

## MODELISATION DU CONTACT ELECTRO-THERMIQUE - APPLICATION AU SOUDAGE PAR RESISTANCE PAR POINT

R. Raelison<sup>1\*</sup>, P. Rogeon<sup>1</sup>, P. Carré<sup>1</sup>, T. Loulou<sup>1</sup> et F. Dechalotte<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Laboratoire d'Ingénierie des Matériaux de Bretagne, Université de Bretagne Sud, Rue de Saint-Maudé, BP 92116, 56321 Lorient cedex 3, France

<sup>2</sup> PSA Peugeot Citroën, Centre Technique de Vélizy, Route de Gisy, 78943 Vélizy Villacoublay cedex, France

*rija.raelison@univ-ubs.fr, philippe.rogeon@univ-ubs.fr, patrick.carre@univ-ubs.fr, tahar.loulou@univ-ubs.fr, florent.dechalotte@mps.com*

### RESUME

Dans cette étude deux approches de modélisation macroscopique du contact électrothermique sont mises en œuvre et comparées dans le cadre de la simulation numérique du soudage par point. La première approche, dite surfacique, traduit les phénomènes électrothermiques microscopiques au niveau de l'interface à travers des paramètres surfaciques de contact ; la seconde approche dite volumique consiste à remplacer les zones interfaciales hétérogènes et perturbées par une couche mince homogène de résistance équivalente. L'approche volumique permet des prédictions de la température de contact plus réaliste. La forte thermo dépendance des résistances de contact nécessite une parfaite détermination de la température de contact dans le modèle de contact électro-thermique macroscopique. La simulation numérique du soudage par résistance par point focalisée sur la confrontation de ces deux approches révèle une surchauffe de l'assemblage par l'approche surfacique conduisant à une apparition prématurée du noyau et une taille finale surestimée.

### NOMENCLATURE

RCE	résistance électrique de contact ( $\Omega.mm^2$ )	$\sigma$	conductivité électrique ( $\Omega.mm$ ) <sup>-1</sup>
RCT	résistance thermique de contact ( $mm^2 K.W^{-1}$ )	V	potentiel électrique (V)
$\alpha$	coefficient de partage	L	nombre de Lorentz ( $V^2/K^2$ )
$\lambda$	conductivité thermique ( $W.mm^{-1}.K^{-1}$ )	TC	température de contact (K)

### 1. INTRODUCTION

La considération des conditions interfaciales est indispensable dans la simulation numérique du soudage par résistance par point en raison de la prépondérance de leurs effets sur la cinétique de développement de la zone fondue [1, 2]. Une interface métallique présente une zone hétérogène constituée d'aspérités en contact et d'un milieu interstitiel parfaitement isolant électrique et faiblement conducteur thermique qui va s'opposer au passage de la chaleur et du courant électrique. Par conséquent les phénomènes électrique et thermique au sein de la zone interfaciale perturbée ne sont pas identiques

Dans la littérature différents types de modèles de l'interface électrothermique (ET) sont mis en œuvre. Des modèles à l'échelle microscopique passent par une stylisation de la géométrie de la zone interfaciale en conservant une zone hétérogène constituée d'aspérités et d'un milieu interstitiel isolant électrique. Les paramètres microgéométriques, forme des aspérités et distance entre aspérités, sont déterminés à partir de mesures profilométriques [3-5]. Des lois de comportement thermo-mécanique pour les aspérités, intégrées au modèle, permettent alors théoriquement de rendre compte de l'évolution du taux de contact, et par conséquent de l'évolution de la résistance électrique de l'interface sous sollicitation thermique et mécanique. Les inconvénients majeurs de ce type d'approche résident d'une part dans les approximations géométriques obligatoirement consenties, et d'autre part dans la difficulté de faire cohabiter au sein d'un même modèle des géométries aux échelles micro et macroscopique. D'autres

