de l'outil de calcul thermique développé à cette occasion. Après un rapide rappel de la méthode, nous détaillerons les protocoles permettant d'obtenir les deux données d'entrée fondamentales : le coefficient d'échange thermique \bar{h} associé à un assemblage de câbles fixé ainsi que la loi de variation de la résistance électrique en fonction de la température. Enfin, nous comparerons les températures de surface issues des mesures à celles obtenues par simulation.

2. Présentation de la chaîne de calcul

2.1. Représentation topologique

Afin de simplifier l'apparente complexité d'un réseau électrique, il est utile d'adopter une représentation *fonctionnelle* de ce dernier. Dans cette démarche, le but est d'identifier les parties du réseau qui pourront, dans la suite des calculs, être traitées de manière indépendante. Ainsi cette représentation, que l'on nomme aussi *représentation topologique*, se base en premier lieu sur l'analyse des conditions d'installation des groupes de câbles (nommés encore *harnais électriques*) [2].

Les groupes de câbles soumis aux mêmes caractéristiques environnementales sont placés au sein d'éléments appelés *tubes*. Suivant les phénomènes étudiés, ces critères de sélection peuvent être d'ordre électromagnétique (distance des harnais par rapport à la masse de référence par exemple) ou bien thermique (température ou pression ambiante). On notera dès à présent que, les conditions environnementales thermiques et électromagnétiques étant indépendantes les unes des autres, les deux représentations topologiques associées peuvent se déduire d'un graphe unique combinant les spécificités des deux physiques. Les nœuds du graphe topologique, appelés *jonctions*, permettent quant à eux d'assurer la continuité énergétique des différentes branches du réseau.

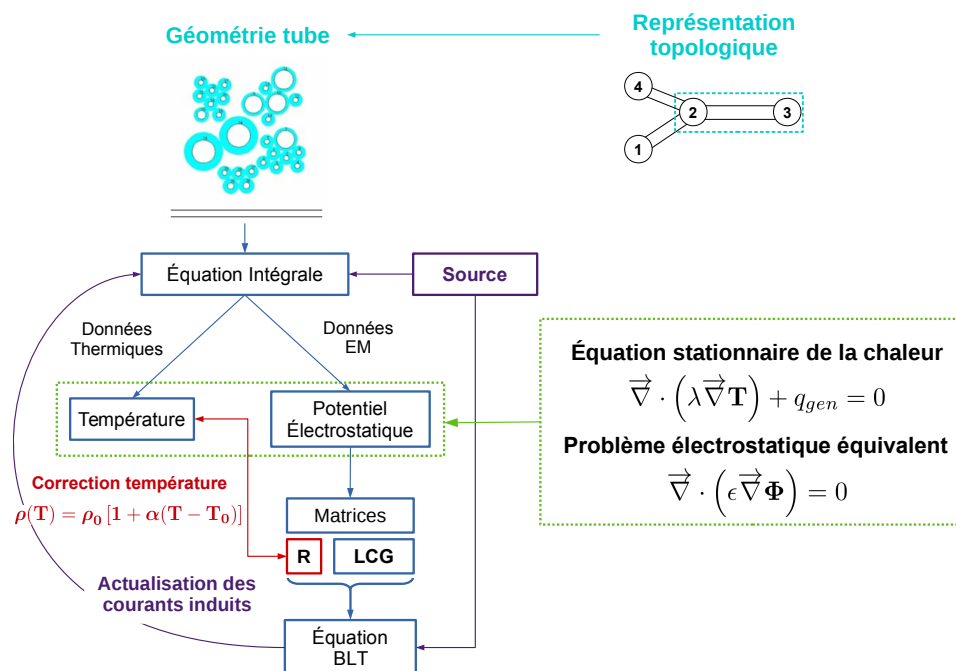


Fig. 1: Stratégie de couplage des modèles Thermiques et CEM à partir de la représentation topologique du réseau électrique

2.2. Stratégie de couplage

Une fois le réseau défini, l'équation à résoudre est appelée *équation BLT* (pour *Baum-Liu-Tesche*) et consiste à déterminer les ondes à chacune des jonctions du graphe topologique [3]. Ces ondes étant ensuite destinées à se propager le long du réseau de tubes, il est ainsi possible de remonter aux caractéristiques courant-tension en chaque point du réseau. Cette résolution est assurée par la suite logicielle *CRIPTE* développée par l'ONERA.