types d'approches, à l'échelle macroscopique, rendent compte globalement des phénomènes électrothermiques interfaciaux à travers des paramètres surfaciques ou volumiques. Dans le premier cas la zone hétérogène de l'interface est remplacée par une discontinuité au niveau du plan théorique de contact, les milieux sont prolongés jusqu'au plan théorique de contact et l'imperfection volumique du contact est traduite par des paramètres surfaciques : les résistances de contact électrique et thermique (RCE et RCT), et le coefficient de partage  $\alpha$  du flux généré dans la RCE [6-8]. Dans le second cas, la modélisation macroscopique préserve le caractère volumique initial des phénomènes, et l'interface hétérogène et complexe est remplacée par une zone homogène de faible épaisseur et de résistance thermique et électrique équivalente. Les valeurs des conductivités équivalentes électrique et thermique sont déduites des valeurs des résistances de contact RCE et RCT. Dans ce cas le coefficient de partage et la température de contact n'ont plus à être déterminées puisque étant implicite [9, 10].

L'objectif de ce travail est de comparer les températures de contact prédites par les deux approches macroscopiques avec paramètres surfaciques et avec paramètres volumiques de contact dans le cas le plus problématique du contact ET symétrique. La légitimité de ces deux approches sera discutée premièrement dans le cadre du contact ET entre deux aspérités identiques à l'échelle microscopique. Ensuite les deux types d'approches seront mises en œuvre dans le cadre de la simulation numérique du procédé de soudage par point et les effets sur l'initiation de l'échauffement et le développement du noyau seront explicités.

## 2. ANALYSE LOCALE DU CONTACT ELECTROTHERMIQUE

Dans une précédente étude [9,10], les deux modèles Electro-Thermique Equivalents (ETEq) surfacique et volumique ont été testés à l'échelle microscopique dans le cadre du contact ET partiel entre deux milieux identiques et comparés à un modèle de référence intégrant les phénomènes de constriction thermique et électrique. Si les flux sortants des deux modèles ETEq sont en très bonne adéquation avec ceux issus du modèle de référence avec constriction, l'équivalence thermique n'est pas vérifiée en ce qui concerne les profils de température sur l'axe qui sont relativement différents entre les modèles surtout près de la zone de contact (Fig. 1). Dans le modèle de référence un pic thermique apparaît dans la zone de constriction, au niveau du plan de symétrie. Ce pic thermique est imputable aux résistances de constriction thermiques qui s'opposent au passage du flux dissipé dans les résistances de constriction électriques. On retrouve fidèlement cette température pic au niveau du contact en appliquant la relation d'équivalence "Température-Potentiel électrique" (Eq. 1) démontrée dans la théorie de Holm pour calculer la température de contact à partir du saut de potentiel électrique au niveau de l'interface [11].

$$TC^2 = T_{\infty}^2 + \frac{((V_1 - V_2)/2)^2}{L} \quad (1)$$

Cette relation est établie en considérant les phénomènes de constriction électrique et thermique qui se développent dans un milieu semi-infini au niveau d'un contact élémentaire de forme circulaire. Dans ce cas les effets de la résistance de constriction thermique sur le flux dissipé dans la résistance de constriction électrique sont bien pris en considération. Par contre les hypothèses de validité de cette relation en limite l'application au contact ET symétrique (cas de l'interface tôle-tôle dans un assemblage symétrique) et suppose notamment que les fonctions de constriction électrique et thermique soient identiques, ce qui n'est pas forcément le cas en pratique si des couches d'oxydes par exemple viennent limiter le passage du courant sur les zones de contact.

Dans le modèle surfacique le flux généré dans la RCE est réparti aux bornes de la RCT avec le coefficient de partage  $\alpha$ . La RCT ne peut donc pas s'opposer dans ces conditions aux flux

général, et les températures des surfaces en contact restent basses car seulement imputables aux résistances thermiques des milieux qui sont faibles. Dans le cas du modèle à paramètres volumiques, la réduction de modèle préserve les aspects volumiques des phénomènes interfaciaux et prend bien en compte le rôle spécifique des phénomènes de constriction thermique sur les flux générés. La résistance thermique équivalente de la couche s'oppose à la diffusion du flux (non conservatif) généré par effet Joule dans la résistance électrique équivalente (Figure 1) et permet de reproduire le pic thermique obtenu dans le modèle de référence. Cette formulation macroscopique du contact ET, en prenant en compte l'intégralité des effets de constriction, permet, même dans le cas du contact symétrique, une très bonne prédiction du comportement thermique de l'interface.