Le modèle théorique employé est celui des *Lignes de Transmission Multiconducteurs* dans lequel la propagation des signaux se fait suivant le mode transverse électromagnétique

(TEM). Dans le cadre de ce formalisme, il est nécessaire de préalablement connaître les paramètres électriques primaire (p.u.l) de la ligne, à savoir sa *Résistance* R (perte des conducteurs), son *Inductance* L , sa *Capacitance* C et sa *Conductance* G (pertes des matériaux diélectriques). Or, la détermination de ces paramètres implique la résolution d'une équation de Laplace dont le formalisme est identique à l'équation stationnaire de conduction de la chaleur, ces deux notions découlant de la même notion de *potentiel* [4].

Le calcul de l'échauffement spécifique des câblages peut donc totalement s'inscrire dans une stratégie de résolution commune consistant au partage d'un même outil numérique. Le couplage des phénomènes thermiques et électromagnétiques est alors totalement assuré par la connaissance de la nature et de l'intensité des courants, des propriétés thermophysiques des matériaux et des échanges thermiques avec l'environnement. Dans le cas présent, ce couplage s'effectue par la correction de la résistivité électrique en fonction de la température, qui est une propriété thermophysique propre aux conducteurs utilisés.

Une synthèse du processus de calcul est donnée en Fig. 1.

2.3. Résolution de l'équation de la chaleur par la Méthode des Moments (MoM)

Les solutions aux équations intégrales de frontières des deux champs (*électromagnétique et thermique*) peuvent être obtenues par la Méthode des Moments (MoM), méthode dans laquelle les inconnues sont projetées sur un ensemble connu de fonctions de base [5].

Dans ce cas, l'étape la plus importante en terme de place mémoire et de temps d'exécution est le calcul des interactions liées au noyau des équations intégrales. Il est alors possible d'utiliser les éléments de cette matrice interaction pour les deux calculs thermique et électromagnétique. *C'est sur cette propriété des équations intégrales que se fonde la simultanéité des résolutions.* La différentiation entre les deux schémas numériques se fait après application des conditions aux limites de type Dirichlet pour la partie électromagnétique (potentiel connu sur l'un des conducteurs) et de type Robin modifié pour le calcul thermique (loi de Newton pour la modélisation des phénomènes convectifs). Dans ce dernier cas, l'équation à résoudre est donnée par l'expression suivante :

$$\left. \begin{array}{l} \frac{\lambda^+ + \lambda^-}{2} \quad \text{si } M \in \Gamma_d \\ \lambda^+ \quad \text{si } M \in \Gamma_f \end{array} \right\} \cdot T(M) - \iint_{\Gamma_f} \left[\lambda^+ \cdot T(P) \left(\bar{h} \cdot G + \frac{\partial G}{\partial \bar{n}} \right) \right] dS \quad (1)$$

$$- \iint_{\Gamma_d} (\lambda^+ + \lambda^-) \left[T(P) \cdot \frac{\partial G}{\partial \bar{n}} \right] dS = \iiint_{\Omega} G \cdot S dV - \iint_{\Gamma_f} (\bar{h} \lambda^+ \cdot T_{\infty} \cdot G) dS$$

où $G = \frac{-1}{2\pi} \ln(\|\vec{P} - \vec{M}\|)$ est la solution fondamentale du Laplacien en deux dimensions et M et P respectivement les points d'observation et d'intégration sur les éléments de frontière.

Une fois discrétisée, l'expression (1) devient un système d'équations linéaires dont la résolution consiste à trouver l'expression de la température satisfaisant la condition de continuité aux frontières internes Γ_d et aux limites du domaine de calcul Γ_f .

Dans cette formulation, \bar{h} (deuxième et dernier terme de l'équation (1)) représente le coefficient d'échange entre la frontière du domaine et l'environnement ambiant. Le terme source S (avant-dernier terme de l'équation), exprimé en W/m^3 , est considéré constant à l'intérieur des conducteurs (du fait de leur haute conductivité thermique : pour le cuivre supérieure à $300 W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$). On note toutefois que, comme ce terme source dépend de la température (augmentation de la résistance électrique avec l'agitation thermique), la non

linéarité qu'elle entraîne nécessite la mise en place d'une procédure itérative lors de la résolution du système matriciel.