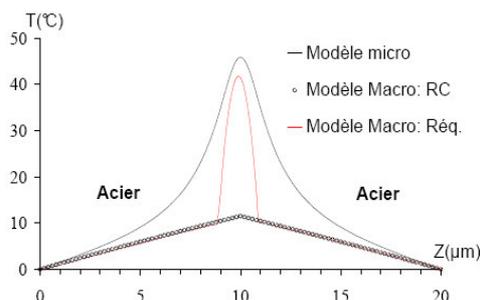


Figure 1 : Confrontation des trois approches – profil de la température le long de l'axe

### 3. APPLICATION A LA SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE PAR RESISTANCE PAR POINT

Considérons le cas d'un assemblage symétrique de tôles d'aciers revêtues par galvanisation à chaud soudé selon les conditions définies dans un référentiel de soudage ( $I=10.1\text{kA}$ ,  $F=290\text{daN}$ ,  $t_s=0.26\text{s}$ ), avec des électrodes dont les faces actives des embouts sont aplaties [2]. L'épaisseur de la couche de zinc sur les surfaces des tôles est de l'ordre de 10 microns. Dans cette configuration les surfaces apparentes de contact au niveau des interfaces électrode-tôle (E-T) et tôle-tôle (T-T) peuvent être supposées constantes, et une modélisation simplifiée intégrant seulement les couplages entre phénomènes électrique, thermique et métallurgique (ETM) peut être envisagée. Le couplage fort avec une analyse mécanique n'est pas nécessaire dans ce cas. La géométrie de révolution permet en outre de se limiter à un modèle 2D axisymétrique. Le modèle ETM est résolu par la méthode des éléments finis avec le logiciel Sysweld® [6]. Les conditions aux limites extérieures sont du type échanges convecto-radiatifs pour le problème thermique, et densité de courant imposé sur l'électrode supérieure et potentiel nul à l'électrode inférieure pour le problème électrique. Concernant les conditions interfaciales E-T et T-T, les deux modèles ETEq surfacique et volumique sont mis en œuvre. Les modèles complets sont implémentés dans le logiciel aux éléments finis Sysweld [6] avec lequel sont effectuées les simulations numériques.

Pour l'approche surfacique, les résistance de contact RCE et RCT au niveau des contacts E-T et T-T sont caractérisées expérimentalement sur un banc d'essai ex situ [12,13]. Les évolutions des RCE et RCT sont établies en fonction de la température à la pression de 80 MPa, pression proche de celle imposée au niveau des interfaces en cours de soudage. L'avantage du dispositif de mesure de RC est de garantir une bonne maîtrise des températures interfaciales, ce qui est fondamental. La singularité de l'évolution de la RCE(T-T) qui commence d'abord par croître avec la température puis s'effondre brusquement à l'approche de la température de fusion du revêtement en apporte la preuve (Figure 2). Soulignons que la valeur de la RCE(T-T) est 10 fois plus élevée que celle de la RCE(E-T) à température ambiante, le contact avec le cuivre abaissant fortement la résistance de l'interface. Les variations des RCT avec la température sont beaucoup plus faibles que celles des RCE,

traduisant les différences fondamentales entre les mécanismes de passage du courant électrique et de la chaleur à travers une interface (Figure 2). Précisons ici que les évolutions de la RCT traduisent le comportement de l'interface vis-à-vis d'un flux de chaleur traversant et non dissipé au sein de l'interface.