3. Validation expérimentale

Dans cette section nous discutons des expérimentations visant à spécifier les données d'entrée à fournir au code pour le cas d'étude fixé qui consiste en un toron de 11 câbles alimentés de manière identique. Les câbles en question sont placés dans un tube de cuivre pour homogénéiser les températures de surface afin de déterminer le coefficient d'échange \bar{h} .

La première série d'expériences concerne la mesure de la variation de la résistance électrique du câble utilisé pour construire le toron en fonction de sa température. Le montage expérimental associé à cette étude est présenté en Fig.2 (a).

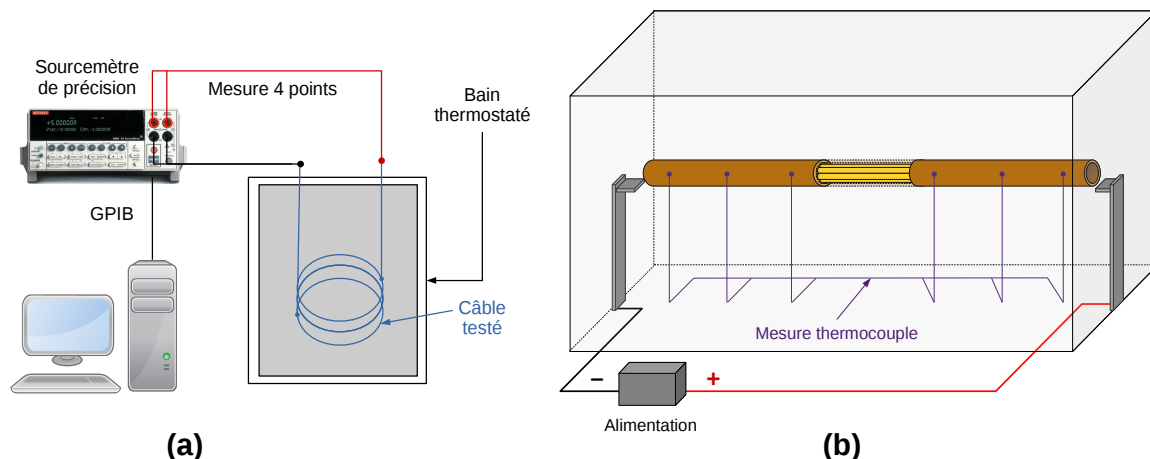


Fig. 2: Montages expérimentaux utilisés pour : (a) la détermination du coefficient de température du câble d'essai (largement inspiré de [6]). (b) la détermination du coefficient d'échange thermique \bar{h}

La seconde expérimentation consiste à caractériser expérimentalement les échanges en identifiant la loi de \bar{h} pour un environnement thermique contrôlé tel que présenté sur le schéma de la Fig.2 (b).

3.1. Loi de variation de la résistance électrique en fonction de la température

L'expression suivante donne la loi de variation de la résistance électrique R en fonction de la température [7] :

$$R = R_{T_0} [1 + \alpha (T - T_0)] \quad (2)$$

Dans cette expression R_{T_0} est la valeur de la résistance pour une température de référence T_0 et α est appelé *coefficient de température*.

Dans les expérimentations conduites, un bain thermostaté a été utilisé afin de pouvoir mesurer la résistance du câble utilisé dans une gamme de température comprise entre $+10^\circ\text{C}$ et $+80^\circ\text{C}$. Les mesures de résistivité effectuées sont du type 4 points afin de s'affranchir des résistances des câbles de mesure eux-mêmes. Au vu de la sensibilité du sourcemètre (Keithley 2400) et afin d'éliminer les erreurs de mesures provenant de courants créés sur le câble par couplages avec l'environnement EM, chaque point d'acquisition a été intégré sur une durée de l'ordre de la milliseconde et mesuré quatre fois à l'aide d'un système de contrôle Labview.