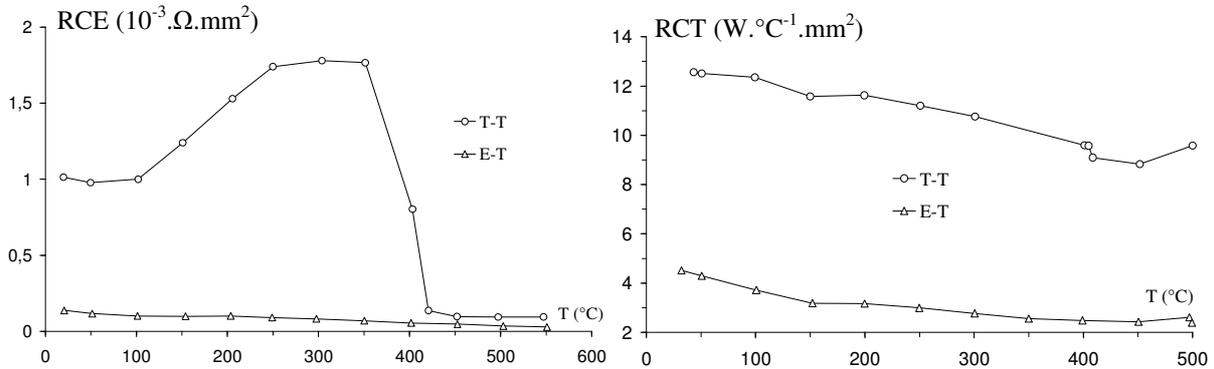


Figure 2 : Courbes expérimentales des RCE et RCT

Le coefficient de partage pour les deux interfaces E-T et T-T est pris égal à 0.5 [9]. Le problème de la définition de la température de contact, dont dépendent les RCE et RCT, est résolu ici par défaut en choisissant pour l'interface E-T la température du milieu le plus conducteur (côté électrode), et pour l'interface T-T constituant un plan adiabatique, une des deux températures identiques des surfaces en contact.

Pour l'approche volumique, l'épaisseur de la couche est fixée a priori à une valeur  $\delta$  proche de celle de la zone perturbée (10 $\mu$ m). En première approche les évolutions des conductivités thermique équivalente  $\lambda_{Eq}(E-T)$  et  $\lambda_{Eq}(T-T)$  sont déduites à partir des évolutions expérimentales de RCT (Figure 2). La technique de mesure basée sur un flux thermique conservatif, traversant les interfaces, conduit à des valeurs de RCT qui traduisent le passage en parallèle par les deux voies (contact solide) – (milieu interstitiel). Les phénomènes de constriction thermique sont en conséquence moins importants, et les valeurs de RCT sont très faibles. En fait les mécanismes de passage de la chaleur à travers l'interface sont différents suivant qu'il s'agisse d'un flux traversant l'interface ou d'un flux généré au sein l'interface. Les phénomènes de constriction thermique sont nettement différents et les valeurs de RCT utilisées ici en première approche ne conviennent pas a priori. Les conductivités thermiques ( $\lambda_{Eq}(E-T)$ ,  $\lambda_{Eq}(T-T)$ ) et électriques ( $\sigma_{Eq}(E-T)$ ,  $\sigma_{Eq}(T-T)$ ) équivalentes sont déterminées à partir de la relation d'équivalence entre les deux modèles ETEq (Eq. 8 et 9) :

$$\frac{\delta}{\lambda_{Eq}} = RCT + \frac{\delta}{2 \lambda_1} + \frac{\delta}{2 \lambda_2} \quad (8)$$

$$\frac{\delta}{\sigma_{Eq}} = RCE + \frac{\delta}{2 \sigma_1} + \frac{\delta}{2 \sigma_2} \quad (9)$$

Dans le calcul, pour faciliter la convergence numérique le courant est établi à sa valeur efficace par une montée linéaire en 0,005s. Une précision de 5°C sur la température et un résidu maximal de 10<sup>-2</sup> W sur le flux ont été retenus comme critères de convergence numérique. L'analyse des cinétiques thermiques au centre de l'assemblage met en évidence les deux régimes thermiques d'échauffement (Figure 3). Durant la première période de

soudage ( $t < 0.02s$ ) l'augmentation de température rapide est imputable au flux dissipé au niveau de l'interface T-T dans la RCE(T-T). Cette très courte phase cesse dès que la température interfaciale atteint la température de fusion du revêtement (température de coupure) pour laquelle la valeur de la RCE(T-T) chute à un niveau très faible (Figure 3). Ensuite la puissance dissipée dans les tôles dont la résistivité augmente avec la température prend le relais de l'échauffement qui devient plus progressif.