A partir de la droite de régression linéaire, on trouve comme valeur pour le coefficient de température : $\alpha = 4.24 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ avec un coefficient de régression de $R^2 = 9.998 \times 10^{-1}$. A titre

d'information, la norme CEI 60287 relative au calcul des résistances des âmes conductrices donne pour le cuivre $\alpha_{CEI} = 3.93 \times 10^{-3} K^{-1}$, l'écart entre la valeur fournie par la norme et celle mesurée pouvant s'expliquer par exemple par la nature de l'alliage de cuivre employé.

3.2. Détermination du coefficient de transfert thermique h

Le montage expérimental donné en Fig2.(b) se compose d'une cavité aux parois latérales doublement vitrées afin d'assurer une isolation thermique efficace. Les parois supérieures et inférieures quant à elles sont maintenues à température ambiante à l'aide d'un circuit d'eau connecté à un bain thermostaté. Les dimensions internes maximales de la cavité sont de $640mm \times 424mm \times 963mm$. La hauteur de l'enceinte est réglable et permet donc de tester différentes conditions de refroidissement. Dans les essais présentés dans cet article les dimensions de la cavité sont maximales et l'assemblage de câbles est placé à mi-hauteur.

Le dispositif d'échauffement consiste en un barreau de cuivre de diamètre extérieur $16 mm$, d'épaisseur $1 mm$ et de longueur $848 mm$. L'unique câble de section efficace $2.5 mm^2$ effectuée 11 allers-retours à l'intérieur du tube, ce chiffre constituant la limite pratique d'encombrement des câbles dans le tube. Le tube de cuivre est électriquement isolé de l'ensemble constitué d'un jeu de barres de puissance en aluminium dont la surface de passage de courant ($4mm \times 40mm$) est délibérément sur-dimensionnée afin d'éviter toute production de chaleur par un autre élément que le câble inséré dans le tube en cuivre. La production de courant est assurée par une alimentation en tension continue fonctionnant dans la gamme nominale ($5 - 15V$ et $0 - 40A$).

L'acquisition des températures à la surface du barreau de cuivre s'effectue toutes les secondes au moyen de douze thermocouples de type K (*incertitude maximale de $\pm 1.5^\circ C$*) placés suivant le schéma suivant :

- 9 thermocouples répartis respectivement (en cm par rapport à l'une des extrémités du barreau) le long supérieur du tube à : [5.3;18.9;26.5;37.1;42.4;47.7;58.3;68.9;79.5]
- 3 thermocouples placés à 42.4 cm et répartis suivant les angles (exprimé en degré suivant le sens trigonométrique) : [0° ; 180° ; 270°] (la rangée supérieur étant à 90°).

On relève aussi en différents endroits de la cavité, au moyen de quatre thermocouples de type K, la température de points éloignés de la plume de convection ainsi que des parois de la cavité. Chaque mesure se fait après établissement de l'état stationnaire soit environ 8 heures après la mise sous tension du dispositif d'échauffement.

Parallèlement à ces mesures de température, on relève la puissance dissipée par effet Joule toutes les secondes à l'aide d'un système d'acquisition permettant de mesurer sur deux voies distinctes, la tension aux bornes du câblage et la tension aux bornes d'un shunt de puissance ($40A - 60 mV$) donnant le courant traversant le circuit.

Le relevé des thermocouples montre une évolution de la température en fonction de la position (Fig. 3), l'écart en température entre le centre du tube et ses extrémités s'accroissant avec l'accroissement des puissances thermiques à dissiper. Cette variation de la température le long du barreau de cuivre est due aux dimensions caractéristiques de l'enceinte et du barreau, dont les longueurs sont assez proches pour permettre l'existence d'effets de bord consistant en des cellules de convection qui entraînent un refroidissement plus important à chacune des extrémités. Ces résultats pourraient être améliorés en s'inspirant du protocole expérimental présenté dans [8].