Avec le modèle ETEq surfacique la température de l'interface monte plus lentement jusqu'à la température de coupure pendant la première phase de l'échauffement, tendance qui s'inverse dans le second régime d'échauffement. La sous-évaluation de la température de contact avec ce modèle s'accompagne d'une énergie thermique générée due à la RCE(T-T) plus importante ce qui conduit à un échauffement plus important des tôles. En conséquence le noyau apparaît plus tôt et atteint une taille importante à la fin du soudage (Figure 4).

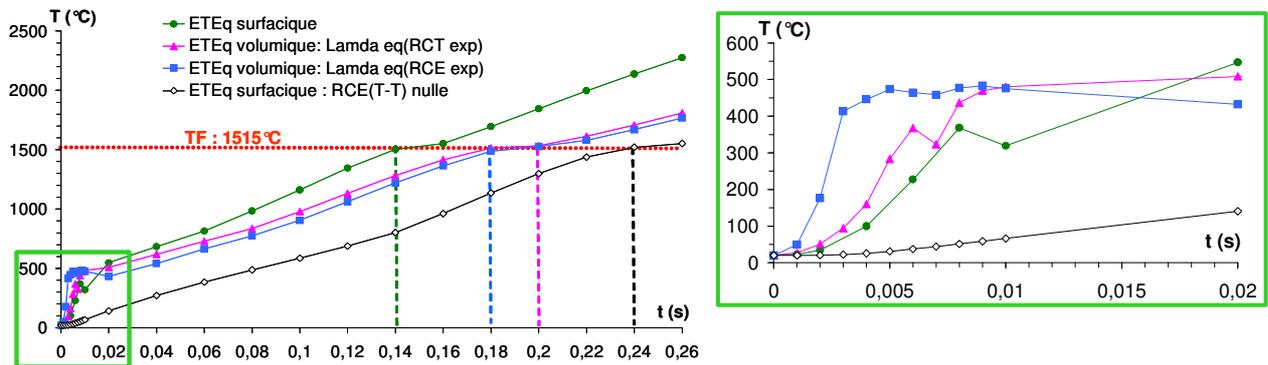


Figure 3 : Cinétique thermique numérique relevée au centre de l'assemblage

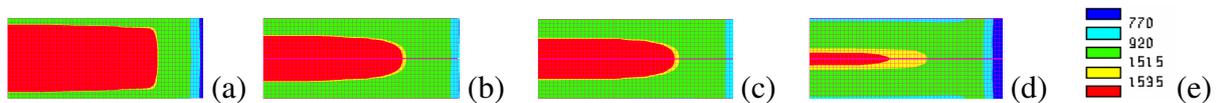


Figure 4 : Conséquence du choix du modèle de contact et des paramètres interfaciales sur la taille du noyau final ( $t=0.26s$ ) obtenu - (a) : modèle ETEq surfacique, (b) : modèle ETEq volumique ( $\lambda_{Eq}$  déduite de la RCT expérimentale), (c) : modèle ETEq volumique ( $\lambda_{Eq}$  déduite de la RCE expérimentale), (d) : modèle ETEq surfacique ( $RCE\ T-T = 0$ ), (e) : légende

Le modèle ETEq volumique plus approprié intègre l'effet de la résistance thermique sur le flux généré et conduit donc à une prédiction plus réaliste de la distribution de la température au sein de la zone interfaciale. En conséquence la température de coupure ( $\sim 420^\circ C$ ) de la RCE est atteinte plus rapidement (Figure 3) et l'énergie générée dans la couche interfaciale est plus faible. Le noyau apparaît plus tardivement et sa taille finale est plus faible. Cependant, l'évaluation de la conductivité thermique équivalente à partir de la RCT mesurée, conduit à minimiser l'effet de barrière thermique sur le flux dissipé. Dans un second temps, on propose donc d'évaluer l'évolution de  $\lambda_{Eq}(T-T)$  à partir de l'évolution expérimentale de la RCE(T-T) en supposant que le flux dissipé dans les constriction électrique ne peut emprunter que la voie solide pour quitter la zone perturbée (Eq. 10). Dans ce cas les fonctions de constriction électrique et thermique peuvent être supposées identiques.

$$RCT(T-T) = \frac{\sigma_{\text{revetement}}}{\lambda_{\text{revetement}}} RCE(T-T) \quad (10)$$

Dans ce cas la dynamique dans la zone interfaciale est encore plus rapide et en conséquence l'énergie dissipée plus faible, l'apparition du noyau est différée ( $t = 0.20s$ ) (Figure 3).

En conclusion, la RCE(T-T) est donc efficace dans les tout premiers instants de la phase de soudage. Il n'empêche que son rôle est essentiel, sans cette étincelle (cas RCE (T-T) nulle) (Figure 3), l'échauffement de l'assemblage est bien moindre, le noyau apparaît seulement au temps final ( $t = 0.24s$ ).

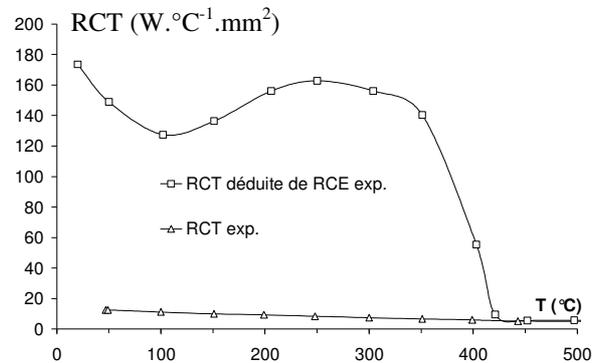


Figure 5 : Comparaison de la RCT déduite de la RCE expérimentale à la RCT expérimentale

## CONCLUSION

La considération des conditions interfaciales dans le cas du soudage par résistance par point a été appréhendée par deux approches, une à paramètre surfacique et une autre à paramètres volumiques équivalentes. Une analyse locale du contact électrothermique a été effectuée à partir d'un modèle géométrique représentatif deux aspérités en contact. Cette analyse a permis de présenter la distribution réelle de la température au voisinage du contact, de définir le coefficient de partage de flux de chaleur dû aux constriction et de montrer le bon choix de température de contact pour l'approche surfacique. L'approche volumique présente les avantages d'améliorer la prédiction de distribution de température d'interface et de s'affranchir du coefficient de partage. La simulation numérique du soudage par point menée avec les deux approches révèle une surestimation de l'échauffement pour l'approche surfacique affectant l'apparition du noyau ainsi que son développement au cours du soudage. En outre pour pallier au défaut du modèle (RCE, RCT,  $\alpha$ ) concernant la prédiction des températures de contact, une étude en cours de développement vise à appliquer la relation d'équivalence "Température-Potentiel électrique" pour calculer la température de contact à partir du saut de potentiel électrique au niveau de l'interface.

## REFERENCE

1. K.P. Bentley *et al.*, 1963, *British welding journal*, pp.613-619
2. G. Sibilia, 2003, *Thèse de l'Ecole Polytechnique Universitaire de Nantes*
3. F. Cheng, 2001, *China Welding*, vol. 10, n° 2, pp 81-87
4. M. Barhami, J.R. Culham, M.M. Yovanovich, 2004, *Journal of Heat Transfer*, vol. 126
5. N. Laraqi, A. Bairi, 2001, *Congrès SFT Nantes*, pp 695-700
6. E. Feulvarch *et al.*, 2006, *Numerical Heat Transfer*, Part A, 49; pp 345-367
7. G. Le Meur, 2002, *Thèse de l'Ecole Polytechnique Universitaire de Nantes*
8. B. Bourouga, 2006, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.49, pp. 387-401
9. Ph. Rogeon *et al.*, 2008, *Journal of Heat Transfer*, vol.111, Iss.2
10. R. Raoelison, Ph. Rogeon, P. Carré, 2008, *Congrès SFT Toulouse*, pp 1153-1158
11. R. Holm, *Electric contacts handbook*, 1958, *Springer*, Berlin.
12. R. Raoelison, Ph. Rogeon, P. Carré, 2007, *Congrès SFT Marseille*, pp. 1153-1158,
13. Ph. Rogeon *et al*, 2007, *J. of Mat. Proc. and Tech.*, vol. 195/1-3, pp. 117-124