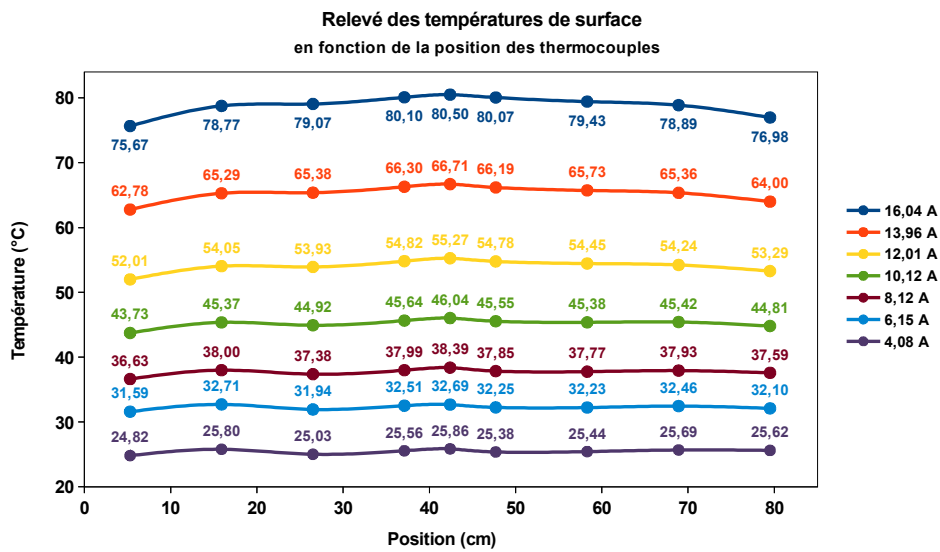


Fig. 3: Variation longitudinale des températures de surface

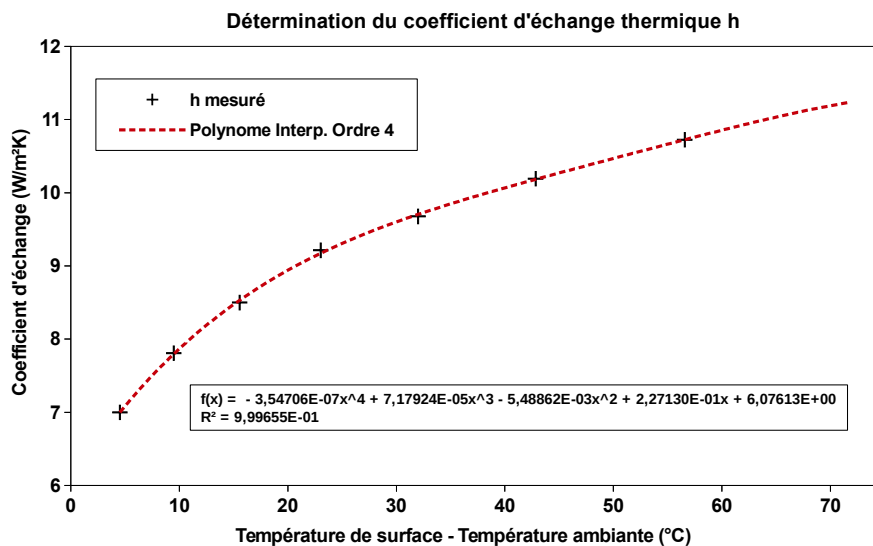


Fig. 4: Coefficient d'échange thermique mesuré et fonction d'interpolation polynomiale

L'obtention du coefficient de transfert thermique \bar{h} , qui constitue simplement le rapport de la puissance dissipée par effet Joule divisée par la surface d'échange et la *différence moyenne des températures de surface* avec celle (fixe) de l'air environnant, se résume par l'expression suivante :

$$\bar{h} = \frac{U \cdot I}{\pi \cdot D \cdot L \cdot (\bar{T}_{surface} - T_{\infty})} \quad (3)$$

Les valeurs obtenues ainsi que la fonction d'interpolation utilisée par la suite dans l'outil de calcul sont données par la Fig. 4. La fonction d'interpolation polynomiale donnant l'écart quadratique à la courbe le plus faible est un polynôme d'ordre 4 strictement valable dans la gamme de température encadrée par les essais à savoir de +20°C à +81°C.

4. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Le cas retenu consiste en une géométrie aléatoire construite à partir des caractéristiques des câbles et optimisant leur encombrement à l'intérieur du barreau de cuivre. Dans la configuration utilisée, l'espace maximal laissé libre entre les câbles ne peut dépasser 1 % du rayon maximal de ces derniers, ces conditions d'encombrement ayant été identifiées comme étant réalistes [9].

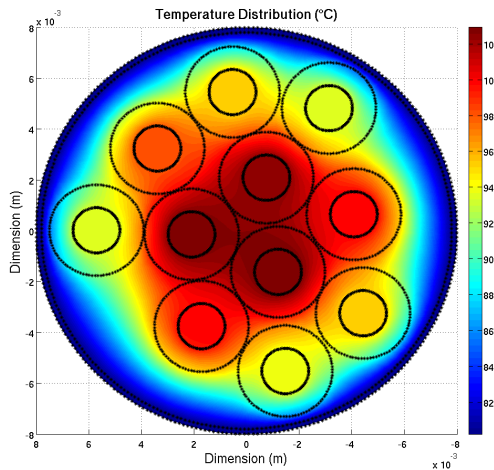


Fig. 5: Champ de température 2D pour une intensité de 16,04 A – $\lambda_{\text{ambient}} = 0.070 \text{ W.m}^{-1}\text{K}^{-1}$

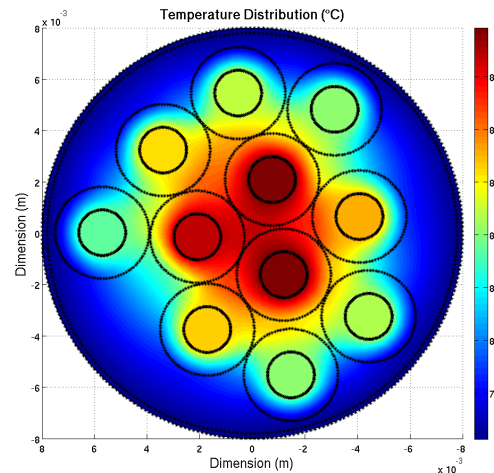


Fig. 6: Champ de température 2D pour une intensité de 16,04 A – $\lambda_{\text{ambient}} = 1 \text{ W.m}^{-1}\text{K}^{-1}$

A partir des données d'entrée précédemment mesurées, on trouve la répartition de température à l'intérieur de l'assemblage grâce au code de calcul développé.

Dans les différentes simulations, l'espace libre entre les câbles est modélisé par un milieu continu de conductivité thermique $\lambda = 0.070 \text{ W.m}^{-1}\text{K}^{-1}$. Cette valeur a été choisie de manière (quasi-)empirique en considérant que le milieu ambiant est constitué d'air et de lubrifiant (graisse silicone) ayant servi à insérer les câbles dans le tube de cuivre.

Les simulations de ce type sont reproduites en série pour différentes intensités de courant. Les températures de surface fournies par la simulation sont alors comparées en Fig. 7 à celles mesurées dans l'enceinte climatique pour ces mêmes niveaux de courants. On remarque un très bon accord entre les résultats expérimentaux et numériques, l'écart absolu entre températures mesurées et simulées ne dépassant pas $1,5^\circ\text{C}$. La validité des résultats est toutefois conditionnée par la valeur réelle de la conductivité thermique du milieu inter-câble. Connaissant la valeur du coefficient de température α du câble utilisé, il est possible d'estimer la température moyenne à l'intérieur du toron à partir du suivi de la mesure de la résistance électrique. Or, les premiers résultats obtenus par cette technique tendent à montrer que les gradients de température internes sont sensiblement moins élevés que ceux calculés (de l'ordre de quelques degrés), signe que la conductivité thermique du milieu inter-câble doit être supérieure à la valeur fixée empiriquement.

Afin de juger de l'effet d'une telle augmentation sur les résultats de simulation, un cas correspondant à l'hypothèse où le milieu inter-câble possède une conductivité arbitrairement plus élevée a été modélisé (Fig. 6). Il apparaît dans ces simulations que les écarts entre les températures de surface mesurées et simulées restent du même ordre de grandeur que ceux présentés en Fig. 7. Néanmoins, le champ de température interne se trouve quant à lui profondément affecté, avec pour conséquence principale que la différence de température entre les âmes conductrices et la surface devient nettement plus faible.

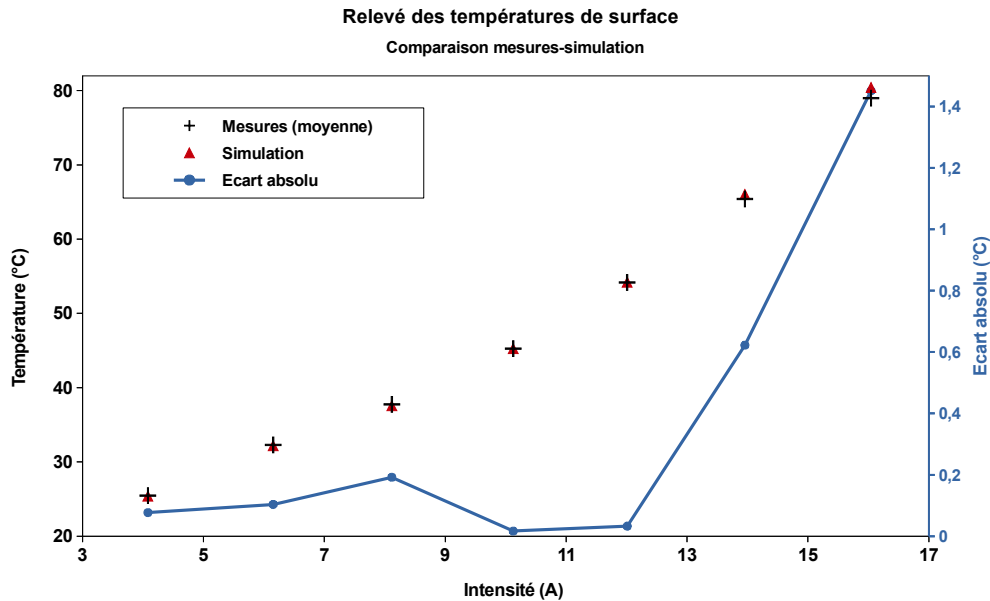


Fig. 7: Comparaison simulation-mesures des températures de surface

5. Conclusion

Dans cet article, la validation expérimentale de l'outil de calcul thermique associé à une méthode de simulation couplée CEM-Thermique de torons de câbles a été entreprise. Bien que les résultats numériques et expérimentaux présentent un très bon accord, la distribution réelle de température à l'intérieur du toron reste à démontrer à l'aide de nouveaux essais dans lesquels des thermocouples seront insérés à l'intérieur de la construction. Enfin, un travail plus conséquent sur les incertitudes devra être effectué afin de valider définitivement l'ensemble de la chaîne de calcul couplée CEM-Thermique.

Références

- [1] F. Mahiddini et al, "Simulation conjointe thermique-CEM des harnais électriques dans le cadre de l'avion « plus électrique »", Congrès SFT 2016, Toulouse, 2016.
- [2] Laurent Paletta, « Démarche topologique pour l'étude des couplages électromagnétiques sur des systèmes de câblages industriels de grandes dimensions », Thèse de doctorat de l'Université de Paris XI – Orsay, 1998.
- [3] C.E. Baum, T.K. Liù, and T.E. Tesche, "On the Analysis of General Multiconductor Transmission-Line Networks". Interaction Notes, Note 350, November, 1978.
- [4] R.P. Feynman, "The Feynman Lectures on Physics. Vol II – Mainly Electromagnetism and Matter Basic", Basic Book, The New Millenium Edition 2014.
- [5] C.A. Brebbia, « The Boundary Element Method for engineers », Pentech Press, 1980.
- [6] A. Ilgevcicus, "Analytical and numerical analysis and simulation of heat transfer in electrical conductors and fuses", Universität der Bundeswehr München, 2004.
- [7] F. Loos, "Joule Heating in Connecting Structure of Automotive Electric Devices – Modelling, Simulation and Optimization", PhD thesis, Universität der Bundeswehr München, 2014.
- [8] Ş. Özgür Atayılmaz, "Experimental and numerical study of natural convection heat transfer from horizontal concentric cylinders", International Journal of Thermal Sciences, 50 (2011).
- [9] C. Jullien, « Contribution à l'analyse et à la modélisation des couplages électromagnétiques au sein de torons de câbles à grand nombres de liaison – Application aux câbles aéronautiques », Thèse de doctorat de l'INSA de Rennes, 2013.